



**POLITECHNIKA
GDAŃSKA**

Wydział Inżynierii
Lądowej i Środowiska



Imię i nazwisko autora rozprawy: Łukasz Smakosz
Dyscyplina naukowa: Budownictwo

ROZPRAWA DOKTORSKA

Tytuł rozprawy w języku polskim: Analiza doświadczalna i numeryczna paneli warstwowych z okładzinami z płyty cementowo-magnezjowej i rdzeniem z polistyrenu ekspandowanego

Tytuł rozprawy w języku angielskim: Experimental and numerical analysis of sandwich panels with magnesium-oxide board facings and an expanded polystyrene core

Promotor
<i>podpis</i>
dr hab. inż. Ireneusz Kreja, prof. nadzw. PG

Gdańsk, rok 2017



**POLITECHNIKA
GDAŃSKA**

Wydział Inżynierii
Lądowej i Środowiska



OŚWIADCZENIE

Autor rozprawy doktorskiej: Łukasz Smakosz

Ja, niżej podpisany(a), wyrażam zgodę/nie wyrażam zgody* na bezpłatne korzystanie z mojej rozprawy doktorskiej zatytułowanej:

Analiza doświadczalna i numeryczna paneli warstwowych z okładzinami z płyty cementowo-magnezowej i rdzeniem z polistyrenu ekspandowanego
do celów naukowych lub dydaktycznych.¹

Gdańsk, dnia

.....
podpis doktoranta

Świadomy(a) odpowiedzialności karnej z tytułu naruszenia przepisów ustawy z dnia 4 lutego 1994 r. o prawie autorskim i prawach pokrewnych (Dz. U. z 2006 r., nr 90, poz. 631) i konsekwencji dyscyplinarnych określonych w ustawie Prawo o szkolnictwie wyższym (Dz. U. z 2012 r., poz. 572 z późn. zm.),² a także odpowiedzialności cywilno-prawnej oświadczam, że przedkładana rozprawa doktorska została napisana przeze mnie samodzielnie.

Oświadczam, że treść rozprawy opracowana została na podstawie wyników badań prowadzonych pod kierunkiem i w ścisłej współpracy z promotorem dr hab. inż. Ireneuszem Kreją.

Niniejsza rozprawa doktorska nie była wcześniej podstawą żadnej innej urzędowej procedury związanej z nadaniem stopnia doktora.

Wszystkie informacje umieszczone w ww. rozprawie uzyskane ze źródeł pisanych i elektronicznych, zostały udokumentowane w wykazie literatury odpowiednimi odnośnikami zgodnie z art. 34 ustawy o prawie autorskim i prawach pokrewnych.

Potwierdzam zgodność niniejszej wersji pracy doktorskiej z załączoną wersją elektroniczną.

Gdańsk, dnia

.....
podpis doktoranta

Ja, niżej podpisany(a), wyrażam zgodę/nie wyrażam zgody* na umieszczenie ww. rozprawy doktorskiej w wersji elektronicznej w otwartym, cyfrowym repozytorium instytucjonalnym Politechniki Gdańskiej, Pomorskiej Bibliotece Cyfrowej oraz poddawania jej procesom weryfikacji i ochrony przed przywłaszczeniem jej autorstwa.

Gdańsk, dnia

.....
podpis doktoranta

*) niepotrzebne skreślić

¹ Zarządzenie Rektora Politechniki Gdańskiej nr 34/2009 z 9 listopada 2009 r., załącznik nr 8 do instrukcji archiwalnej PG.

² Ustawa z dnia 27 lipca 2005 r. Prawo o szkolnictwie wyższym: Rozdział 7 Odpowiedzialność dyscyplinarna doktorantów, Art. 226.





**POLITECHNIKA
GDAŃSKA**

Wydział Inżynierii
Lądowej i Środowiska



OPIS ROZPRAWY DOKTORSKIEJ

Autor rozprawy doktorskiej: Łukasz Smakosz

Tytuł rozprawy doktorskiej w języku polskim: Analiza doświadczalna i numeryczna paneli warstwowych z okładzinami z płyty cementowo-magnezjowej i rdzeniem z polistyrenu ekspandowanego

Tytuł rozprawy w języku angielskim: Experimental and numerical analysis of sandwich panels with magnesium-oxide board facings and an expanded polystyrene core

Język rozprawy doktorskiej: polski

Promotor rozprawy doktorskiej: Ireneusz Kreja

Data obrony:

Słowa kluczowe rozprawy doktorskiej w języku polski: panele warstwowe, analiza doświadczalna, analiza numeryczna, analiza nieliniowa, Metoda Elementów Skończonych

Słowa kluczowe rozprawy doktorskiej w języku angielskim: sandwich panels, experimental analysis, numerical analysis, nonlinear analysis, Finite Element Method



**POLITECHNIKA
GDAŃSKA**

Wydział Inżynierii
Lądowej i Środowiska



Streszczenie rozprawy w języku polskim:

Panele warstwowe są chętnie stosowane w budownictwie ze względu na wysoki stosunek wytrzymałości do masy, oraz łatwość i szybkość montażu. Idea przekroju warstwowego polega na łączeniu cienkich i wytrzymałych okładzin z lekkim rdzeniem. Dobór materiałów składowych pozwala na swobodę kształtowania cech paneli. W rozprawie opisano panele z okładzinami z płyty cementowo-magnezowej i rdzeniem z polistyrenu ekspandowanego, charakteryzujące się niewrażliwością na korozję biologiczną, wysoką izolacyjnością cieplną i niską szkodliwością dla środowiska. Dostosowywanie asortymentu paneli do potrzeb rynku wymaga częstych zmian wymiarów, co prowadzi do zmian w ich zachowaniu i wymaga przeprowadzania kosztownych testów laboratoryjnych. Celem rozprawy było stworzenie modelu numerycznego, pozwalającego na wiarygodny opis zachowania paneli o różnej geometrii, pod działaniem różnych obciążeń. Do obliczeń wykorzystano komercyjny pakiet ABAQUS i procedurę autorską, umożliwiającą odwzorowanie zachowania warstw kompozytu w różnych stanach naprężenia. Stworzono nieliniowy model obliczeniowy, odwzorowujący zaobserwowane mechanizmy zniszczenia; jego parametry ustalono na podstawie badań w małej skali i eksperymentów numerycznych. Model poddano walidacji przez porównanie z wynikami badań zginania i ściskania paneli w skali naturalnej. Uzyskano wyniki będące w zadowalającej zgodności z rezultatami doświadczalnymi.

Streszczenie rozprawy w języku angielskim:

Sandwich panels are readily used in civil engineering due to their high strength to weight ratio and the ease and speed of assembly. The idea of a sandwich section is to combine thin and durable facings with a light-weight core. The choice of the constituent materials allows the freedom of shaping the panel's characteristics. Panels in consideration consist of magnesium-oxide board facings and expanded polystyrene core and are characterized by immunity to biological corrosion, high thermal insulation and low impact on environment. Customizing the range of panels to meet market needs requires frequent size changes, leading to changes in mechanical behaviour, and costly laboratory tests. The aim of this thesis was to create a numerical model that allows for a reliable description of the behaviour of panels of different geometries under different loads. A commercial ABAQUS code and a user-defined procedure were used to account for changes in material behaviour in different stress states. A nonlinear model was created, which is able to reproduce observed failure mechanisms; its parameters were established on the basis of small scale tests and numerical experiments. The model was validated by comparison with the results of the full-scale bending and compression tests. The results obtained were in satisfactory agreement with the experimental results.



SPIS TREŚCI

Wykaz oznaczeń i skrótów	6
1. Wstęp	9
1.1. Panele warstwowe	9
1.2. Krótki przegląd metod obliczania konstrukcji warstwowych	10
1.3. Analizowany panel CSIP	11
1.4. Cel i zakres pracy	12
2. Badania doświadczalne	14
2.1. Badania na próbkach w małej skali	14
2.1.1. Badania materiału rdzenia	18
2.1.2. Badania materiału okładziny	46
2.1.3. Badania na próbkach CSIP	61
2.2. Badania na panelach w skali naturalnej	78
2.2.1. Badania paneli ściskanych	79
2.2.2. Badania paneli zginanych	88
2.2.3. Wnioski z badań w skali naturalnej	94
3. Analiza numeryczna	97
3.1. Uwzględnione cechy fizyczne i przyjęte założenia	98
3.2. Ewolucja modelu numerycznego	100
3.2.1. Zakres sprężysty	105
3.2.2. Zakres niesprężysty	129
3.2.3. Wyniki symulacji badań w małej skali	140
3.3. Końcowa weryfikacja i walidacja modelu	155
3.3.1. Weryfikacja wybranych założeń	155
3.3.2. Wyniki symulacji badań w skali naturalnej	158
4. Wnioski końcowe i plan dalszych prac	171
4.1. Wnioski końcowe z analizy doświadczalnej i numerycznej	171
4.2. Podsumowanie	174
4.3. Plany dalszej pracy naukowej	175
Wykaz literatury	176
Wykaz własnych publikacji	181
Załącznik	182
Szczegółowe wyniki badań w małej skali	182
Szczegółowe wyniki badań w skali naturalnej	216
Analiza zbieżności	231



WYKAZ OZNACZEŃ I SKRÓTÓW

Oznaczenia łacińskie

a	szerokość przekroju poprzecznego [mm]
a_k	współczynnik asymetrii [-]
b	wysokość przekroju poprzecznego [mm]
d	odległość między środkami ciężkości okładzin [mm]
d'	parametr wzmocnienia
D	sprężysta macierz konstytutywna
D_{ep}	sprężysto-plastyczna styczna macierz konstytutywna
e	mimośród przyłożenia siły ściskającej [mm]
E	moduł sprężystości (Younga) [MPa]
E_p	moduł wzmocnienia [MPa]
f	zmienna uplastycznienia
f_σ	zmienna opisująca stan naprężenia w punkcie [-]
F	obciążenie w postaci siły skupionej [N]
F_{10}	siła przy wydłużeniu względnym o wartości 10% [N]
F_{eq}	równoważna siła krytyczna wyboczenia sprężystego [N]
F_E	siła krytyczna [N]
F_u	siła niszcząca [N]
ΔF	przyrost siły [N]
g	potencjał płynięcia
G	moduł ścinania (Kirchhoffa) [MPa]
h	łączna grubość przekroju poprzecznego [mm]
H	zmienna wzmocnienia
i	promień bezwładności [mm]
J	moment bezwładności przekroju przy zginaniu prostym [mm ⁴]
k	kurtoza [-]
L	długość całkowita próbki [mm]
L_0	długość pomiarowa próbki [mm]
m	masa [g]
m_e	mediana
M	moment zginający [Nmm]
n	liczebność próby [-]
p	średnie naprężenie w stanie hydrostatycznym [MPa]
p_0	początkowa wytrzymałość materiału w stanie hydrostatycznego rozciągania [MPa]
q	równoważne naprężenia H-M-H [MPa]
r_0	rozstęp
R	zmienna określająca bieżący rozmiar powierzchni uplastycznienia
s_x	odchylenie standardowe z próby



t_c	grubość rdzenia [mm]
t_f	grubość okładziny [mm]
u	przemieszczenie [mm]
Δu	przyrost przemieszczenia [mm]
v_p	prędkość przesuwu tłoka [mm/min]
v_x	współczynnik zmienności [%]
W	wskaźnik wytrzymałości przekroju przy zginaniu prostym [mm ³]
\bar{x}	średnia arytmetyczna z próby
x_{max}	wartość maksymalna z próby
x_{min}	wartość minimalna z próby

Oznaczenia greckie

β	kąt tarcia wewnętrznego [°]
γ	kąt odkształcenia postaciowego przy ścinaniu [-]
$\Delta\gamma$	przyrost kąta odkształcenia postaciowego [-]
ϵ	mimośród kryterium Druckera-Pragera
ε	odkształcenie podłużne [-]
$\Delta\varepsilon$	przyrost odkształcenia podłużnego [-]
ζ	skalarny mnożnik plastyczny
η	trójosiowość naprężeń [-]
λ	smukłość [-]
λ_{gr}	smukłość graniczna [-]
ρ	gęstość pozorna [kg/m ³]
σ	naprężenie normalne [MPa]
σ_{el}	granica proporcjonalności [MPa]
σ_y	umowna granica plastyczności [MPa]
σ_u	granica wytrzymałości [MPa]
σ_{10}	naprężenie normalne przy względnym skróceniu równym 10% [MPa]
$\Delta\sigma$	przyrost naprężenia normalnego [MPa]
τ	naprężenie ścinające [MPa]
τ_{el}	granica proporcjonalności [MPa]
τ_y	umowna granica plastyczności [MPa]
τ_u	granica wytrzymałości [MPa]
$\Delta\tau$	przyrost naprężenia ścinającego [MPa]
ν	współczynnik Poissona
ψ	kąt dylatacji [°]
ω_D	współczynnik wyciężenia [-]

Często używane skróty

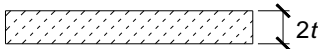
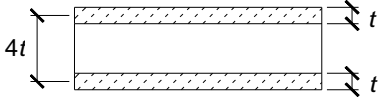
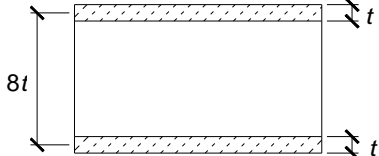
CSIP	izolacyjny panel strukturalny z okładzinami z materiału kompozytowego (ang. <i>Composite Structural Insulated Panel</i>)
EPS	polistyren ekspandowany
ES	element skończony
GFRP	kompozyt o osnowie polimerowej wzmocniany włóknami szklanymi (ang. <i>Glass Fiber Reinforced Polymer</i>)
Ip _f	współczynnik części działającego obciążenia (ang. <i>load proportionality factor</i>)
MES	metoda elementów skończonych
OSB	plyta o wiórach zorientowanych (ang. <i>Oriented Strand Board</i>)
plyta MgO	plyta cementowo-magnezjowa wzmocniona siatkami z włókna szklanego
PSN	płaski stan naprężenia
PU	poliuretan
SIP	izolacyjny panel strukturalny (ang. <i>Structural Insulated Panel</i>)

1. WSTĘP

1.1. Panele warstwowe

Rozwojowi cywilizacyjnemu towarzyszy ciągle dążenie do poszukiwania nowych, lepszych i bardziej wydajnych materiałów konstrukcyjnych, pozwalających na tworzenie struktur bardziej trwałych, wytrzymałych, prostszych w montażu i pozwalających na redukcję łącznego kosztu wytworzenia i eksploatacji. Przykładem takiego materiału są coraz to nowsze warianty paneli warstwowych, których rozwój w różnych gałęziach przemysłu trwa od dziesięcioleci. Mały ciężar, odporność na korozję, szybkość i łatwość montażu sprawiły, że są one chętnie stosowane i rozwijane w przemyśle lotniczym, morskim i samochodowym. Wymienione zalety są niezwykle ważne również w budownictwie, nic więc dziwnego, że panele warstwowe znajdują szerokie zastosowanie również tutaj. Pełnią głównie funkcję osłonową (ściany, dachy), służą też za ścianki działowe i sufity podwieszane [Pozorski 2016].

Najprostszy panel warstwowy składa się z trzech warstw: lekkiego, sztywnego, grubego rdzenia oraz dwóch okalających go, cienkich, wytrzymałych okładzin, połączonych ze sobą za pomocą odpowiedniego spoiwa. Przekroje warstwowe działają zatem na tej samej zasadzie co dwuteowniki, na co zwraca uwagę każda publikacja opisująca tę problematykę. Siła tego rozwiązania tkwi w możliwości uzyskania, poprzez zwiększenie grubości rdzenia, znacznego wzrostu sztywności na zginanie przy pomijalnie małym przyroście ciężaru (rys. 1.1).

	ciężar	sztywność na zginanie	wytrzymałość na zginanie
	1	1	1
	~1	12	6
	~1	48	12

Rysunek 1.1. Zasada działania przekroju warstwowego; na podstawie [Pozorski 2016]

Rola okładzin polega głównie na przenoszeniu rozciągających i ściskających naprężeń normalnych; sztywność giętna pojedynczej cienkiej okładziny jest niska i dlatego jest zwykle pomijana. Przykładowym materiałem okładzin, często spotykanym w panelach osłonowych, jest blacha stalowa lub aluminiowa. Rdzeń pełni kilka istotnych funkcji: musi mieć wystarczającą sztywność, żeby utrzymać stałą odległość między okładzinami i przenieść naprężenia ścinające wywołane powstrzymywaniem wzajemnego przesuwu okładzin [Allen 1969]. To właśnie sztywne połączenie okładzin z rdzeniem zapewnia efekt przekroju zespolonego, pracującego



jako całość, a nie jako dwie niezależne płyty. Żeby było to możliwe konieczne jest zastosowanie warstwy adhezyjnej o odpowiedniej wytrzymałości, zdolnej przekazywać naprężenia styczne między okładzinami a rdzeniem.

Ceną za korzystne własności mechaniczne jest ryzyko wystąpienia zróżnicowanych mechanizmów zniszczenia, zależnych od typu analizowanych paneli i obciążeń jakim są poddawane. Należą do nich m. in. [Pozorski 2016]:

- uplastycznienie okładziny;
- ścięcie rdzenia;
- globalna utrata stateczności;
- lokalna utrata stateczności okładziny (marszczenie lub delaminacja);
- lokalne wgniecenia.

1.2. Krótki przegląd metod obliczania konstrukcji warstwowych

Prace nad teoretycznym opisem teorii płyt warstwowych rozpoczęły się po II Wojnie Światowej i zostały zebrane m. in. w monografii [Allen 1969]; opisana w tej publikacji klasyczna teoria płyt warstwowych zakłada, że:

- rdzeń przenosi całość obciążeń ścinających;
- okładziny przenoszą całość obciążeń zginających;
- zmiany grubości rdzenia są pomijalnie małe.

Powyższe założenia są prawdziwe, gdy:

- rdzeń i okładziny pracują w zakresie sprężystym;
- stosunek długości do grubości jest wysoki;
- grubość okładzin jest mała w porównaniu z całkowitą grubością przekroju;
- stosunek modułów sprężystości materiału okładzin do materiału rdzenia jest wysoki.

Przegląd modeli obliczeniowych płyt warstwowych zaprezentowano w [Pozorski 2016]. Dzieli się one na trzy główne grupy: (1) modele przestrzenne, (2) płaskie modele płytowe i powłokowe, (3) modele uproszczone. W modelach przestrzennych przekrój warstwowy zastępuje się trójwymiarowym kontinuum, lecz ich praktyczne zastosowanie jest ograniczone, ze względu na dużą liczbę niewiadomych.

Grupa modeli płaskich dzieli się dodatkowo na dwie kategorie: modele pojedynczej warstwy zastępczej oraz modele warstw dyskretnych. Stosowanie podejścia warstwy zastępczej polega na sprowadzeniu przekroju warstwowego do pojedynczej warstwy anizotropowej i wprowadzeniu globalnych aproksymacji przemieszczeń, odkształceń i naprężeń; w modelach tego typu liczba niewiadomych jest niezależna od liczby warstw w przekroju. Klasyczną metodą z tej grupy jest teoria ścinania I rzędu, zakładająca stałe po grubości wartości naprężeń i odkształceń przy ścinaniu. W [Kreja i inni 1997] przedstawiono algorytm numeryczny oparty na teorii ścinania I rzędu z uwzględnieniem umiarkowanych obrotów, zaimplementowany w kodzie MES i przedstawiony jako efektywne narzędzie w geometrycznie nieliniowej analizie w zakresie sprężystym, stosowanym m. in. do modelowania



paneli warstwowych. Rozwój modelu doprowadził do powstania teorii wyższego rzędu i ich implementacji w elementach powłokowych, pozwalających m. in. na uwzględnienie zmian grubości rdzenia [Bischoff i Ramm 2000], [Bischoff i inni 2004]. W modelach warstw dyskretnych liczba niewiadomych zależy od liczby warstw w analizowanym przekroju, przykład modelu z tej grupy można znaleźć w [Frostig 1993]. Modele uproszczone są zaś używane w analizach, skupiających się na opisie konkretnych zjawisk.

Ogromny wzrost popularności struktur warstwowych doprowadził do rozwoju licznych modeli w formie kodu MES. Kompleksowy przegląd numerycznych implementacji metod obliczania paneli warstwowych przedstawiono w [Kreja 2011].

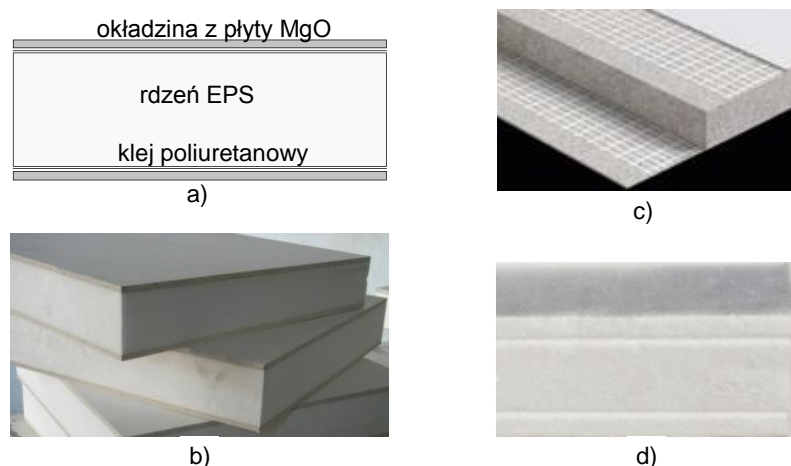
1.3. Analizowany panel CSIP

Izolacyjne panele strukturalne są szczególnym typem płyt warstwowych, z okładzinami nośnymi, najczęściej płyty OSB, sklejki, blach metalowych lub betonu, oraz grubego rdzenia z pianki o dobrych właściwościach termoizolacyjnych, zwykle pianki poliuretanowej lub polistyrenu ekspandowanego. Panele te są częścią systemu budowlanego używanego przy wznoszeniu energooszczędnych budynków mieszkalnych oraz lekkiej zabudowy komercyjnej, który funkcjonuje w Stanach Zjednoczonych od roku 1930 [Vaidya 2009]. Cechą charakterystyczną paneli SIP jest to, że nie tylko zapewniają wymaganą izolacyjność termiczną, ale uczestniczą również w przenoszeniu obciążeń [Kayello i inni 2017]. Ich grubość zależy od panujących warunków klimatycznych i zawiera się w przedziale od 100 do 350 mm [Butt 1998]. Panele są prefabrykowane i dostarczane na plac budowy w docelowej postaci i nie wymagają dalszego przycinania. Modularyzacja systemu skraca znacznie czas wznoszenia konstrukcji, nie wymaga wykwalifikowanej siły roboczej i redukuje w związku z tym koszt robocizny.

Wadą klasycznych paneli SIP, z okładzinami z materiałów drewnopochodnych, jest ich wrażliwość na wsiąkanie wody i korozję biologiczną (termity, pleśń). Rozwiązaniem tego problemu jest stosowanie innego typu okładziny, niewrażliwego na wspomniane czynniki. Kompozytowe izolacyjne panele strukturalne (CSIP) wykorzystują okładziny wykonane z materiału kompozytowego, najczęściej laminaty GFRP. Są one stosowane w budownictwie jako panele ścienne, podłogowe i dachowe [Mousa i Uddin 2011b], [Manalo 2013], jako kładki dla pieszych [Miśkiewicz i inni 2016] lub w przemyśle morskim [Mostafa i inni 2014].

W niniejszej rozprawie badany jest szczególny rodzaj paneli CSIP o okładzinach z płyty cementowo-magnezjowej wzmocnionej siatkami z włókna szklanego (płyta MgO) oraz rdzeniem z polistyrenu ekspandowanego (EPS) (rys. 1.2). EPS jest pianką polimerową o strukturze zamkniętej [Mills 2007], powszechnie używaną jako materiał izolacyjny; jej parametry materiałowe są silnie zależne od gęstości [Elragi 2006]. Płyta MgO jest materiałem wykorzystywanym powszechnie w budownictwie w Chinach i na Środkowym Wschodzie, od niedawna również w Stanach Zjednoczonych. Charakteryzuje się wysoką trwałością, odpornością na ogień i niewrażliwością na korozję biologiczną [Manalo 2013]. Płyta ma strukturę kompozytową: w jej skład wchodzi wióry drzewne, perlit i cement Sorela [Tatarczak i inni 2014], dodatkowo jest wzmocniona kilkoma warstwami siatkami z włókna

szklanego. W zależności od producenta zmieniają się dostępne grubości, skład mieszanki oraz liczba i rozmieszczenie siatek wzmacniających; wynikają z tego również różnice w wartościach parametrów wytrzymałościowych oraz w jakości końcowego produktu. Rdzeń i okładziny połączone są jednoskładnikowym, bezrozpuszczalnikowym klejem poliuretanowym, utwardzanym przez reakcję z wilgocią. W trakcie procesu wiązania panele utrzymywane są w prasie, ze względu na intensywne pienie kleju.



Rysunek 1.2. Panel CSIP z okładzinami z płyty cementowo-magnezowej; a) schemat warstw; b) widok ogólny; c) płyta MgO (okładzina); d) pianka EPS (rdzeń)

Panele zostały wprowadzone na polski rynek przez firmę LS-Tech Homes i zostały poddane na jej zlecenie obszernemu cyklowi badań doświadczalnych w małej skali oraz w skali naturalnej, zgodnie z wymaganiami [ETAG 016] celem określenia ich nośności. Ze względu na złożony charakter pracy paneli warstwowych, wytyczne wymagają, żeby identyczny, kosztowny cykl badań był powtarzany przy każdej zmianie geometrii paneli.

1.4. Cel i zakres pracy

Za cel niniejszej rozprawy postawiono rozpoznanie w cyklu badań doświadczalnych w małej skali mechanizmów zniszczenia próbek CSIP i parametrów materiałowych jego faz składowych oraz stworzenie na ich podstawie, przy użyciu komercyjnego pakietu ABAQUS, modelu obliczeniowego umożliwiającego odwzorowanie zaobserwowanych mechanizmów zniszczenia w panelach w skali naturalnej poddanych działaniu standardowych typów obciążeń.

Można oczekiwać, że stworzenie takiego narzędzia istotnie wspomogę proces projektowania paneli o zmodyfikowanej geometrii. Przed przystąpieniem do kosztownego cyklu badań doświadczalnych możliwe byłoby przeprowadzenie serii symulacji komputerowych obejmujących analizę zachowania projektowanego panelu pod różnymi typami obciążenia oraz określenie przewidywanych mechanizmów zniszczenia wraz z ostateczną oceną: akceptacja i przejście do badań doświadczalnych, lub odrzucenie projektu w bieżącej postaci i wprowadzenie koniecznych zmian. Dostęp do takiego wiarygodnego narzędzia wstępnej analizy

projektu paneli umożliwiłby znaczną redukcję kosztów związanych z prowadzeniem badań laboratoryjnych.

Na tej podstawie postawiono następującą tezę pracy:

Na bazie odpowiednio przeprowadzonych badań w małej skali, na próbkach użytych materiałów, możliwe jest zbudowanie modelu obliczeniowego umożliwiającego wstępną analizę projektu pełnowymiarowego panelu CISP.

Zakres pracy obejmuje:

- opis cyklu badań doświadczalnych przeprowadzonych na próbkach materiałów składowych i samego kompozytu w małej skali, poddanych działaniu różnych typów obciążenia; omówienie charakteru ich odpowiedzi w formie krzywych siła - przemieszczenie i zaobserwowanych mechanizmów zniszczenia; przedstawienie wartości parametrów materiałowych poszczególnych warstw, otrzymanych z tej grupy badań;
- opis badań na panelach ściennych w skali naturalnej; przedstawienie ich odpowiedzi w formie wyników pomiarów przemieszczeń i odkształceń w wybranych punktach na powierzchniach skrajnych paneli oraz ilustracji przebiegu zaobserwowanych mechanizmów zniszczenia; porównanie poczynionych obserwacji z zachowaniem próbek w małej skali;
- przedstawienie kluczowych faz procesu tworzenia obliczeniowego modelu MES; opis przyjętych założeń i uznanych za ważne do odwzorowania cech fizycznych; umotywowanie zastosowania i objaśnienie działania stworzonej procedury autorskiej; stopniowe wzbogacanie opisu modelu materiałowego od zakresu sprężystego, przez fazę pracy nieliniowej po warunki zakończenia analizy; przedstawienie procesu identyfikacji parametrycznej w cyklu symulacji badań w małej skali; końcowa weryfikacja ważniejszych założeń oraz walidacja modelu przez porównanie wyników symulacji badań w skali naturalnej z rezultatami doświadczalnymi;
- przedstawienie wniosków końcowych, odniesienie się do tezy rozprawy i przedstawienie planów dalszej pracy naukowej.

Zawartość rozprawy przedstawia się następująco. W Rozdziale 2. przedstawiono opis badań laboratoryjnych na próbkach w małej skali oraz na panelach ściennych w skali naturalnej. W Rozdziale 3. opisano ewolucję modelu obliczeniowego, zasadę działania stworzonej procedury użytkownika, wyniki symulacji badań w małej skali i końcową walidację przez porównanie z wynikami badań w skali naturalnej. Rozdział 4. zawiera wnioski końcowe, podsumowanie rozprawy oraz plany dalszej pracy naukowej. Opis geometrii wszystkich próbek, wszystkie odczytane krzywe, szczegółowe wyniki pomiarów, opisy procesów ewentualnej obróbki danych i doboru wykresów reprezentatywnych oraz cząstkowe wyniki analiz statystycznej i numerycznej, które nie odnosiły się bezpośrednio do głównego wątku rozprawy, umieszczono w Załączniku.

2. BADANIA DOŚWIADCZALNE

Celem rozpoznania możliwych mechanizmów zniszczenia analizowanego panelu kompozytowego, jego zachowania pod wpływem obciążeń wywołujących zginanie i ściskanie oraz identyfikacji parametrów wytrzymałościowych jego faz składowych, zaprojektowano i zrealizowano cykl badań doświadczalnych na układach testowych w skali naturalnej oraz na próbkach w małej skali. Program badań na panelach pełnowymiarowych został opracowany na podstawie Wytycznych do Europejskich Aprobac Technicznych [ETAG 016], zaś badania w małej skali, przeprowadzone na próbkach kompozytu i jego materiałów składowych, zaplanowano na podstawie norm i standardów wymienionych w opisach poszczególnych doświadczeń.

Wykresy wszystkich uzyskanych zależności siła - przemieszczenie i naprężenie - odkształcenie przedstawiono w dodatniej ćwiartce układu współrzędnych, celem poprawy czytelności przy zestawianiu ich ze sobą. Informacje o rzeczywistym zwrocie przemieszczeń, rodzaju naprężeń i odkształceń (ściskające, rozciągające) oraz ewentualnych odstępstwach od tej reguły zawarto w opisie wykresów.

2.1. Badania na próbkach w małej skali

Pełen cykl badań doświadczalnych w małej skali składał się z grup testów na próbkach:

- materiału rdzenia – polistyrenu ekspandowanego (EPS);
- materiału okładzin – płyty cementowo-magnezjowej wzmocnionej siatkami z włókna szklanego (płyty MgO);
- kompozytu warstwowego o takim samym układzie faz, co w analizowanym panelu (CSIP).

Zdecydowaną większość próbek wycięto z dwóch paneli ściennych CSIP o wymiarach 2500 mm × 1000 mm × 174 mm, pochodzących z różnych partii (dalej opisane jako panele nr 1 i 2); nieliczne próbki pochodziły z prototypowych paneli, dostarczonych na początku cyklu badań (panele nr 3 i 4). Wszystkie próbki wycięto z obszaru oddalonego o co najmniej 15 cm od krawędzi panelu, żeby uniknąć ubytków wynikających z uszkodzeń lub obecności szczelin montażowych. Masę i geometrię próbek mierzono po upływie minimum 48 godzin od wycięcia. Próbki ważono kilkakrotnie, do stabilizacji odczytu. Próbki były przechowywane i badane w warunkach laboratoryjnych, przy temperaturze $(23 \pm 2)^\circ\text{C}$ i względnej wilgotności powietrza $(50 \pm 5)\%$.

Badania przeprowadzono w laboratorium Katedry Podstaw Budownictwa i Inżynierii Materiałowej Politechniki Gdańskiej, na maszynie wytrzymałościowej firmy INSTRON, model 5569, o dokładności pomiaru $\pm 0.5\%$ i maksymalnym obciążeniu 50 kN, wyposażonej w oprogramowanie Bluehill 2 v.2.6. Wszystkie badania przeprowadzono stosując sterowanie przemieszczeniem, rejestrując przy tym przesuw tłoka i wywołaną nim siłę reakcji.

Większość wyników omawianych badań w małej skali, przeprowadzono wspólnie z dwójką dyplomantów WILiŚ PG; część z nich została przedstawiona w pracy magisterskiej [Sumińska i Sobiech 2012].



Typy przeprowadzonych badań, geometrię i liczbę próbek zestawiono w tabeli 2.1. Cykl badań w małej skali można podzielić na dwie części: testy na materiałach składowych oraz testy na próbkach panelu kompozytowego CSIP (podział widoczny w tab. 2.1).

Tabela 2.1. Typy testów, geometria oraz liczba próbek w cyklu badań w małej skali

Typ badania	Materiał	Geometria próbki dł. × szer. × gr. [mm × mm × mm]	Liczba próbek [-]
Jednoosiowe rozciąganie materiału rdzenia	EPS	100 × 100 × 152	4
Jednoosiowe ściskanie materiału rdzenia	EPS	100 × 100 × 152	9
Trójpunktowe zginanie materiału rdzenia	EPS	1300 × 100 × 150 650 × 100 × 75	3 6
Ścinanie materiału rdzenia	EPS	200 × 100 × 50	2
Ściskanie materiału okładziny na sztorc	płyta MgO	50 × 50 × 11	40
Trójpunktowe zginanie materiału okładziny	płyta MgO	420 × 100 × 11	32
Ściskanie na sztorc próbki CSIP	CSIP	750 × 200 × 174	1
		750 × 150 × 174	1
		850 × 150 × 174	1
		275 × 100 × 40	2
		650 × 100 × 45	2
Trójpunktowe zginanie belki CSIP	CSIP	325 × 100 × 174	2
		650 × 100 × 174	2
		1300 × 100 × 174	2
Czteropunktowe zginanie belki CSIP	CSIP	325 × 100 × 174	2
		650 × 100 × 174	2
		1300 × 100 × 174	2

Pierwsza grupa testów miała służyć rozpoznaniu mechanizmów zniszczenia i ustaleniu wartości następujących parametrów materiałów rdzenia i okładzin:

- ρ – gęstość pozorna; stosunek masy próbki do jej objętości wyliczanej na podstawie pomierzonej geometrii;
- σ_{el} – granica proporcjonalności; poziom naprężenia normalnego oznaczający koniec zakresu liniowo-sprężystego; jej przybliżoną wartość odczytywano z zależności naprężenie - odkształcenie w miejscu rozejścia się linii modułu sprężystości i krzywej doświadczalnej;
- σ_y – umowna granica plastyczności; wartość naprężenia normalnego traktowana jako umowny początek zakresu plastycznego; odczytywana w punkcie przecięcia między krzywą doświadczalną a prostą równoległą do linii modułu sprężystości, odsuniętą o pewną wartość odkształcenia, zazwyczaj 0.1% lub 0.2% [Martin 2006], [Lubliner 2006]; wartość odsunięcia przyjmowano indywidualnie dla poszczególnych testów, w zależności od kształtu uzyskanych krzywych;
- σ_u – granica wytrzymałości; wartość naprężenia normalnego, po przekroczeniu której rozpoczyna się proces propagacji zniszczenia w materiale; jako punkt



inicjacji zniszczenia przyjęto pierwsze wyraźne maksimum lokalne na krzywej doświadczalnej;

- E – moduł sprężystości; stosunek przyrostu naprężenia normalnego do odpowiadającego przyrostu odkształcenia podłużnego w zakresie liniowo-sprężystym; odczytywany jako tangens nachylenia prostej pokrywającej się z liniowym zakresem krzywej doświadczalnej do dodatniej półosi odkształceń.

Powyższe cechy określano w badaniach, w których dominującą rolę mają naprężenia normalne (rozciąganie, ściskanie, zginanie), w przypadku badania ścinania poszukiwano wielkości do nich analogicznych w stanie zdominowanym przez naprężenia styczne: τ_{el} – granicy proporcjonalności, τ_y – umownej granicy plastyczności, τ_u – granicy wytrzymałości i G – modułu ścinania.

W kolejnych podrozdziałach poświęconych opisowi badań na materiale rdzenia i okładzin przedstawiono pojedyncze wykresy zależności naprężenie - odkształcenie, które ilustrują w jaki sposób odczytano wartości wyżej wymienionych parametrów – są to wykresy uznane za reprezentatywne. Zarówno kształt wykresów reprezentatywnych jak i nawiązujący do nich opis przebiegu doświadczenia przyjęto jako charakterystyczny dla omawianej serii próbek. Komplet wszystkich wykresów oraz opis metody wyboru krzywych reprezentatywnych przedstawiono w załączniku.

Druga podgrupa badań – na próbkach kompozytu CSIP – miała pozwolić na poznanie zachowania przekroju zespolonego w różnych warunkach obciążeniowych. Rezultaty tych badań mają głównie charakter jakościowy – są przedstawione w postaci opisów zaobserwowanych mechanizmów zniszczenia oraz zachowania połączeń na styku rdzenia i okładzin. Określano wartości jedynie części parametrów wytrzymałościowych, w zależności od przebiegu zniszczenia próbki.

Rezultaty poszczególnych testów poddano również podstawowej analizie statystycznej o poziomie szczegółowości zależnym od liczebności danej partii próbek. We wszystkich przypadkach zakładano, że wartość obserwowanego parametru jest zmienną losową o rozkładzie opisanym zestawem następujących miar:

- \bar{x} – średnia arytmetyczna z próby; estymator wartości oczekiwanej zastosowany przy liczbie próbek $n \geq 2$; bezwzględna, klasyczna miara położenia określona zależnością:

$$\bar{x} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i \quad (2.1)$$

informuje jaka musiałaby być wartość wyniku uzyskanego dla każdej próbki, gdyby wszystkie składniki x_i były sobie równe a ich suma pozostała niezmienniona;

- m_e – mediana; estymator wartości środkowej, zastosowany przy liczbie próbek $n \geq 3$; bezwzględna, pozycyjna miara położenia wyznaczana ze wzoru:

$$m_e = \begin{cases} x_{\left(\frac{n+1}{2}\right)} & \text{gdy } n \text{ jest liczbą nieparzystą} \\ \frac{x_{\left(\frac{n}{2}\right)} + x_{\left(\frac{n+2}{2}\right)}}{2} & \text{gdy } n \text{ jest liczbą parzystą} \end{cases} \quad (2.2)$$

dzieli zbiór wyników na dwa podzbiory o tej samej liczebności – do jednego należą wartości większe lub równe medianie, do drugiego wartości od niej mniejsze lub równe; razem ze średnią arytmetyczną pozwala określić przeciętny poziom cechy w rozkładzie jednomodalnym;

- x_{min}, x_{max} – wartości minimalna i maksymalna z próby; określane przy liczbie pomiarów $n \geq 2$; bezwzględne miary rozproszenia;
- r_0 – rozstęp; różnica między wartością największą a najmniejszą, zastosowana przy liczbie próbek $n \geq 2$; bezwzględna miara rozproszenia;
- s_x – odchylenie standardowe z próby; zastosowane przy liczbie próbek $n \geq 2$; bezwzględna miara rozproszenia wyrażona wzorem:

$$s_x = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2}{n-1}} \quad (2.3)$$

określa poziom zróżnicowania wyników w jednostce zgodnej z jednostką analizowanej cechy;

- v_x – współczynnik zmienności; zastosowany przy liczbie próbek $n \geq 2$; względna miara rozproszenia wyrażona wzorem:

$$v_x = \frac{s_x}{\bar{x}} 100\% \quad (2.4)$$

pozwała porównywać poziom zróżnicowania badanej cechy w kilku grupach danych lub ocenić zmienność cech wyrażonych w różnych jednostkach;

- a_k – współczynnik asymetrii; zastosowany przy liczbie próbek $n \geq 3$; miernik asymetrii wyrażony wzorem:

$$a_k = \frac{1}{(n-1)(n-2)} \frac{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^3}{s_x^3} \quad (2.5)$$

wartość zerowa oznacza rozkład symetryczny (cecha charakterystyczna rozkładu normalnego), wartość dodatnia oznacza asymetrię prawostronną, $\bar{x} \geq m_e$, zaś wartość ujemna asymetrię lewostronną, $\bar{x} \leq m_e$; wartość bezwzględna współczynnika określa siłę asymetrii i pozwala na porównywanie rozkładów cech wyrażonych w różnych jednostkach;

- k – kurtoza, współczynnik spłaszczenia; zastosowana przy liczbie próbek $n \geq 4$; względna miara koncentracji wyników wokół średniej wyrażona wzorem:

$$k = \frac{n(n+1)}{(n-1)(n-2)(n-3)} \sum_{i=1}^n \left(\frac{x_i - \bar{x}}{s_x} \right)^4 - \frac{3(n-1)^2}{(n-2)(n-3)} \quad (2.6)$$



wartość równa zero odpowiada rozkładowi normalnemu, wartość dodatnia oznacza rozkład bardziej wysmukły, wartość ujemna oznacza rozkład bardziej spłaszczony;

- procentowy rozdział wyników mieszczących się w przedziałach: $(\bar{x} - s_x, \bar{x} + s_x)$, $(\bar{x} - 2s_x, \bar{x} + 2s_x)$ oraz $(\bar{x} - 3s_x, \bar{x} + 3s_x)$; zastosowany przy liczbie próbek $n \geq 3$; w przypadku rozkładu normalnego w kolejnych przedziałach mieści się odpowiednio: 68.2%, 95.4% i 99.7% wyników – jest to cecha charakterystyczna odchylenia standardowego, tzw. reguła trzech sigm.

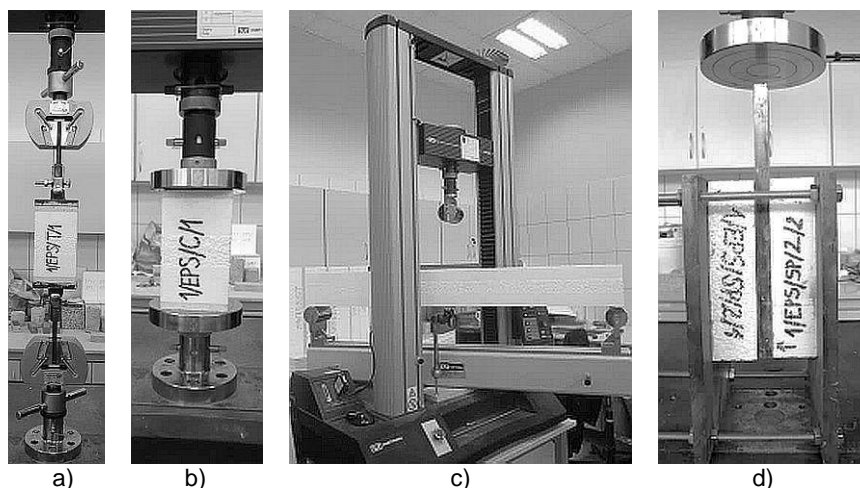
Wszystkie miary bezwzględne wyrażone są w jednostce analizowanego parametru, miary względne przedstawiono w procentach lub jako wielkości bezwymiarowe. Na podstawie takiego opisu pomierzonych parametrów materiałowych podjęto próbę określenia ich wartości przeciętnych i porównania ich rozkładów z krzywą Gaussa. Interpretację zaprezentowanych miar statystycznych przygotowano w oparciu o [Cieciura i Zacharski 2007].

2.1.1. Badania materiału rdzenia

Testy na materiale rdzenia przeprowadzono w celu określenia wartości wybranych parametrów materiałowych, uzyskania typowych zależności naprężenie - odkształcenie oraz poznania mechanizmów zniszczenia, w zależności od rodzaju działającego obciążenia.

Badania jednoosiowego rozciągania i ściskania (rys. 2.1a-b) przeprowadzono na próbkach wyciętych w kierunku grubości panelu (tj. prostopadłym do jego płaszczyzny). Testy trójpunktowego zginania (rys. 2.1c) przeprowadzono na dwóch typach belek wyciętych w kierunku jego długości. Zachowanie przy ścinaniu analizowano na podstawie badań przeprowadzonych na próbkach podwójnych (rys. 2.1d), wyciętych w kierunku długości panelu. We wszystkich testach kierunki działania obciążenia względem pozycji próbki dobrano tak, żeby odzwierciedlały jak najlepiej stany naprężenia występujące w rdzeniu panelu CSIP będącego częścią rzeczywistej konstrukcji. Próbkę zostały wycięte z paneli źródłowych przy użyciu piły tarczowej, stąd widoczne na rysunkach 2.1a-c trzy charakterystyczne pasma – gładkie od góry i od dołu oraz chropowate w środku grubości.

Dzięki temu, że EPS jest materiałem powszechnie stosowanym i dobrze rozpoznany, wartości kluczowych charakterystyk wytrzymałościowych są szeroko dostępne zarówno w formie informacji handlowych jak i w literaturze naukowej. W publikacjach [Gnip i inni 2007a-c], [Vėjelis i Vaitkus 2006] wyprowadzono poręczne wzory regresyjne, pozwalające szacować wartości takich parametrów jak moduł sprężystości, współczynnik Poissona, moduł ścinania czy granica plastyczności w różnych stanach naprężenia na podstawie gęstości pozornej materiału. Przeprowadzenie badań własnych miało przede wszystkim na celu uzyskanie szczegółowego opisu zachowania badanego materiału, ale umożliwiło także porównanie rezultatów eksperymentalnych z wartościami obliczonymi na podstawie wspomnianych formuł.



Rysunek 2.1. Stanowiska badawcze do testów na EPS; a) rozciąganie jednoosiowe; b) ściskanie jednoosiowe; c) zginanie trójpunktowe; d) ścinanie

Wyniki badań rozciągania, ściskania i ścinania posłużyły za dane wejściowe do modelu materiałowego rdzenia i razem z rezultatami zginania zostały wykorzystane jako jeden z głównych elementów identyfikacji parametrycznej modelu numerycznego.

Przed wykonaniem wymienionych badań przeprowadzono pomiar gęstości pozornej EPS, obliczając ją jako stosunek masy próbki do jej objętości, określonej na podstawie pomiaru geometrii. Przyjęto, że próbki są w przybliżeniu prostopadłościenne – każdy z ich wymiarów zmierzono w trzech miejscach i do dalszych obliczeń przyjęto średnią arytmetyczną. Zbadano pod tym kątem próbki przeznaczone do testów zginania oraz ścinania, pobrane z paneli nr 1 i 2, ich szczegółowy opis przedstawiono w załączniku (tab. Z.15, Z.10, Z.12). Do zestawienia nie można było włączyć próbek z pozostałych badań ze względu na zespolone z nimi okładziny, które uniemożliwiły precyzyjny pomiar masy samego EPS. Zbiór uzyskanych wyników podzielono na 3 grupy:

- Wszystkie – suma dwóch pozostałych grup, liczba próbek $n = 11$;
- P1 – pobrane z panelu nr 1, liczba próbek $n = 8$;
- P2 – pobrane z panelu nr 2, liczba próbek $n = 3$.

Opis statystyczny rozkładu gęstości pozornej w poszczególnych grupach przedstawia tabela 2.2.

Dane przedstawione w tabeli 2.2 wskazują na zbliżony charakter rozkładu gęstości w grupach P1 i P2, niezależny od źródła pobrania próbek. Wartości średniej i mediany różnią się od siebie o mniej niż 1% co, razem z bardzo niskimi wartościami siły asymetrii, wskazuje, że oba rozkłady są niemal idealnie symetryczne. Współczynnik zmienności jest niewielki – tylko 3.2% w przypadku próbek z panelu nr 1 i poniżej 1% w drugiej grupie. Niska wartość bezwzględna z kurtozy w grupie P1 wskazuje na niewielkie odchylenie od rozkładu normalnego, podobnie jak przynależność wyników do przedziałów trzech sigm w przypadku obu grup. Pokazuje to, że rozkład badanej cechy jest zbliżony do krzywej Gaussa i najlepszą aproksymacją jej wartości przeciętnej jest średnia arytmetyczna.

Tabela 2.2. Opis statystyczny gęstości pozornej próbek EPS wyciętych z paneli nr 1 i 2

	Wszystkie $n=11$	P1 $n=8$	P2 $n=3$
miary bezwzględne położenia, ρ [kg/m ³]			
\bar{x}	20.10	20.56	18.87
m_e	20.30	20.41	18.87
miary bezwzględne rozproszenia, ρ [kg/m ³]			
x_{min}	18.7	19.6	18.7
x_{max}	21.5	21.5	19.0
r_0	2.8	1.9	0.3
s_x	0.97	0.66	0.16
miary względne rozproszenia, asymetrii i spłaszczenia			
v_x [%]	4.80	3.21	0.83
a_k [-]	-0.09	0.06	0.22
k [-]	-1.26	-1.05	–
procent wartości mieszczących się w przedziałach			
$\bar{x} \pm s_x$	45	63	67
$\bar{x} \pm 2s_x$	100	100	100
$\bar{x} \pm 3s_x$	100	100	100

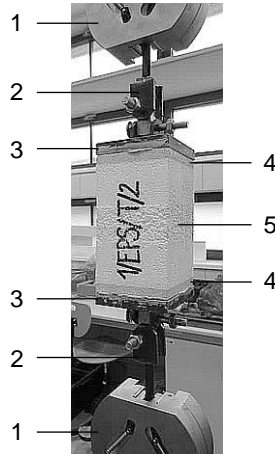
Kontrolna analiza statystyczna przeprowadzona dla grupy łączącej wszystkie wartości wykazuje większą zmienność. Wartości gęstości rdzeni obu paneli różnią się od siebie wyraźnie, co było widoczne już przy porównywaniu miar bezwzględnych położenia i zmienności grup P1 i P2. To, że w wyniku analizy łącznej powstają zaburzenia prowadzące do mylących rezultatów potwierdza również zdecydowanie mniejszy niż przy rozkładzie normalnym procentowy udział wyników należących do przedziału $\bar{x} \pm s_x$. Na tej podstawie ostatecznie przyjęto dwie niezależne wartości przeciętne gęstości pozornej dla grup próbek pobranych z różnych paneli, zamiast jednej uśrednionej, niezależnej od źródła pobrania.

Porównanie wartości średnich z obu grup pokazuje, że gęstość pozorna rdzenia panelu nr 1 jest o 8.2% większa od gęstości rdzenia panelu nr 2.

Jednoosiowe rozciąganie materiału rdzenia

Badanie polegało na poddaniu próbki EPS wyciętej w kierunku grubości panelu CSIP (tj. normalnym do jego płaszczyzny) działaniu osiowego wymuszenia kinematycznego powodującego powstanie w niej stanu naprężeń rozciągających. Wybór takiej orientacji obciążenia rozciągającego podyktowany był warunkami pracy rdzenia płyty warstwowej w rzeczywistych konstrukcjach – np. przy obciążeniach podwieszonych na panelu stropowym. Mocowanie próbki w maszynie wytrzymałościowej zrealizowano za pośrednictwem przygotowanego specjalnie w tym celu układu, składającego się z płytki stalowej i podwójnego przegubu, zapewniających osiowe przekazywanie przykładanego obciążenia (rys. 2.2). Testy zaplanowano i przeprowadzono na podstawie zaleceń zawartych w [ETAG 016], [EN 1607], [Gnip i inni 2007a]. W celu sprawdzenia wrażliwości materiału na tempo przykładania

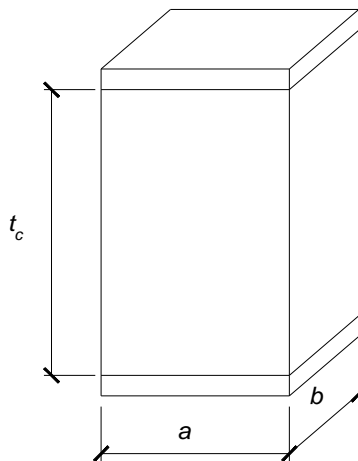
obciążenia, zastosowano dwie różne prędkości przesuwu głowicy: normową – 10 mm/min i zredukowaną – 1 mm/min.



Rysunek 2.2. Stanowisko badawcze próby jednoosiowego rozciągania EPS; 1) uchwyt maszyny wytrzymałościowej; 2) przegub dwukierunkowy; 3) płytka stalowa; 4) okładzina z płyty MgO; 5) rdzeń EPS

Wszystkie 4 próbki pobrano z panelu nr 1. Zgodnie z zaleceniami [ETAG 016] nie usuwano z nich okładzin – dodatkowym aspektem badania było sprawdzenie, czy wytrzymałość na rozciąganie zastosowanego kleju jest wystarczająca, tj. czy do zniszczenia nie dochodzi na połączeniu między rdzeniem a okładziną. Nominalna geometria próbek (rys. 2.3) to:

- grubość rdzenia, $t_c = 152$ mm,
- szerokość przekroju poprzecznego, $a = 100$ mm,
- wysokość przekroju poprzecznego, $b = 100$ mm.



Rysunek 2.3. Oznaczenia geometrii próbek EPS wykorzystywanych w badaniach jednoosiowego rozciągania i ściskania

Takie same wymiary nominalne zastosowano w badaniu jednoosiowego ściskania. Pełen opis geometrii próbek rozciąganych dostępny jest w załączniku (tab. Z.2).

W każdej próbie zarejestrowano krzywą zależności siły reakcji od przemieszczenia tłoka i dokonano przeliczenia na zależność naprężenie - odkształcenie w stanie jednoosiowym:

$$\sigma = \frac{F}{ab} \quad (2.7)$$

$$\varepsilon = \frac{u}{t_c} \quad (2.8)$$

gdzie: F – działająca siła, u – zmiana wysokości próbki, pozostałe oznaczenia zgodnie z rysunkiem 2.3. Moduł sprężystości obliczono jako tangens kąta nachylenia liniowego fragmentu wykresu $\sigma(\varepsilon)$ zgodnie z zależnością:

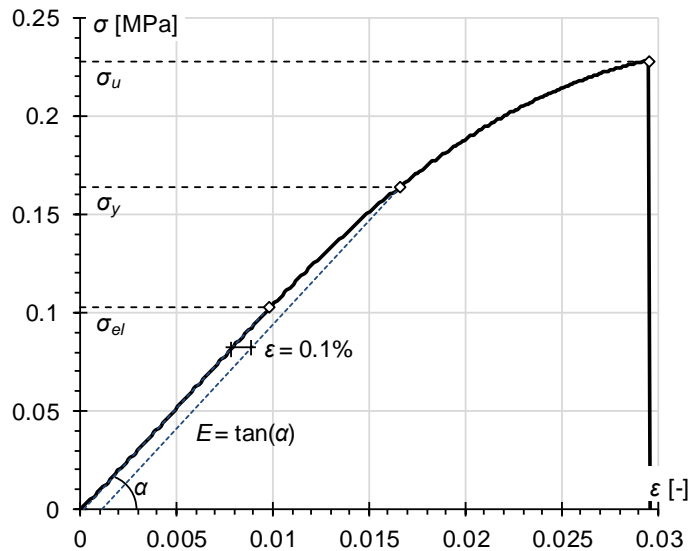
$$E = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\varepsilon} = \frac{\Delta F}{ab} \frac{t_c}{\Delta u} \quad (2.9)$$

gdzie: $\Delta\sigma$ – przyrost naprężenia w zakresie liniowo-sprężystym, $\Delta\varepsilon$ – odpowiadający przyrost odkształcenia, ΔF – przyrost siły, Δu – przyrost zmiany wysokości próbki. Za zmianę wysokości próbki w powyższych zależnościach przyjęto przemieszczenie głowicy obciążającej.

Na podstawie przedstawionej w załączniku tabeli Z.4 przyjęto reprezentatywną zależność naprężenie - odkształcenie, opisującą zachowanie EPS podczas rozciągania (rys. 2.4). Odpowiedź materiału ma w znacznej części charakter zbliżony do liniowego. Spadek nachylenia krzywej po przekroczeniu granicy proporcjonalności jest nieznaczny i postępuje w sposób powolny. Za umowną granicę plastyczności przyjęto naprężenie odpowiadające przecięciu z prostą odsuniętą od linii modułu sprężystości o wartość odkształcenia równą 0.1%. Spadek nachylenia krzywej po jej przekroczeniu jest zauważalnie większy i kończy się w punkcie wyczerpania wytrzymałości na rozciąganie, widocznym na wykresie jako gwałtowny spadek siły. Do zniszczenia doszło przez kruche pęknięcie, poprzedzone wyraźnym, charakterystycznym trzaskiem. W żadnym z przedstawionych testów nie zaobserwowano zniszczenia na połączeniu między rdzeniem a okładziną – we wszystkich badanych próbkach pęknięcie powstało w materiale rdzenia, na granicy między granulkami spienionego polistyrenu (rys. 2.5). Odczytane z wykresów parametry wytrzymałościowe poszczególnych próbek zestawiono w załączniku, w tabeli Z.3, zaś ich analizę statystyczną przedstawia tabela 2.3.

Zaprezentowane w tabeli 2.3 wielkości uzyskano przy dwóch różnych prędkościach obciążania. Porównanie pokazuje, że prawie wszystkie parametry przyjmują większe wartości przy większym tempie przesuwu głowicy, jednak porównanie średnich wskazuje na niewielkie różnice, dlatego też analizę statystyczną przeprowadzono bez rozdzielania tej grupy próbek.





Rysunek 2.4. Wykres reprezentatywnej zależności naprężenie - odkształcenie próbki EPS poddanej jednoosiowemu rozciąganiu



Rysunek 2.5. Mechanizm zniszczenia próbki EPS w badaniu jednoosiowego rozciągania

Porównanie średnich arytmetycznych z medianami pokazuje, że ich względne różnice są niewielkie, największą otrzymano przy granicy proporcjonalności i wyniosła ona tylko 6.2%. Granicy proporcjonalności odpowiada również największy uzyskany współczynnik zmienności, równy 18.7%; poziom zróżnicowania wartości pozostałych parametrów nie przekracza 10%. Współczynniki asymetrii wskazują na zbliżony do symetrycznego rozkład wszystkich parametrów, a widoczne różnice wartości kurtozy wskazują na koncentrację wyników wokół średniej: większą niż w rozkładzie normalnym dla granicy proporcjonalności i zdecydowanie mniejszą dla granicy wytrzymałości. Procentowy udział wyników w trzech przedziałach o promieniach s_x , $2s_x$ i $3s_x$ wokół średniej jest taki sam dla wszystkich analizowanych parametrów i wskazuje na większe niż w rozkładzie normalnym skupienie wyników w pierwszym z nich. Niewielka liczebność próbek zaniża dokładność obliczonych miar statystycznych, jednak na podstawie uzyskanych rezultatów można uznać, że rozkłady badanych wielkości mają charakter zbliżony do normalnego, a za ich wartość przeciętną należy przyjmować średnią arytmetyczną.

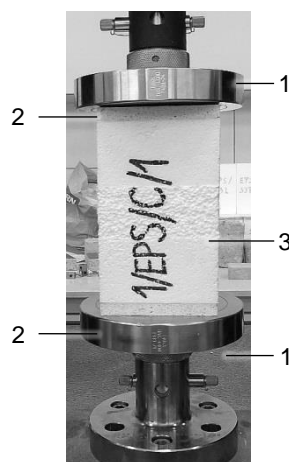


Tabela 2.3. Opis statystyczny parametrów wytrzymałościowych EPS poddanego jednoosiowemu rozciąganiu uzyskany dla próbek wyciętych z panelu nr 1 w kierunku jego grubości

$n = 4$	σ_{el} [MPa]	σ_y [MPa]	σ_u [MPa]	E [MPa]
miary bezwzględne położenia				
\bar{x}	0.106	0.164	0.218	10.48
m_e	0.099	0.159	0.218	10.55
miary bezwzględne rozproszenia				
x_{min}	0.090	0.152	0.207	10.0
x_{max}	0.134	0.185	0.228	10.8
r_0	0.044	0.033	0.021	0.8
s_x	0.020	0.015	0.011	0.36
miary względne rozproszenia, asymetrii i spłaszczenia				
v_x [%]	18.71	9.46	4.93	3.42
a_k [-]	1.58	1.35	-0.05	-1.12
k [-]	2.52	1.24	-5.39	1.60
procent wartości mieszczących się w przedziałach				
$\bar{x} \pm s_x$	75	75	75	75
$\bar{x} \pm 2s_x$	100	100	100	100
$\bar{x} \pm 3s_x$	100	100	100	100

Jednoosiowe ściskanie materiału rdzenia

Badanie polegało na poddaniu próbki EPS działaniu wymuszenia kinematycznego wywołującego osiowe ściskanie – przebieg testów był zgodny z opisem przedstawionym w [ETAG 016], [EN 826], [Borsellino i inni 2004], [Gnip i inni 2007c]. Próbki wstawiano pomiędzy talerze do ściskania maszyny wytrzymałościowej bez konieczności stosowania dodatkowego układu mocującego (rys. 2.6). Tempo przesuwu trawersu w większości przypadków przyjęto zgodnie z [EN 826] jako 10 mm/min, kilka próbek obciążono dla porównania z prędkością zredukowaną do 1 mm/min.



Rysunek 2.6. Stanowisko badawcze do ściskania jednoosiowego EPS; 1) talerz obciążający maszyny wytrzymałościowej; 2) okładzina z płyty MgO; 3) rdzeń EPS

Doświadczenie przeprowadzono na 3 próbkach wyciętych z panelu nr 1 oraz na 6 wyciętych z panelu nr 2. Wszystkie próbki wycięto w kierunku grubości paneli, więc stan w obciążanej próbce odpowiada w przybliżeniu stanowi naprężenia w rdzeniu wywołanemu, np., przez obciążenia skupione od sprzętów domowych i ludzi. Nominalna geometria próbek (rys. 2.3) jest taka sama jak w przypadku badania jednoosiowego rozciągania:

- grubość rdzenia, $t_c = 152$ mm,
- szerokość przekroju poprzecznego, $a = 100$ mm,
- wysokość przekroju poprzecznego, $b = 100$ mm.

Geometrię poszczególnych próbek przedstawiono w tabelach Z.5 i Z.7, w załączniku.

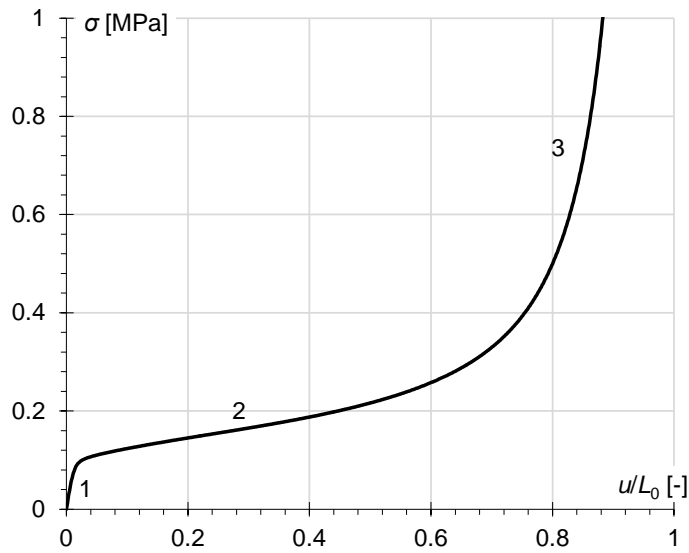
Z badań otrzymano krzywe siła - przemieszczenie i przeliczono je na zależności naprężenie - odkształcenie (miary inżynierskie), zgodnie ze wzorami (2.7) i (2.8); wartość modułu sprężystości uzyskano z (2.9).

Zależność reprezentatywną wybrano spośród wyników próbek pobranych z panelu nr 1 na podstawie tabeli Z.9 w załączniku. Ponieważ w ściskanym EPS nie dochodzi do zniszczenia lecz do kompresji i znacznego skrócenia próbki, wykres przedstawiono w dwóch skalach – pełnej (rys. 2.7) i ze zbliżeniem na zakres liniowo-sprężysty (rys. 2.8). Zachowanie EPS podczas ściskania różni się zasadniczo od zaobserwowanego przy rozciąganiu – w żadnym momencie badania nie doszło do przerwania ciągłości materiału, zamiast tego próbka uległa niemal całkowitemu zmiażdżeniu (skrócenie do 5% początkowej wysokości próbki, rys. 2.9), a w trakcie obciążania nie zaobserwowano widocznego rozpierania materiału na boki. Krzywa obrazująca pełną odpowiedź EPS poddanego ściskaniu (rys. 2.7) przechodzi przez trzy fazy charakterystyczne dla wszystkich pianek strukturalnych [Ashby 1983], [Borsellino i inni 2004]: względnie krótki zakres odpowiedzi liniowo-sprężystej, łagodne wzmocnienie obejmujące większą część krzywej i gwałtowny przyrost sztywności w fazie zagęszczania zmiażdżonej struktury komórkowej. Norma [EN 826] za kryterium wyczerpania nośności przy ściskaniu podaje naprężenie σ_{10} występujące przy względnym skróceniu próbki o 10%. Otrzymane parametry materiałowe zestawiono w załączniku, w tabelach Z.6 i Z.8, opis statystyczny tych wyników znajduje się w tabelach 2.4 oraz 2.5.

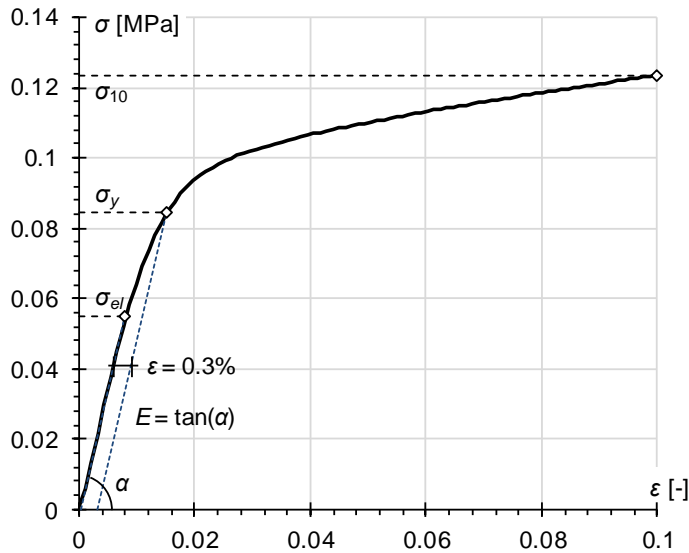
W obu seriach badań jedną próbkę obciążono z prędkością zredukowaną – uzyskane w tych próbach rezultaty zestawione w tabelach Z.6 i Z.8 zawierają mniejsze wartości niemal wszystkich mierzonych parametrów. Jednak, ponieważ uzyskane różnice oraz liczba porównywanych próbek są niewielkie, zdecydowano nie wprowadzać dodatkowego rozdziału grup próbek ze względu na tempo przykładania obciążenia.

Wartości średnie parametrów wytrzymałościowych próbek materiału z panelu nr 1 (tab. 2.4) są bardzo zbliżone do wartości median, największa różnica jest widoczna w przypadku modułu sprężystości. Wszystkie współczynniki zmienności prezentują się podobnie i przyjmują wielkości z zakresu (4.5 ÷ 8.7)%, najmniejszą przy umownej granicy plastyczności, największą przy module sprężystości. Niskie wartości współczynnika asymetrii wskazują, że rozkłady wszystkich parametrów są w przybliżeniu symetryczne.

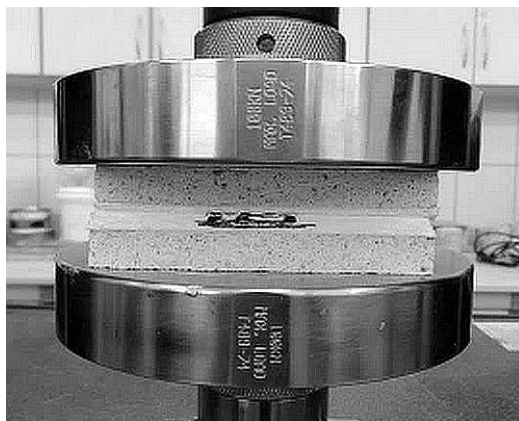




Rysunek 2.7. Wykres reprezentatywnej zależności naprężenie - (względne skrócenie) próbki EPS poddanej jednoosiowemu ścisnieniu, pełen zakres; 1 – faza sprężysta, 2 – faza wzmocnienia, 3 – faza zagęszczania



Rysunek 2.8. Początkowy zakres wykresu przedstawionego na rysunku 2.7



Rysunek 2.9. Mechanizm zniszczenia próbki EPS w badaniu jednoosiowego ścisnienia

Tabela 2.4. Opis statystyczny parametrów wytrzymałościowych EPS poddanego jednoosiowemu ścisnaniu uzyskany dla próbek wyciętych z panelu nr 1 w kierunku jego grubości

$n = 3$	σ_{el} [MPa]	σ_y [MPa]	σ_{10} [MPa]	E [MPa]
miary bezwzględne położenia				
\bar{x}	0.053	0.081	0.115	6.75
m_e	0.054	0.081	0.115	7.09
miary bezwzględne rozproszenia				
x_{min}	0.049	0.077	0.108	6.1
x_{max}	0.055	0.085	0.123	7.1
r_0	0.006	0.008	0.015	1.0
s_x	0.003	0.004	0.008	0.59
miary względne rozproszenia i asymetrii				
v_x [%]	6.10	4.64	6.53	8.72
a_k [-]	-1.55	-0.20	0.55	-1.73
procent wartości mieszczących się w przedziałach				
$\bar{x} \pm s_x$	100	100	100	100
$\bar{x} \pm 2s_x$	100	100	100	100
$\bar{x} \pm 3s_x$	100	100	100	100

Tabela 2.5. Opis statystyczny parametrów wytrzymałościowych EPS poddanego jednoosiowemu ścisnaniu uzyskany dla próbek wyciętych z panelu nr 2 w kierunku jego grubości

$n = 6$	σ_{el} [MPa]	σ_y [MPa]	σ_{10} [MPa]	E [MPa]
miary bezwzględne położenia				
\bar{x}	0.050	0.072	0.101	5.41
m_e	0.050	0.073	0.103	5.48
miary bezwzględne rozproszenia				
x_{min}	0.047	0.067	0.088	5.1
x_{max}	0.051	0.075	0.105	5.6
r_0	0.004	0.008	0.017	0.5
s_x	0.001	0.003	0.006	0.21
miary względne rozproszenia, asymetrii i spłaszczenia				
v_x [%]	2.84	3.55	6.21	3.80
a_k [-]	-1.70	-1.59	-2.31	-0.63
k [-]	3.34	3.78	5.52	-1.74
procent wartości mieszczących się w przedziałach				
$\bar{x} \pm s_x$	83	83	83	67
$\bar{x} \pm 2s_x$	100	100	100	100
$\bar{x} \pm 3s_x$	100	100	100	100

Mimo ograniczonej dokładności wyników analizy statystycznej tej grupy próbek, na podstawie otrzymanych rezultatów można przyjąć, że rozkłady zmiennej losowej badanych parametrów są zbliżone do normalnego – jako wartości przeciętne cech serii należy zatem przyjmować ich średnie arytmetyczne.

Grupa próbek pobranych z panelu nr 2 jest liczniejsza, co wyraźnie poprawia obraz uzyskany w wyniku analizy statystycznej. Zgodność wartości średnich z wartościami median zwiększa się – różnice zawierają się w zakresie $(0.5 \div 2.3)\%$, spadają również wartości współczynników zmienności – mieszczą się w przedziale $(2.8 \div 6.2)\%$. Nieznacznie wzrastają wartości współczynników asymetrii – we wszystkich przypadkach wskazują na asymetrię lewostronną. Wartości kurtozy wskazują na większą niż w rozkładzie normalnym koncentrację prawie wszystkich wielkości wokół ich średnich arytmetycznych, potwierdza to również podział procentowy na przedziały zależne od odchylenia standardowego – widoczna jest większa niż w rozkładzie normalnym przynależność wyników do pierwszego przedziału (83% zamiast 68%). Wyjątkiem jest moduł sprężystości, którego kurtoza jest ujemna, a w pierwszym przedziale mieści się 67% wyników. Można uznać, że rozkłady wszystkich badanych wielkości są zbliżone do normalnego i że również w tym przypadku jako wartości przeciętne cech można przyjmować ich średnie.

Po porównaniu ze sobą wartości przeciętnych parametrów otrzymanych z badań panelu nr 1 i panelu nr 2 widoczne jest, że:

- moduł sprężystości próbek wyciętych z panelu nr 1 jest większy o prawie 20%;
- naprężenie przy którym dochodzi do 10% względnego skrócenia materiału pobranego z panelu nr 1 jest o blisko 13% większe;
- umowna granica plastyczności przy odsunięciu o $\varepsilon = 0.3\%$ jest większa o prawie 10% w przypadku próbek z panelu nr 1;
- granica proporcjonalności próbek z panelu nr 1 jest większa o około 6%.

Trójpunktowe zginanie materiału rdzenia

Badaniu poddano belki EPS, ułożone na walcach podporowych zapewniających warunki swobodnego podparcia, obciążane poprzez przyłożenie pojedynczej siły skupionej w środku rozpiętości próbki. Testy przeprowadzono zgodnie z procedurą opisaną w [EN 12089]. Próbki wycięto w kierunku podłużnym, tak żeby wywołany stan zginania odpowiadał deformacji rdzenia panelu CSIP, na który działa obciążenie ustawione prostopadle do jego powierzchni (np. parcie wiatru, ciężar śniegu czy obciążenia eksploatacyjne). W przypadku części próbek, przy których występowało ryzyko lokalnego miażdżenia materiału, zastosowano dodatkowe podkładki stalowe o szerokości 60 mm w miejscach styku z walcami maszyny wytrzymałościowej. We wszystkich testach zastosowano normową prędkość przesuwu tłoka, równą 10 mm/min.

Przebadano próbki o dwóch typach geometrii – o większej i mniejszej długości, przy podobnym stosunku rozstawu podpór do grubości, w przybliżeniu równym 8. Zdecydowano się na stosunek L_0/t_c większy od 5, tj. wartości wskazanej w [EN 12089], gdyż zwiększenie rozstawu podpór przy stałej grubości próbki redukuje efekt lokalnego miażdżenia pęcherzyków EPS pod miejscem przyłożenia obciążenia i nad podporami [Véjélis i Vaitkus 2006]. Ponieważ w przypadku próbek krótszych zabieg ten nie był wystarczający, dodatkowo zastosowano wspomniane płytki stalowe. Wszystkie próbki wycięto w kierunku długości panelu CSIP: 2 długie

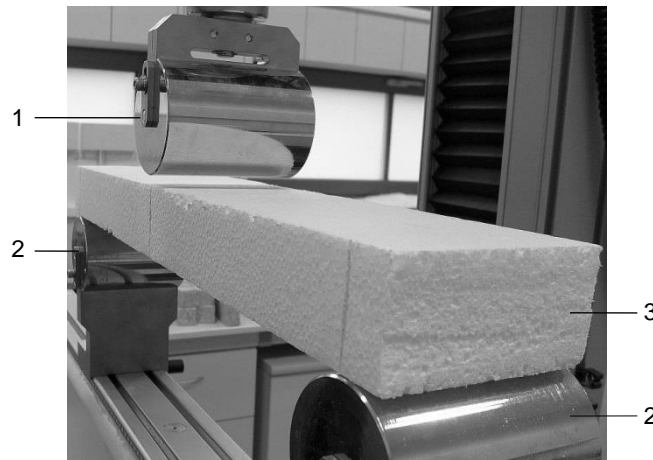


i 4 krótkie z panelu nr 1 oraz 1 długą i 2 krótkie z panelu nr 2. Nominalne wymiary (rys. 2.11) próbek krótszych to:

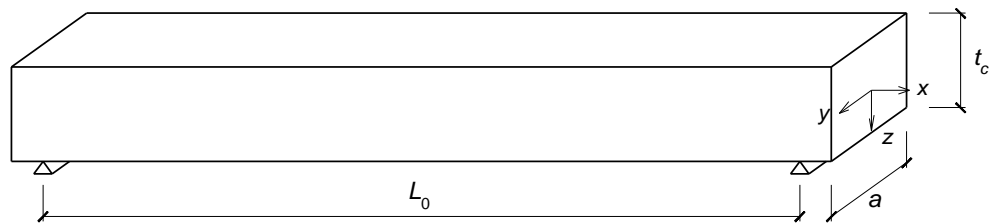
- długość całkowita, $L = 650$ mm,
- rozstaw podpór, $L_0 = 600$ mm,
- szerokość, $a = 100$ mm,
- grubość, $t_c = 75$ mm.

Nominalne wymiary próbek dłuższych to:

- długość całkowita, $L = 1300$ mm,
- rozstaw podpór, $L_0 = 1250$ mm,
- szerokość, $a = 100$ mm,
- grubość, $t_c = 150$ mm.



Rysunek 2.10. Stanowisko badawcze próby trójpunktowego zginania EPS; 1) głowica obciążająca; 2) walec podporowy; 3) próbka EPS



Rysunek 2.11. Oznaczenia geometrii próbek EPS w teście trójpunktowego zginania

Informacje o wszystkich próbkach dostępne są w załączniku, w tabelach Z.10 i Z.12.

Wynikiem cyklu badań jest zbiór krzywych siła - przemieszczenie, które przekształcono na zależności naprężenie - odkształcenie w skrajnych włóknach przekroju zginanego, korzystając ze wzorów dla belki swobodnie podpartej obciążonej siłą skupioną w środku rozpiętości:

$$\sigma = \frac{M_y}{W_y} = \frac{3FL_0}{2at_c^2} \quad (2.10)$$

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} = \frac{6ut_c}{L_0^2} \quad (2.11)$$

gdzie: M_y – moment zginający, W_y – wskaźnik wytrzymałości, F – działająca siła, u – ugięcie w środku rozpiętości, pozostałe wielkości zgodnie z rysunkiem 2.11. Moduł sprężystości przy zginaniu wyznaczono z zależności:

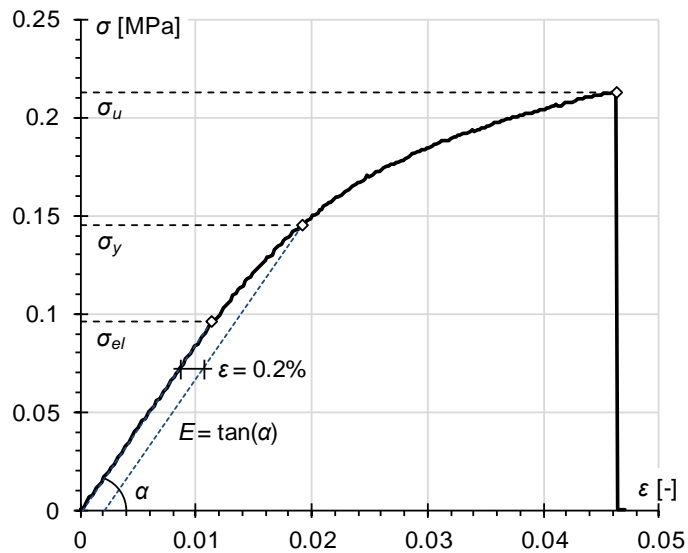
$$E = \frac{\Delta FL_0^3}{48\Delta uJ} = \frac{\Delta FL_0^3}{4\Delta uat_c^3} \quad (2.12)$$

gdzie: ΔF – przyrost siły w zakresie liniowo-sprężystym, Δu – odpowiadający przyrost ugięcia. Zgodnie z [EN 12089] jako ugięcie belki podstawiono wartość przemieszczenia głowicy obciążającej.

Na podstawie badania zgodności wyników dla próbek EPS, za reprezentatywny przyjęto (tab. Z.14) przebieg zmienności przedstawiony na rysunku 2.12. Krzywa naprężenie - odkształcenie rozpoczyna się tu odcinkiem prostym bez widocznych zaburzeń wstępnych, zaś fragment odpowiadający liniowo-sprężystej fazie pracy materiału kończy się granicą proporcjonalności przy wartości odkształcenia stanowiącej w przybliżeniu czwartą część analizowanego zakresu. Przejściu w zakres nieliniowy towarzyszy powolny spadek nachylenia krzywej, postępujący do punktu przecięcia z prostą odsuniętą o $\varepsilon = 0.2\%$, przyjętego jako umowna granica plastyczności. Charakter zależności po przekroczeniu tej granicy jest krzywoliniowy, ale w fazie końcowej, stanowiącej w przybliżeniu trzecią część całego zakresu, dalszy spadek nachylenia jest prawie niewidoczny i fragment ten jest prawie prostoliniowy. Krzywa kończy się nagłym spadkiem siły, sygnalizującym moment zniszczenia próbki. Zniszczenie nastąpiło na skutek wyczerpania wytrzymałości na rozciąganie w dolnych włóknach próbki przez gwałtowne pęknięcie materiału w okolicy środka belki (rys. 2.13). Podobnie jak w przypadku próbek rozciąganych, powierzchnia zniszczenia przebiega na połączeniach między granulami polistyrenu. W żadnym z badań nie zaobserwowano wyraźnego miażdżenia materiału na styku z elementami podporowymi i obciążającym. Parametry wytrzymałościowe uzyskane z badania zestawiono w tabelach Z.11 i Z.13 (załącznik), ich opis statystyczny zawierają tablice 2.6 i 2.7.

Wyniki zebrane w tabelach 2.6 i 2.7 wskazują, że wartości charakterystycznych poziomów naprężenia różnią się widocznie w zależności od długości próbki – wartości granicy proporcjonalności, plastyczności i wytrzymałości są większe dla belek o mniejszych rozmiarach. Krzywe dla obu typów próbek zginanych, krótkich i długich, wraz z wyróżnieniem charakterystycznych faz pracy materiału, przedstawiono na rysunku 2.14. Z powodu dużego zróżnicowania wyników w zależności od geometrii próbki, przy analizie statystycznej zdecydowano się na rozdzielenie tych grup.

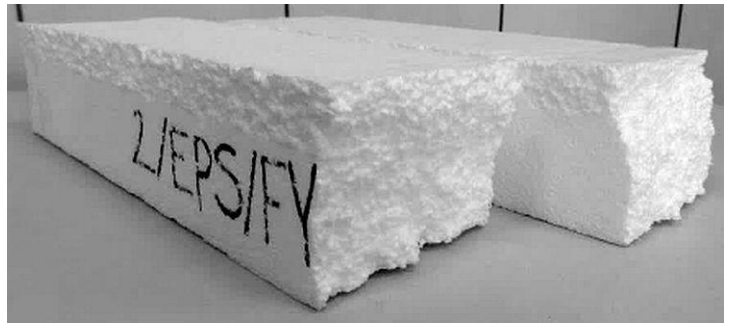




Rysunek 2.12. Wykres reprezentatywnej zależności naprężenie - odkształcenie w dolnych włóknach przekroju poprzecznego próbki EPS poddanej trójpunktowemu zginaniu

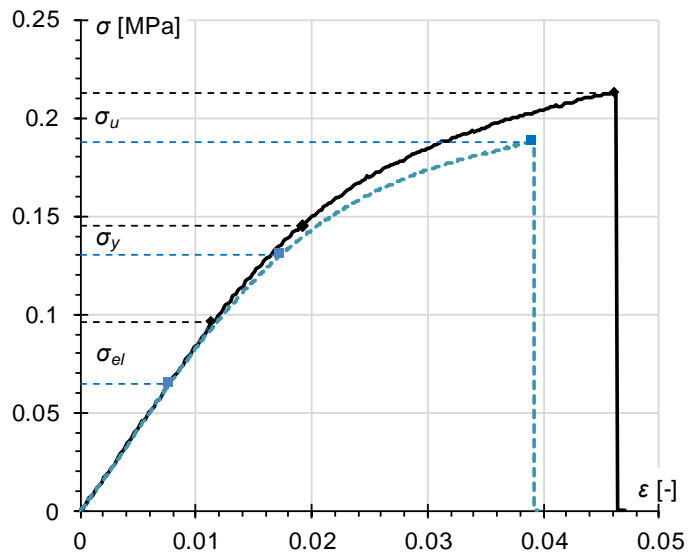


a)



b)

Rysunek 2.13. Mechanizm zniszczenia próbki EPS w badaniu trójpunktowego zginania; a) próbka w momencie zniszczenia; b) widok na powierzchnię pęknięcia zniszczonej próbki



Rysunek 2.14. Zestawienie wykresów zależności naprężenie - odkształcenie zginanych belek EPS o różnej geometrii; linia ciągła – rozstaw podpór 600 mm, linia przerywana – rozstaw podpór 1250 mm



Analiza liczniejszej grupy próbek krótkich, pochodzących z panelu nr 1 (tab. 2.6) pokazuje, że średnie i mediany wszystkich wielkości są bardzo do siebie zbliżone – największa różnica względna, występująca przy module sprężystości, wynosi zaledwie 2.7%. To, że charakter wszystkich rozkładów jest bliski symetrycznemu potwierdzają również niskie wartości modułów współczynnika asymetrii. Serię charakteryzuje małe rozproszenie wartości badanych cech, największy współczynnik zmienności, występujący przy module sprężystości wynosi 6.3%. O większym zagęszczeniu wyników wokół średniej świadczą wysokie wartości kurtozy – wszystkie badane parametry mają rozkłady bardziej wysmukłe od normalnego – oraz to, że do przedziału $(\bar{x} - s_x, \bar{x} + s_x)$ należy większa część wyników niż w przypadku rozkładu normalnego. Wszystko to wskazuje, że analizowane rozkłady są podobne do normalnego, co pozwala przyjąć, że średnia arytmetyczna jest właściwym reprezentantem rezultatu badania.

Próbki o większych rozmiarach są tylko dwie, co znacznie ogranicza możliwości określenia statystyk tej grupy. Wahania współczynników zmienności badanych cech są, w większości, na podobnie niskim poziomie, wyjątkiem jest granica proporcjonalności, której zmienność wynosi blisko 20%. Porównanie wartości średnich uzyskanych dla próbek o różnej geometrii prezentuje się następująco:

- moduł sprężystości próbek krótszych jest o 2.8% mniejszy;
- granica wytrzymałości próbek krótszych jest większa o 11%;
- umowna granica plastyczności przy odsunięciu o $\varepsilon = 0.2\%$ próbek krótszych jest większa o 9.8%;
- granica proporcjonalności próbek krótszych jest większa aż o 20.3%.

Seria próbek pobranych z panelu nr 2 (tab. 2.7) jest również nieliczna – wyniki uzyskane dla 2 próbek krótkich charakteryzują się, podobnie jak wcześniejsze serie, małą zmiennością. Porównanie średnich z próbek krótkich z wynikami uzyskanymi dla pojedynczej próbki dłuższej pokazuje, że:

- moduł sprężystości próbek krótszych jest o 2.5% większy;
- granica wytrzymałości próbek krótszych jest większa o 14.4%;
- umowna granica plastyczności ($\varepsilon = 0.2\%$) próbek krótszych jest 10% większa;
- granica proporcjonalności próbek krótszych jest o 29.4% większa.

Porównując z kolei wyniki średnie partii próbek krótkich pobranych z panelu nr 1 z wynikami próbek o tej samej geometrii nominalnej pobranych z panelu nr 2, widzimy co następuje:

- moduł sprężystości próbek z panelu nr 1 jest o 3.5% większy;
- granica wytrzymałości próbek z panelu nr 1 jest większa o 4.7%;
- umowna granica plastyczności ($\varepsilon = 0.2\%$) próbek z panelu nr 1 jest o 10.8% większa;
- granica proporcjonalności próbek z panelu nr 1 o niecałe 3% większa.



Podobne porównanie dla próbek dłuższych pokazuje że:

- moduł sprężystości próbek z panelu nr 1 jest o 8.4% większy;
- granica wytrzymałości próbek z panelu nr 1 jest większa o 8.3%;
- umowna granica plastyczności ($\varepsilon = 0.2\%$) próbek z panelu nr 1 jest o 11% większa;
- granica proporcjonalności próbek z panelu nr 1 jest o blisko 14% większa.

Tabela 2.6. Opis statystyczny parametrów materiałowych EPS poddanego trójpunktowemu zginaniu uzyskany dla próbek wyciętych z panelu nr 1 w kierunku jego długości

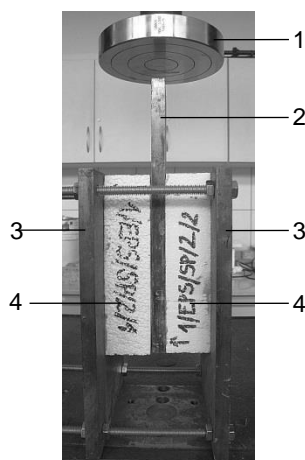
	ρ [kg/m ³]	σ_{el} [MPa]	σ_y [MPa]	σ_u [MPa]	E [MPa]
próbki o wymiarach 650 × 100 × 75, $n = 4$					
miary bezwzględne położenia					
\bar{x}	20.44	0.095	0.146	0.212	8.21
m_e	20.34	0.095	0.146	0.215	8.44
miary bezwzględne rozproszenia					
x_{min}	20.0	0.093	0.145	0.200	7.4
x_{max}	21.1	0.096	0.148	0.219	8.5
r_0	1.1	0.003	0.003	0.019	1.1
s_x	0.46	0.001	0.001	0.008	0.52
miary względne rozproszenia, asymetrii i spłaszczenia					
v_x [%]	2.26	1.33	0.86	3.98	6.30
a_k [-]	1.18	-1.13	1.13	-1.52	-1.91
k [-]	2.17	2.23	2.23	2.33	3.68
procent wartości mieszczących się w przedziałach					
$\bar{x} \pm s_x$	75	75	75	75	75
$\bar{x} \pm 2s_x$	100	100	100	100	100
$\bar{x} \pm 3s_x$	100	100	100	100	100
próbki o wymiarach 1300 × 100 × 150, $n = 2$					
miary bezwzględne położenia i rozproszenia					
\bar{x}	20.00	0.076	0.132	0.189	8.44
x_{min}	19.6	0.065	0.130	0.188	8.2
x_{max}	20.4	0.086	0.133	0.190	8.6
r_0	0.9	0.021	0.003	0.002	0.4
s_x	0.60	0.015	0.002	0.002	0.28
miara względna rozproszenia					
v_x [%]	3.02	19.67	1.61	0.90	3.35

Tabela 2.7. Opis statystyczny parametrów materiałowych EPS poddanego trójpunktowemu zginaniu uzyskany dla próbek wyciętych z panelu nr 2 w kierunku jego długości

	ρ [kg/m ³]	σ_{el} [MPa]	σ_y [MPa]	σ_u [MPa]	E [MPa]
próbki o wymiarach 650 × 100 × 75, $n = 2$					
miary bezwzględne położenia i rozproszenia					
\bar{x}	18.95	0.092	0.130	0.202	7.93
x_{min}	18.9	0.090	0.129	0.196	7.9
x_{max}	19.0	0.094	0.131	0.209	8.0
r_0	0.2	0.004	0.002	0.014	0.1
s_x	0.12	0.003	0.001	0.010	0.08
miara względna rozproszenia					
v_x [%]	0.62	3.07	1.09	4.72	0.98
próbka o wymiarach 1300 × 100 × 150, $n = 1$					
miara bezwzględna położenia					
\bar{x}	18.7	0.065	0.117	0.173	7.7

Ścinanie materiału rdzenia

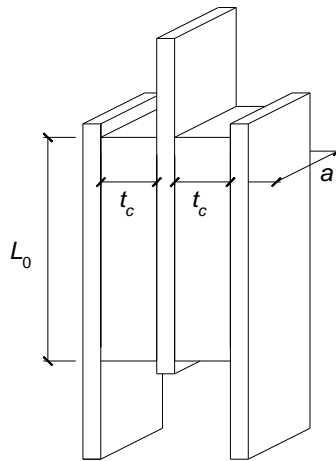
W tym badaniu próbkę EPS poddano bezpośredniemu ścinaniu, zgodnie z procedurą przedstawioną w [EN 12090], [Gnip i inni 2007b], [Chuda-Kowalska i inni 2015]. Zastosowano wariant próbki składającej się z dwóch części wklejonych pomiędzy trzy stalowe płyty – dwie zewnętrzne stanowiące część podporową układu i trzecią, centralną, za pośrednictwem której przykładano wymuszenie. Zewnętrzne płyty stalowe były połączone ze sobą za pośrednictwem prętów i nakrętek tak, że ich wzajemne położenie pozostawało niezmiennie w trakcie badania. Cały układ, wstawiony pomiędzy elementy obciążający i podporowy maszyny wytrzymałościowej, przedstawia rysunek 2.15. W obciążanej w ten sposób próbce nie powstaje stan czystego ścinania, jednak geometria układu badawczego została dobrana w taki sposób, żeby zminimalizować wpływ naprężeń normalnych. Zastosowano normową prędkość przesuwu głowicy równą 3 mm/min.



Rysunek 2.15. Stanowisko badawcze bezpośredniego ścinania z podwójną próbką EPS; 1) element obciążający, 2) centralna płyta stalowa, 3) zewnętrzna płyta stalowa, 4) próbka EPS

Doświadczenie powtórzono 2 razy, na zestawach próbek wyciętych z panelu nr 1 w kierunku jego długości, tak, że stan naprężenia w próbce odpowiada stanowi naprężenia w rdzeniu panelu CSIP poddanego zginaniu. Pojedyncza próbka składała się z pary bloczków EPS o nominalnej geometrii:

- grubość rdzenia, $t_c = 50$ mm,
- szerokość przekroju poprzecznego, $a = 100$ mm,
- długość pomiarowa, $L_0 = 200$ mm.



Rysunek 2.16. Oznaczenia geometrii próbek EPS wykorzystywanych w badaniu zachowania materiału przy bezpośrednim ścinaniu

Rzeczywista geometria przebadanych próbek została opisana w załączniku, w tabeli Z.15.

W czasie każdej próby śledzono zależność przemieszczenia tłoka maszyny wytrzymałościowej i wywołanej nim siły reakcji próbki. Na podstawie odczytanych wielkości dokonano przejścia na zależności (naprężenie ścinające)-(odkształcenie postaciowe) zakładając stan czystego ścinania i korzystając z zależności:

$$\tau = \frac{F}{2L_0 a} \quad (2.13)$$

$$\gamma = \frac{u}{t_c} \quad (2.14)$$

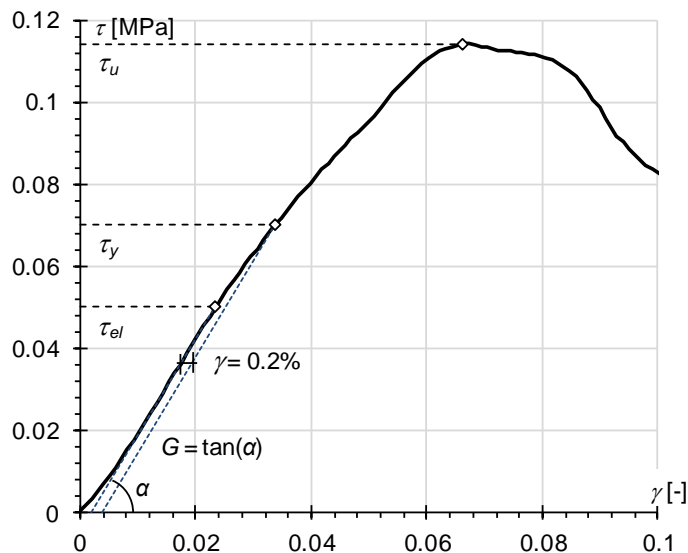
gdzie: F – działająca siła tnąca, u – przemieszczenie pionowe, pozostałe oznaczenia wg rysunku 2.16. Moduł ścinania G wyznaczono jako tangens kąta nachylenia liniowego fragmentu wykresu zgodnie z zależnością:

$$G = \frac{\Delta\tau}{\Delta\gamma} = \frac{\Delta F}{2L_0 a} \frac{t_c}{\Delta u} \quad (2.15)$$

gdzie: ΔF – przyrost siły tnącej w zakresie liniowo-sprężystym, Δu – odpowiadający przyrost przemieszczenia pionowego. Jako przemieszczenie pionowe przyjęto wartość przesuwu trawersu maszyny wytrzymałościowej.

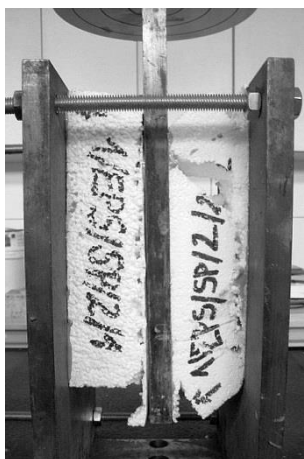


Opis zachowania EPS przy ścinaniu przeprowadzono na podstawie wykresu przedstawionego na rysunku 2.17. Początkowy fragment krzywej wskazuje na możliwość swobodnego ruchu próbki względem układu badawczego w początkowej fazie obciążenia, po tym krótkim odcinku występuje widoczny odcinek liniowy, z nachylenia którego wyznaczono wartość modułu ścinania. Zakres liniowo-sprężysty obejmuje w przybliżeniu jedną czwartą część obserwowanego zakresu. Nachylenie krzywej po przekroczeniu granicy proporcjonalności spada łagodnie do punktu przyjętego za umowną granicę plastyczności (przecięcie z prostą odsuniętą od linii modułu o $\gamma = 0.2\%$). Większy spadek nachylenia krzywej staje się wyraźny dopiero przed osiągnięciem granicy wytrzymałości. W tym momencie dochodzi do powstania pęknięcia ukośnego w jednym z bloczków oraz pionowego w drugim (rys. 2.18); inicjację zniszczenia poprzedza charakterystyczny trzask – tak samo jak w przypadku rozciągania i zginania zniszczeniu ulegają połączenia między komórkami EPS a nie same komórki. Propagacja zniszczenia przebiega powoli, co ma swoje odzwierciedlenie w osłabieniu widocznym na krzywej po przekroczeniu lokalnego maksimum. Kolejne charakterystyczne poziomy naprężenia odczytane z wykresów obu próbek, przedstawionych w załączniku (rys. Z.24-Z.25) zebrano w tabeli Z.16, ich analizę zawarto w tabeli 2.8.



Rysunek 2.17. Wykres reprezentatywnej zależności (naprężenie styczne) - (odkształcenie postaciowe) podwójnej próbki EPS poddanej bezpośredniemu ścinaniu

Ze względu na małą liczbę próbek opis statystyczny serii (tab. 2.8) ograniczono do określenia wartości średnich oraz miar rozproszenia badanych cech. Współczynniki zmienności charakterystycznych poziomów naprężenia mają niskie wartości – zawierają się w przedziale ($4.8 \div 7.4\%$), najbardziej oddalone od siebie są wartości modułów ścinania z miarą rozproszenia równą aż 22.2% .



Rysunek 2.18. Mechanizm zniszczenia próbki EPS w badaniu bezpośredniego ścinania próbki podwójnej

Tabela 2.8. Opis statystyczny parametrów wytrzymałościowych EPS poddanego bezpośredniemu ścinaniu uzyskany dla próbek podwójnych wyciętych z panelu nr 1 w kierunku jego długości

$n=2$	ρ [kg/m ³]	τ_{el} [MPa]	τ_y [MPa]	τ_u [MPa]	G [MPa]
miary bezwzględne położenia i rozproszenia					
\bar{x}	21.38	0.048	0.068	0.110	2.78
x_{min}	21.3	0.045	0.065	0.107	2.3
x_{max}	21.5	0.050	0.070	0.114	3.2
r_0	0.2	0.005	0.005	0.007	0.9
s_x	0.16	0.004	0.004	0.005	0.62
miara względna rozproszenia					
v_x [%]	0.74	7.44	5.24	4.80	22.17

Wnioski z badań materiału rdzenia

Przedstawione rezultaty wskazują na wyraźną zależność wartości parametrów wytrzymałościowych EPS od jego gęstości pozornej – wzrostowi gęstości towarzyszy wzrost wszystkich analizowanych cech, co podkreślono również w [Borsellino i inni 2004], [Elragi 2006]. Metoda wytwarzania, w ogólności, warunkuje parametry końcowe każdego materiału, jednak autorzy [Mihlayanlar i inni 2008] wykazali, że w przypadku EPS właściwości wytrzymałościowe oraz cieplne zależą aż w (90 ÷ 95)% właśnie od gęstości gotowego produktu i tylko w (5 ÷ 10)% od czynników procesu produkcji. Z tego względu warto zwrócić uwagę na fakt, że pomiar gęstości grup próbek rdzenia pobranych z paneli nr 1 i 2 (tab. 2.2) – które pochodzą z różnych partii, ale są wykonane z materiałów o tych samych parametrach nominalnych – daje wartości średnie różniące się od siebie aż o 8.2%. Ponieważ wpływ gęstości na zachowanie materiału jest kluczowy, przy znacznej różnicy otrzymanych wartości, uznano za konieczne wprowadzenie podziału otrzymanych parametrów na grupy według pochodzenia próbki, czyli w zależności od średniej gęstości rdzenia panelu, z którego została wycięta. W tabeli 2.9 podsumowano parametry EPS z uwzględnieniem tego podziału; dla każdej zbadanej grupy próbek przedstawiono wartości średnie oraz skrajne.



Znaczenie gęstości w badaniach EPS podkreślają również autorzy publikacji [Gnip i inni 2007a-c], [Vėjelis i Vaitkus 2006], w których przedstawiono wzory regresyjne na wybrane charakterystyki wytrzymałościowe, w zależności od gęstości i grubości próbki, przy różnych warunkach obciążeniowych:

- rozciąganie [Gnip i inni 2007a]:

moduł sprężystości [MPa]

$$E = -5.57 + 0.744\rho - 0.0103\rho^2 + 0.0633t_c - 0.000328t_c^2 + 0.00082\rho t_c \quad (2.16)$$

odkształcenie przy granicy proporcjonalności [%]

$$\varepsilon_{el} = 1.03 + 0.117\rho - 0.0024\rho^2 - 0.0167t_c + 0.000059t_c^2 \quad (2.17)$$

granica wytrzymałości [kPa]

$$\sigma_u = -260.4 + 36.64\rho - 0.551\rho^2 + 0.338t_c - 0.0255\rho t_c \quad (2.18)$$

- ściskanie [Gnip i inni 2007c]:

moduł sprężystości [MPa]

$$E = -7.037 + 0.590\rho + 0.0434t_c - 0.00496\rho^2 - 0.0001t_c^2 \quad (2.19)$$

odkształcenie przy umownej granicy plastyczności (odsunięcie o $\varepsilon = 0.3\%$) [%]

$$\varepsilon_y = 3.49 - 0.0642\rho - 0.0171t_c + 0.00141\rho^2 + 0.0000616t_c^2 \quad (2.20)$$

- zginanie [Vėjelis i Vaitkus 2006]:

moduł sprężystości [MPa]

$$E = 0.615\rho - 3.270 \quad (2.21)$$

- ścinanie [Vėjelis i Vaitkus 2006]:

moduł ścinania [kPa]

$$G = -618 + 160\rho \quad (2.22)$$

granica wytrzymałości [kPa]

$$\tau_u = 29.2 + 5\rho - 0.6 t_c \quad (2.23)$$

gdzie: ρ – gęstość pozorna w $[\text{kg}/\text{m}^3]$, t_c – grubość próbki w [mm]. Wyniki uzyskane z przeprowadzonych badań własnych oraz ich estymację wyznaczoną na podstawie wzorów (2.16) ÷ (2.23) przedstawiono w tabeli 2.9.

W większości przypadków, różnica względna jest mniejsza niż 10% lub przekracza tę wartość nieznacznie. Różnica względna większa niż 20% występuje przy dwóch parametrach: odkształceniu odpowiadającemu granicy proporcjonalności przy rozciąganiu oraz module sprężystości przy ścisaniu (panel nr 2). Wyniki estymacji najczęściej albo zawierają się między skrajnymi wynikami pomiarów, albo różnią się od nich nieznacznie; największe rozbieżności występują przy modułach sprężystości przy ścisaniu (panel nr 2, większa o 18% od największego wyniku) i zginaniu (panel nr 1, większa o 8.5% od największego wyniku).



Tabela 2.9. Porównanie parametrów wytrzymałościowych EPS uzyskanych jako wyniki badań własnych (x_{min} , x_{max} , \bar{x}) z ich szacunkami otrzymanymi ze wzorów (2.16)-(2.23)

Rozciąganie								
Źródło		ε_{el} [%]	ε_y [%]	ε_u [%]	σ_{el} [MPa]	σ_y [MPa]	σ_u [MPa]	E [MPa]
panel nr 1 ρ [kg/m ³]	x_{min}	0.86	1.51	2.52	0.090	0.152	0.207	10.0
	x_{max}	1.34	1.96	2.94	0.134	0.185	0.228	10.8
20.56	\bar{x}	1.01	1.67	2.71	0.106	0.164	0.218	10.48
	(2.16).(2.18)	1.25	–	–	–	–	0.232	9.98
	różnica [%]	-23.1	–	–	–	–	-6.3	4.8
panel nr 2 ρ [kg/m ³]	\bar{x}	–	–	–	–	–	–	–
	(2.16).(2.18)	1.21	–	–	–	–	0.213	9.20
18.87								
Ściskanie								
Źródło		ε_{el} [%]	ε_y [%]	ε_{10} [%]	σ_{el} [MPa]	σ_y [MPa]	σ_{10} [MPa]	E [MPa]
panel nr 1 ρ [kg/m ³]	x_{min}	0.69	1.39	10.00	0.049	0.077	0.108	6.1
	x_{max}	0.89	1.63	10.00	0.055	0.085	0.123	7.1
20.56	\bar{x}	0.79	1.50	10.00	0.053	0.081	0.115	6.75
	(2.19).(2.20)	–	1.59	–	–	–	–	7.28
	różnica [%]	–	-5.7	–	–	–	–	-7.9
panel nr 2 ρ [kg/m ³]	x_{min}	0.90	1.61	10.00	0.047	0.067	0.088	5.1
	x_{max}	0.98	1.69	10.00	0.051	0.075	0.105	5.6
18.87	\bar{x}	0.93	1.65	10.00	0.050	0.072	0.101	5.41
	(2.19).(2.20)	–	1.60	–	–	–	–	6.62
	różnica [%]	–	2.9	–	–	–	–	-22.3
Zginanie ¹								
Źródło		ε_{el} [%]	ε_y [%]	ε_u [%]	σ_{el} [MPa]	σ_y [MPa]	σ_u [MPa]	E [MPa]
panel nr 1 ρ [kg/m ³]	x_{min}	0.75	1.70	3.89	0.065	0.130	0.188	7.4
	x_{max}	1.25	2.16	5.15	0.096	0.146	0.219	8.6
20.56	\bar{x}	1.03	1.87	4.39	0.085	0.139	0.200	8.33
	(2.21)	–	–	–	–	–	–	9.37
	różnica [%]	–	–	–	–	–	–	-12.6
panel nr 2 ρ [kg/m ³]	x_{min}	0.84	1.71	4.16	0.065	0.117	0.173	7.7
	x_{max}	1.19	1.86	5.54	0.094	0.131	0.209	8.0
18.87	\bar{x}	1.00	1.78	4.68	0.079	0.124	0.188	7.83
	(2.21)	–	–	–	–	–	–	8.34
	różnica [%]	–	–	–	–	–	–	-6.5
Ścinanie								
Źródło		γ_{el} [%]	γ_y [%]	γ_u [%]	τ_{el} [MPa]	τ_y [MPa]	τ_u [MPa]	G [MPa]
panel nr 1 ρ [kg/m ³]	x_{min}	1.40	2.23	6.44	0.045	0.065	0.107	2.3
	x_{max}	2.14	3.19	8.76	0.050	0.070	0.114	3.2
20.56	\bar{x}	1.77	2.71	7.60	0.048	0.068	0.110	2.78
	(2.22).(2.23)	–	–	–	–	–	0.102	2.67
	różnica [%]	–	–	–	–	–	7.6	3.7
panel nr 2 ρ [kg/m ³]	\bar{x}	–	–	–	–	–	–	–
	(2.22).(2.23)	–	–	–	–	–	0.094	2.40
18.87								

¹ \bar{x} – suma średnich wyników dla próbek krótkich i długich podzielona na pół; x_{min} , x_{max} – wartości skrajne uzyskane z sumarycznego zbioru wyników dla próbek krótkich i długich.



Zachowanie EPS pod wpływem ściskania przeanalizowano również w [Ossa i Romo 2009] – autorzy wzięli pod uwagę wpływ gęstości materiału, ciśnienia hydrostatycznego oraz tempa przykładania obciążenia. W publikacji zaprezentowano zależności regresyjne pozwalające na szacowanie następujących parametrów EPS:

- trójosiowe ściskanie [Ossa i Romo 2009]:

moduł sprężystości [MPa]

$$E = -1.111 + 0.397\rho - 0.029\sigma_3 + 0.054v_p \quad (2.24)$$

moduł wzmocnienia [kPa]

$$E_p = -23.326 + 4.941\rho + 0.500\sigma_3 + 208.369v_p - 19.044v_p^2 \quad (2.25)$$

granica plastyczności (jako punkt przecięcia linii modułów E i E_p) [kPa]

$$\sigma_y = 31.358 + 0.133\rho^2 - 0.620\sigma_3 + 1.137v_p \quad (2.26)$$

współczynnik Poissona [-]

$$\nu = 0.475 - 0.0144\rho \quad (2.27)$$

gdzie: ρ – gęstość pozorna podawana w [kg/m^3], σ_3 – poziom ciśnienia hydrostatycznego w [kPa], v_p – prędkość przyrostu przemieszczenia w [mm/min]. Po podstawieniu do zależności (2.24)-(2.27) danych: $\sigma_3 = 0$ (ściskanie jednoosiowe), $v_p = 10$ mm/min (prędkość przesuwu głowicy zastosowana w większości badań EPS na ściskanie) oraz średnich wartości gęstości paneli nr 1 i 2, uzyskano kolejne szacunki parametrów wytrzymałościowych EPS przy ściskaniu (tab. 2.10). Porównanie uzyskanych wartości z wynikami badań własnych oraz szacunkami z przytoczonych wcześniej zależności (2.16)-(2.23) jest możliwe tylko w przypadku modułu sprężystości (pozostałych parametrów nie badano, a granica plastyczności ze wzoru (2.26) jest określana wg innego kryterium niż umowna granica plastyczności uzyskana w badaniach własnych). Szacowana wartość modułu sprężystości otrzymana ze wzoru (2.24) jest zawyżona o 12.5% względem średniego wyniku badania doświadczalnego w przypadku panelu nr 1 oraz o 27.9% w przypadku panelu nr 2. Poziom rozbieżności jest zatem podobny jak w przypadku szacunków zebranych w tabeli 2.9 – wartości otrzymane ze wzoru (2.24) są zawyżone względem tych z (2.19) o około 4.5%. Dodatkowo wielkości zaproksymowane w [Ossa i Romo 2009] pozwalają na szerszy opis zachowania ściskanego EPS: uzyskanie przybliżonej zależności naprężenie - odkształcenie w zakresie sprężystym i w początkowej części zakresu plastycznego. Na rysunku 2.19 przedstawiono porównanie reprezentatywnych wykresów próbek ściskanych pobranych z paneli nr 1 i 2 z aproksymującymi je prostymi, wynikającymi z tabeli 2.10.

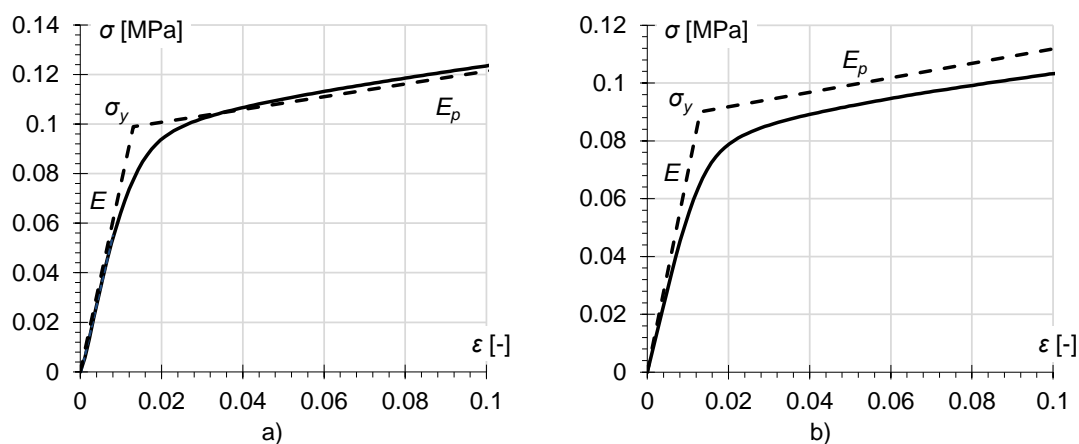
Porównanie wyników doświadczalnych z aproksymacjami ze wzorów regresyjnych, przeprowadzone dla dostępnych, wybranych wielkości, można uznać za zadowalające. Z jednej strony wpływa to pozytywnie na ocenę wiarygodności przeprowadzonych badań, z drugiej pokazuje, że przytoczone zależności są wartościowym narzędziem, pozwalającym na określanie przybliżonych wartości wybranych parametrów EPS w razie braku danych



doświadczalnych. Poziom rozbieżności potwierdza jednak konieczność przeprowadzania kontrolnych testów laboratoryjnych gdy wymagane są bardziej precyzyjne wyniki lub szerszy opis zachowania materiału.

Tabela 2.10. Szacunkowe wartości wybranych parametrów wytrzymałościowych ściskanego EPS uzyskane z zależności (2.24)-(2.27) dla podanych gęstości, $\sigma_3 = 0$ oraz $v_p = 10$ mm/min

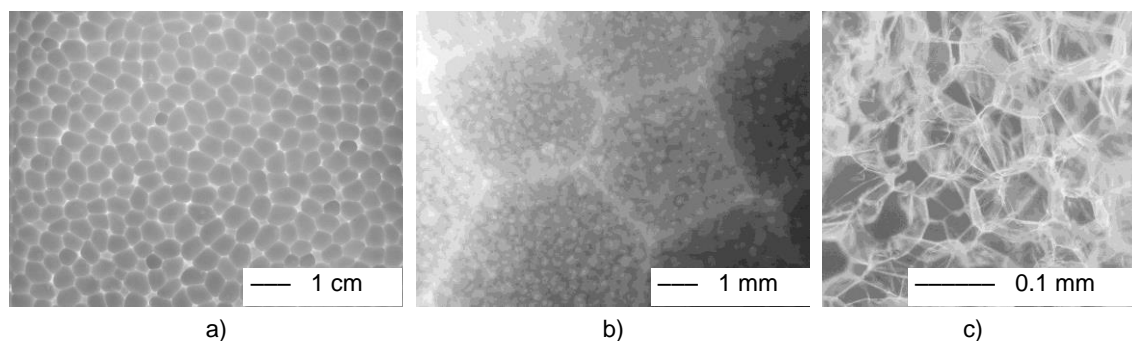
Źródło	ρ [kg/m ³]	σ_y [MPa]	E [MPa]	E_p [MPa]	ν [-]
panel nr 1	20.56	0.099	7.59	0.26	0.18
panel nr 2	18.87	0.090	6.92	0.25	0.20



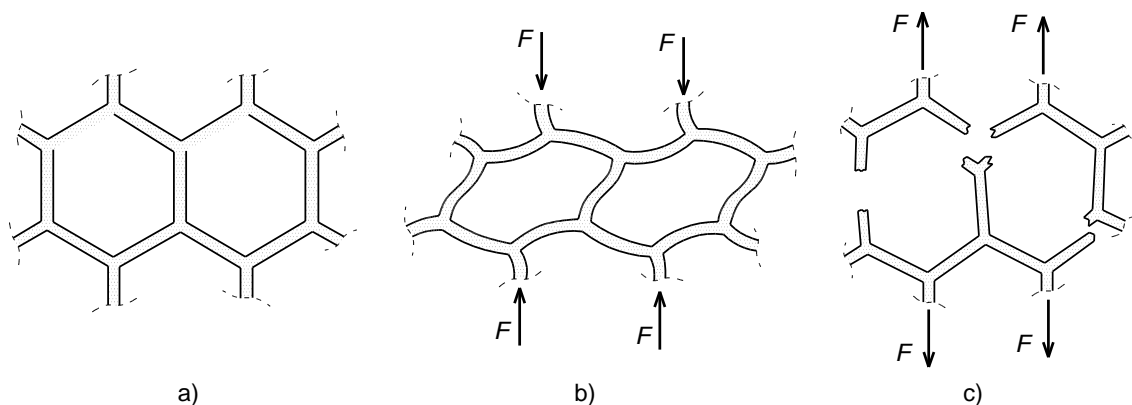
Rysunek 2.19. Porównanie reprezentatywnej zależności naprężenie - odkształcenie EPS poddanego ściskaniu z jej aproksymacją na podstawie wzorów (2.24)-(2.27); a) panel nr 1 ($\rho = 20.56$ kg/m³); b) panel nr 2 ($\rho = 18.87$ kg/m³)

Kolejnym wnioskiem wynikającym z analizy wyników zestawionych w tabeli 2.9 jest to, że zachowanie EPS jest różne w zależności od stanu naprężenia w jakim się znajduje, na co zwrócono uwagę również w [Alwin 2002], [Borsellino i inni 2004]. Jest to wyraźnie widoczne przy porównaniu wyników badań próbek pobranych z panelu nr 1. Moduł sprężystości przy rozciąganiu jest o 55% większy niż przy ściskaniu, a moduł przy ściskaniu jest o 8% większy niż przy ścinaniu (uzyskany z założenia o izotropii $E = 2G(1 + \nu)$ przy ν wg wzoru (2.28)); wielkości te poszeregowano w tej samej kolejności w [Alwin 2002]. Moduł przy zginaniu przyjmuje wartość pośrednią: 21% mniejszy niż przy rozciąganiu, 23% większy niż przy ściskaniu i 33% większy niż przy ścinaniu. Takie zachowanie jest typowe dla materiałów komórkowych, co opisano w [Ashby 1983], [Deshpande i Fleck 2001], [Borsellino i inni 2004]; wynika ono z mikrostruktury EPS (rys. 2.20c) oraz jej deformacji i mechanizmów zniszczenia jakie towarzyszą różnym typom obciążenia. Na rysunku 2.21 przedstawiono, w sposób schematyczny, zachowanie układu komórek poddanego ściskaniu i rozciąganiu – w pierwszym przypadku cienkie, bardzo smukłe ścianki są narażone przede wszystkim na wyboczenie sprężyste, w następstwie którego dochodzi do zniszczenia struktury komórkowej i miażdżenia jej pozostałości, w drugim efekty związane ze statecznością ścianek nie występują, liczy się tylko

ich wytrzymałość na rozciąganie. Zrozumiałym jest, że takie różnice w skali mikro przekładają się na różne parametry w skali makro. W [Ossa i Romo 2009] opisano szczegółowo proces zapadania się mikrostruktury EPS pod wpływem ściskania.



Rysunek 2.20. Widok rzeczywistej struktury komórkowej EPS; a) w skali naturalnej [autor: Phyrexian, źródło: Wikipedia]; b) zbliżenie na pojedyncze komórki [autor: TatiCwai, źródło: Wikipedia]; c) 200-krotne powiększenie [autor: Jan Homann, źródło: Wikipedia]



Rysunek 2.21. Schematyczny widok struktury komórkowej EPS na podstawie [Ashby 1983]; a) niezdeformowanej; b) przy ściskaniu; c) przy rozciąganiu

Wartości parametrów materiałowych zależą zatem od stanu naprężeń w materiale, ale z opisu badań zawartego w [Gnip i inni 2007a,c] wynika, że wpływ kierunku przykładania obciążenia, w przypadku rozciągania i ściskania, jest nieznaczący. Oznacza to, że parametry materiału poddanego, przykładowo, ściskaniu mają w przybliżeniu tę samą wartość, niezależnie od tego, czy próbka jest obciążana w kierunku grubości rdzenia, czy w kierunku jego długości. Założono, że analogiczna sytuacja występuje w przypadku ścinania i zginania – opierając się na w przybliżeniu równomiernym rozkładzie struktury komórkowej w objętości materiału. Można zatem mówić o zachowaniu izotropowym w ramach danego stanu naprężenia. Niezależnie od tego założenia, wszystkie zbadane próbki EPS były obciążane w taki sposób, żeby jak najwierniej odzwierciedlać rzeczywistą deformację materiału w obciążonym panelu kompozytowym.

Wyniki uzyskane w badaniach zginania wskazują, że belki o mniejszych wymiarach charakteryzują się wyższymi wartościami granic proporcjonalności, plastyczności i

wytrzymałości. Wartości tych parametrów pomierzone dla belek o dwukrotnie większych wymiarach są o $(10 \pm 30)\%$ mniejsze, przy bardzo zbliżonych wartościach modułu sprężystości (różnica względna poniżej 3%). Takie zachowanie pojawia się w grupach próbek pobranych z obu analizowanych paneli i może wskazywać na występowanie zjawiska efektu skali, czyli spadku wytrzymałości materiału wraz ze wzrostem rozmiarów badanej próbki. Testy pokazały, że zginany EPS niszczy się w sposób kruchy przez wyczerpanie nośności na rozciąganie w dolnych włóknach belki.

W przypadku materiałów kruchych poddanych rozciąganiu, zjawisko efektu skali objawia się najwyraźniej w formie deterministycznej i statystycznej. Według [Bażant i Planas 1998] deterministyczny efekt skali jest wywołany formowaniem się regionów silnej lokalizacji odkształceń w pewnych obszarach materiału, poprzedzającym powstanie rysy właściwej. Obszary, w których dochodzi do lokalizacji odkształceń, mają rozmiar na tyle duży, względem wymiarów przekroju poprzecznego, że prowadzą do znaczącej redystrybucji naprężeń. W tym przypadku nośność próbki rośnie wraz ze wzrostem stosunku długości charakterystycznej mikrostruktury (od której zależą rozmiar i rozmieszczenie stref lokalizacji) do charakterystycznego wymiaru próbki. Statystyczny efekt skali wynika zaś z losowości rozkładu parametrów materiałowych w objętości materiału – większa próbka oznacza statystycznie większą szansę na wystąpienie w konstrukcji słabszego obszaru, co z kolei prowadzi do jej wcześniejszego zniszczenia – jest on szczególnie ważny w przypadku większych konstrukcji. Oznacza to, że wartości naprężeń (granice proporcjonalności, uplastycznienia i wytrzymałości) przy rozciąganiu i zginaniu przedstawione w tabeli 2.9 mogą ulec zmniejszeniu wraz ze wzrostem rozmiarów próbki. EPS pełniący funkcję rdzenia płyty warstwowej, nie pracuje jak belka zginana – trwałe połączenie z okładzinami prowadzi do powstania w nim głównie stanu ścinania [Allen 1969] – jednak należy liczyć się z tym, że wartości parametrów uzyskane w innych testach mogą być również zależne od geometrii próbek.

Kolejna ważna kwestia to wpływ nieliniowości geometrycznej w belkach zginanych o większej rozpiętości na wyniki uzyskane przy założeniu o małych deformacjach – zagadnienie to przeanalizowano w rozdziale 3.

Zachowanie rdzenia przy ścinaniu jest jednym z kluczowych elementów analizy paneli zginanych, zgodnie ze zwyczajną teorią płyt warstwowych [Allen 1969], jednak metoda jego określania nie jest oczywista. W pracach [Chuda-Kowalska 2011], [Chuda-Kowalska i Garstecki 2011] obszernie opisano metodykę prowadzenia pomiarów modułu ścinania i wytrzymałości na ścinanie rdzenia z pianki PUR; wskazano, że występują znaczne różnice w wartościach pomierzonych parametrów w zależności od zastosowanej metody. Poza opisaną w niniejszej pracy metodą bezpośredniego ścinania próbki podwójnej, przyjrano się również metodzie skręcania i dwóm metodom pośrednim, prowadzonym w testach zginania na kompletnych panelach (rdzeń + okładziny) o różnych klasach rozpiętości, polegającym na: (1) pomiarze ugięcia (podejście klasyczne [EN 14509]), (2) pomiarze kątów obrotu (metoda autorska). Porównanie tych czterech metod identyfikacji parametrów rdzenia wykazało, że prowadzą one do różnych wyników – autorka pracy [Chuda-Kowalska 2011] wskazuje, że wzór



(2.15) zbytnio upraszcza rzeczywiste zachowanie próbki i prowadzi do niedoszacowania modułu ścinania. Również w [Błaszczuk i Pozorski 2012] jako bardziej miarodajne przedstawiono metody polegające na badaniu belek warstwowych, dodatkowo zwracając uwagę, że duży wpływ na wynik pomiarów ma uwzględnienie ściskania materiału rdzenia. Metoda określania modułu ścinania przez pomiar ugięcia panelu została zastosowana również w [Alwin 2002], [Pozorski 2016] i przedstawiona jako uniwersalny sposób na uzyskanie tego parametru w warunkach zbliżonych do pracy rzeczywistej konstrukcji.

Wnioski wynikające z powyższych prac wskazują, że wyniki uzyskane w teście bezpośredniego ścinania EPS są zaniżone, pomimo ich dobrej zgodności z szacunkami ze wzorów (2.22) i (2.23) przytoczonych w [Vėjelis i Vaitkus 2006], ze względu na zbyt małą dokładność samej metody. Kwestię tę przeanalizowano i omówiono szerzej w rozdziale 3.

Przeprowadzony cykl badań nie obejmował pomiaru współczynnika Poissona EPS, ze względu na trudności związane z odczytem odkształcenia poprzecznego z zadowalającą precyzją. W literaturze można spotkać się ze zróżnicowanym podejściem do przyjmowania wartości tej cechy. W [Trandafir i inni 2010] przyjęto w uproszczeniu $\nu = 0$, ponieważ próbka w teście ściskania nie ulega wyraźnemu rozszerzeniu w kierunku poprzecznym (rys. 2.9). Autorzy prac: [Zou i Leo 1998], [Atmatzidis i inni 2001], [Wong i Leo 2006] oraz [Mills 2007] prezentują bardziej szczegółowy opis – we wstępnej fazie ściskania, przy bardzo małych odkształceniach, współczynnik Poissona ma niewielką, dodatnią wartość, która spada do zera, w efekcie czego dalsze ściskanie prowadzi do redukcji objętości próbki.

Początkowa, niezerowa wartość współczynnika Poissona jest, podobnie jak pozostałe parametry wytrzymałościowe EPS, zależna od gęstości materiału – do takiego wniosku doszli autorzy wzorów empirycznych przedstawionych w [Ossa i Romo 2009] – przytoczona wcześniej zależność (2.27) – oraz [EDO 1992]:

$$\nu = 0.0056\rho + 0.0024 \quad (2.28)$$

gdzie: ρ – gęstość pozorna [kg/m^3]. Autorzy obu publikacji interpretują jednak ten wpływ inaczej – w (2.27) przyrostowi gęstości towarzyszy spadek, a w (2.28) przyrost wartości szacowanego parametru.

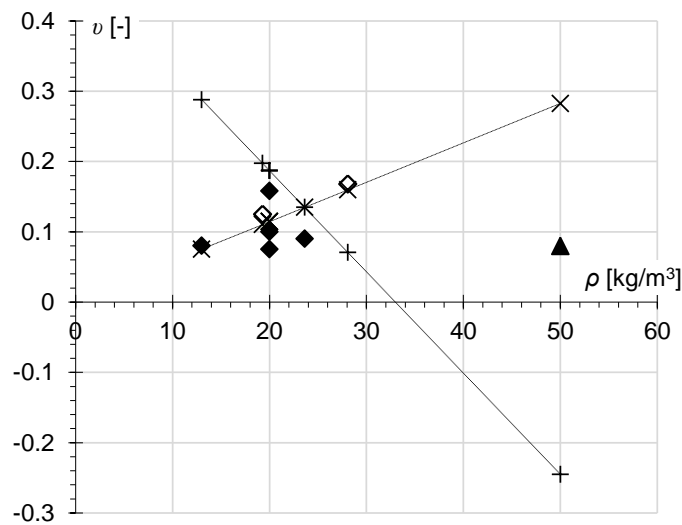
W tabeli 2.11 i na rysunku 2.22 przedstawiono porównanie wyników doświadczalnych przedstawionych w [Abdelrahman i inni 2008] oraz [Mills 2007] z przewidywaniami wzorów regresyjnych z zacytowanych wyżej źródeł. Przytoczone wyniki doświadczalne zawierają się w zakresie $(0.080 \div 0.168)$, a ich zależność od gęstości nie jest wyraźna; znaczne różnice w wartościach, nawet dla tej samej gęstości, mogą być spowodowane trudnościami w przeprowadzeniu dostatecznie precyzyjnych pomiarów. Szacunki uzyskane ze wzoru (2.27) zawyżają wynik pomiaru blisko trzykrotnie dla najmniejszej gęstości i dają wartość ujemną dla największej. Znacznie lepszą zgodność z danymi doświadczalnymi wykazują rezultaty uzyskane ze wzoru (2.28) – we wszystkich przypadkach, poza ostatnim, moduł z różnicy względnej oscyluje w granicach $(5 \div 53)\%$, nawet najbardziej rozbieżna wartość uzyskana dla największej gęstości wygląda bardziej przekonująco niż ujemna uzyskana z zależności (2.27).



Tabela 2.11. Porównanie wartości współczynnika Poissona uzyskanych z pomiarów doświadczalnych z szacunkami wzorów (2.27) i (2.28)

ρ [kg/m ³]	Badanie ν [-]	Szacowanie wg (2.27)		Szacowanie wg (2.28)	
		ν [-]	różnica [%]	ν [-]	różnica [%]
13.00	0.080 [*]	0.288	260	0.075	6
19.28	0.125 [◊]	0.197	58	0.110	12
20.00	0.158 [*]	0.187	18	0.114	28
20.00	0.100 [*]	0.187	87	0.114	14
20.00	0.075 [*]	0.187	149	0.114	53
23.63	0.090 [*]	0.135	50	0.135	50
28.07	0.168 [◊]	0.071	58	0.160	5
50.00	0.080 [▲]	-0.245	406	0.282	253

◊ [Abdelrahman i inni 2008] wyniki autora; * [Abdelrahman i inni 2008] cytowania wyników z lat 1996-1998;
▲ [Mills 2007]



Rysunek 2.22. Porównanie wartości współczynnika Poissona uzyskanych z pomiarów doświadczalnych z szacunkami wzorów (2.27) i (2.28); ◊ – [Abdelrahman i inni 2008] wyniki autora; ◆ – [Abdelrahman i inni 2008] cytowania wyników z lat 1996-1998; ▲ – [Mills 2007]; + – szacowanie wg (2.27); × – szacowanie wg (2.28)

Porównanie informacji dostępnych w literaturze pokazuje, że trafne określenie liczby Poissona EPS jest kłopotliwe, ale wskazuje również zakres wartości, który można uznać za miarodajny. Za najbardziej wiarygodne, w zakresie gęstości analizowanego materiału, uznano wyniki uzyskane ze wzoru (2.28) i na jego podstawie przyjęto:

- dla panelu nr 1 ($\rho = 20.56 \text{ kg/m}^3$) $\nu = 0.12$,
- dla panelu nr 2 ($\rho = 18.87 \text{ kg/m}^3$) $\nu = 0.11$.

Ostatnią kwestią poruszaną w opisie badań materiału rdzenia jest wpływ prędkości obciążania na wartości pomierzonych parametrów. Ograniczoną kontrolę występowania i skali tego zjawiska przeprowadzono w badaniach rozciągania i ściskania. Niewielką liczbę próbek obciążano z prędkością dziesięciokrotnie mniejszą niż normowa – wyniki badań sugerują, że zmniejszenie prędkości przyrostu przemieszczenia, prowadzi do spadku wartości mierzonych

cech wytrzymałościowych, jednak przy analizowanych prędkościach różnica ta jest nieznaczna, w niektórych przypadkach wręcz niezauważalna.

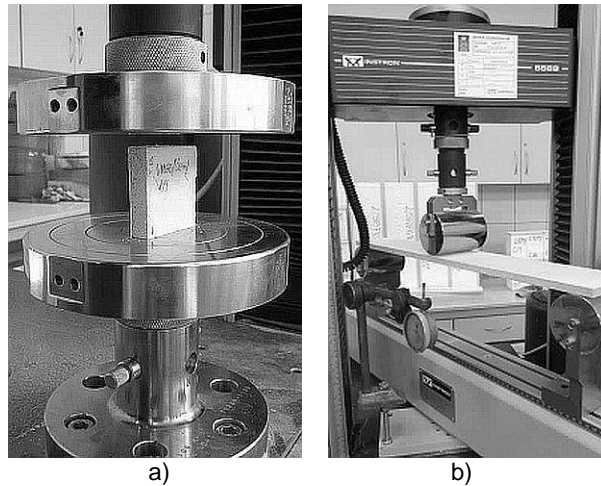
Bardziej szczegółową analizę tego zjawiska znaleźć można w [Duškov 1997], gdzie przedstawiono wyniki jednoosiowego ściskania grup próbek EPS o gęstościach 15 kg/m^3 i 20 kg/m^3 przy czterech różnych prędkościach przyrostu odkształcenia: (2000, 200, 20, 4) [%/min]; dla porównania – dwie prędkości zastosowane w badaniach własnych to 6.6 %/min i 0.7 %/min. Badania opisane w [Duškov 1997] pokazują jasno, że zwiększanie prędkości przyrostu odkształceń wywołuje sztywniejszą odpowiedź materiału – autor wyjaśnia, że przy gwałtownym tempie przyrostu odkształcenia powietrze uwięzione w pęcherzykach pianki przeciwdziała zapadaniu się ich ścianek; przy wolniejszym przyroście odkształcenia to samo powietrze jest powoli uwalniane i nie dochodzi do krótkotrwałego wzrostu sztywności pianki. Zaobserwowane różnice są najbardziej widoczne przy odkształceniach większych niż 1%, tzn. wpływają przede wszystkim na wartość naprężenia uplastycznienia i poziom naprężenia przy 10% odkształceniu, zaś zmiany w module sprężystości są nieznaczne.

Na tej podstawie uznano, że przy określaniu wartości parametrów do analizy statycznej zastosowane w większości badań własnych prędkości normowe prowadzą do miarodajnych wyników, a ponieważ rozbieżności wynikające ze zmniejszenia prędkości przyrostu obciążenia są nieznaczne, zdecydowano nie różnicować uzyskanych rezultatów pod tym względem. Podobną obserwację dla innej pianki polimerowej poczyniono w [Deshpande i Fleck 2001]; z pomiarów doświadczalnych uzyskano niski współczynnik wrażliwości na prędkość przyrostu odkształcenia i uznano, że zachowanie pianki można uznać za niezależne od tego czynnika w większości praktycznych zastosowań.

2.1.2. Badania materiału okładziny

Badania płyty cementowo-magnezowej wzmocnionej siatkami z włókna szklanego miały na celu określenie wartości wybranych parametrów materiałowych, uzyskanie typowych krzywych naprężenie - odkształcenie oraz poznanie mechanizmów zniszczenia, w zależności od stanu naprężenia panującego w materiale. Próbkę płyty MgO wycięte w kierunku długości panelu oraz w kierunku do niego prostopadłym poddano działaniu jednoosiowego ściskania na sztorc (rys. 2.23a) i trójpunktowego zginania (rys. 2.23b). Wyróżnienie grup próbek wyciętych w dwóch wzajemnie prostopadłych kierunkach było podyktowane przewidywaną ortotropią analizowanego materiału, na którą wskazują technologia produkcji oraz widoczny gołym okiem układ siatek wzmocniających (w kierunku długości włókna są naciągnięte, w kierunku szerokości mają układ nieregularny). Określenie wartości parametrów wytrzymałościowych było szczególnie ważne ze względu na to, że są one dostępne wyłącznie w formie informacji handlowych i różnią się w znacznym stopniu w zależności od producenta i zastosowanej technologii produkcji.





Rysunek 2.23. Stanowiska badawcze do testów na próbkach płyty MgO: a) ściskanie na sztorc, b) zginanie trójpunktowe

Rezultaty badań próbek płyty MgO zostały wykorzystane do ustalenia wartości charakterystyk opisujących model materiałowy okładziny oraz jako jeden z podstawowych elementów procesu identyfikacji parametrycznej modelu MES.

Przed wykonaniem doświadczeń przeprowadzono również pomiar gęstości pozornej wszystkich próbek płyty MgO, przyjmując taką samą procedurę jak w przypadku EPS. Do zestawienia tej cechy włączono wszystkie próbki okładziny przeznaczone do badań ściskania i zginania (tab. Z.17, Z.19, Z.22, Z.24, Z.26 z załącznika), uzyskując następujących pięć grup próbek:

- Wszystkie – suma wszystkich pozostałych grup, liczba próbek $n=72$;
- P1 dół – pobrane z panelu nr 1, z okładziny dolnej, liczba próbek $n=33$;
- P1 góra – pobrane z panelu nr 1, z okładziny górnej, liczba próbek $n=33$;
- P2 dół – pobrane z panelu nr 2, z okładziny dolnej, liczba próbek $n=3$;
- P2 góra – pobrane z panelu nr 2, z okładziny górnej, liczba próbek $n=3$.

Wyniki opisowej analizy statystycznej powyższych grup zaprezentowano w tabeli 2.12.

Parametry opisujące rozkład rezultatów dla czterech podstawowych grup są bardzo podobne. Różnica między średnią arytmetyczną a medianą poniżej 1% oraz bardzo niska wartość modułu ze współczynnika asymetrii świadczą o niemal symetrycznym kształcie tych rozkładów. Wszystkie grupy próbek charakteryzują się małym rozproszeniem wyników – wartość współczynnika zmienności grup liczniejszych jest większa, ale nieznacznie; w żadnym przypadku nie przekracza ona 5%. Dodatkowo kurtozy grup z panelu nr 1 oraz widocznie zawyżone zagęszczenie wyników w przedziale $\bar{x} \pm s_x$ we wszystkich czterech grupach świadczą o większym niż w przypadku rozkładu normalnego zagęszczeniu danych wokół wartości średniej. Wynika z tego, że wartość przeciętną każdej z tych serii najlepiej reprezentuje średnia arytmetyczna.

Tabela 2.12. Opis statystyczny gęstości pozornej próbek płyty MgO wyciętych z paneli nr 1 i 2

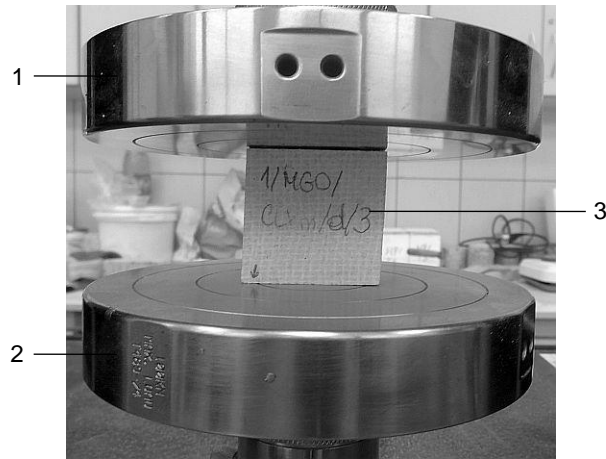
	Wszystkie $n=72$	P1 dół $n=33$	P1 góra $n=33$	P2 dół $n=3$	P2 góra $n=3$
miary bezwzględne położenia, ρ [kg/m ³]					
\bar{x}	1122	1129	1119	1073	1127
m_e	1120	1140	1120	1080	1130
miary bezwzględne rozproszenia, ρ [kg/m ³]					
x_{min}	980	1060	980	1060	1120
x_{max}	1230	1230	1220	1080	1130
r_0	250	170	240	20	10
s_x	43	32	53	12	6
miary względne rozproszenia, asymetrii i spłaszczenia					
v_x [%]	3.84	2.85	4.72	1.08	0.51
a_k [-]	-0.38	0.28	-0.42	-0.38	-0.38
k [-]	1.71	2.32	0.87	–	–
procent wartości mieszczących się w przedziałach					
$\bar{x} \pm s_x$	78	79	70	100	100
$\bar{x} \pm 2s_x$	93	94	97	100	100
$\bar{x} \pm 3s_x$	99	97	100	100	100

Bardzo podobny opis statystyczny uzyskano po połączeniu wszystkich grup – różnica w liczności próbek sprawia, że wpływ danych z panelu nr 2 na kształt tego rozkładu jest ograniczony, ale porównanie ze sobą średnich wyników próbek z obu paneli dało różnicę względną równą zaledwie 2.1%. Z tego względu zdecydowano się na określenie wartości przeciętnej gęstości pozornej materiału okładziny jako średniej ze wszystkich przebadanych próbek, niezależnie od źródła ich pochodzenia.

Jednoosiowe ściskanie materiału okładziny

Badanie polegające na ścisaniu próbki okładziny ustawionej na sztorc, zostało przeprowadzone w oparciu o [BS 5669-1]. Próbki materiału ustawiano na talerzu dolnym maszyny wytrzymałościowej w taki sposób, żeby nacisk talerza górnego wywoływał płaski stan naprężenia w płaszczyźnie równoległej do powierzchni płyty MgO (rys. 2.24), czyli taki, jakiego można się spodziewać na krawędziach paneli ściennych podczas przenoszenia obciążeń pionowych w rzeczywistej konstrukcji. Ze względu na kruchość badanego materiału oraz chęć obserwacji procesu inicjacji i propagacji zniszczenia, przyjęto niższą niż sugerowana w [BS 5669-1] prędkość przesuwu głowicy równą 0.1 mm/min.

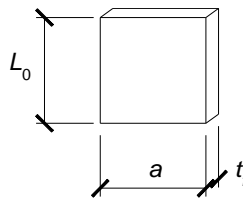
Testy przeprowadzono na dwóch partiach próbek wyciętych z panelu nr 1. Pierwszą, główną partię, liczącą 20 próbek (10 z okładziny górnej, 10 z okładziny dolnej) obciążano w kierunku długości panelu, co odpowiada kierunkowi pracy materiału w rzeczywistej konstrukcji. Partię drugą, pomocniczą, o tej samej liczności, obciążano w kierunku szerokości panelu, w celu określenia wpływu orientacji obciążenia na mierzone parametry.



Rysunek 2.24. Stanowisko badawcze próby jednoosiowego ściskania płyty MgO; 1) talerz górny; 2) talerz dolny; 3) płyta MgO

Łącznie zbadano 40 próbek o nominalnej geometrii (rys. 2.25):

- wysokość, $L_0 = 50$ mm,
- szerokość, $a = 50$ mm,
- grubość, $t_f = 11$ mm.



Rysunek 2.25. Oznaczenia geometrii próbek płyty MgO wykorzystywanych w badaniach jednoosiowego ściskania

Oznaczenia, geometrię i masę wszystkich próbek przedstawiono w załączniku (tab. Z.17, Z.19).

Krzywe siła - przemieszczenie uzyskane z tego cyklu badań przekształcono na zależności naprężenie - odkształcenie korzystając ze wzorów obciążania osiowego:

$$\sigma = \frac{F}{at_f} \quad (2.29)$$

$$\varepsilon = \frac{u}{L_0} \quad (2.30)$$

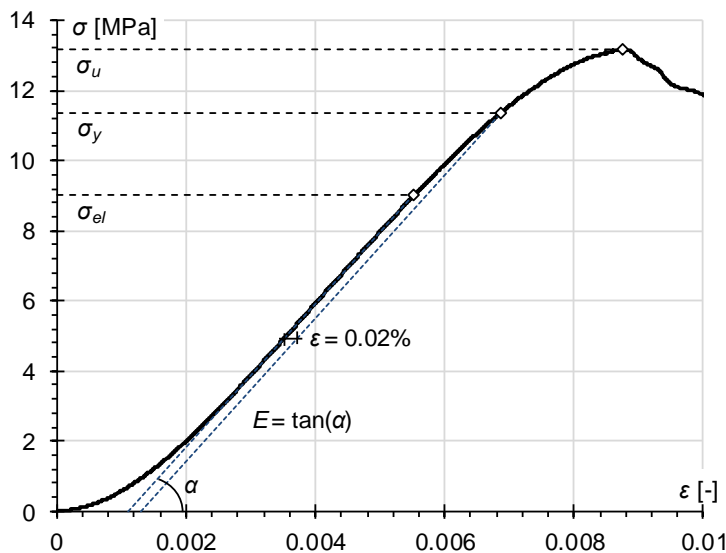
gdzie: F – działająca siła, u – zmiana wysokości próbki, pozostałe oznaczenia zgodnie z rysunkiem 2.25. Moduł sprężystości uzyskano jako stosunek przyrostu naprężenia do odpowiadającego mu przyrostu odkształcenia w zakresie liniowo-sprężystym:

$$E = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\varepsilon} = \frac{\Delta F L_0}{at_f \Delta u} \quad (2.31)$$

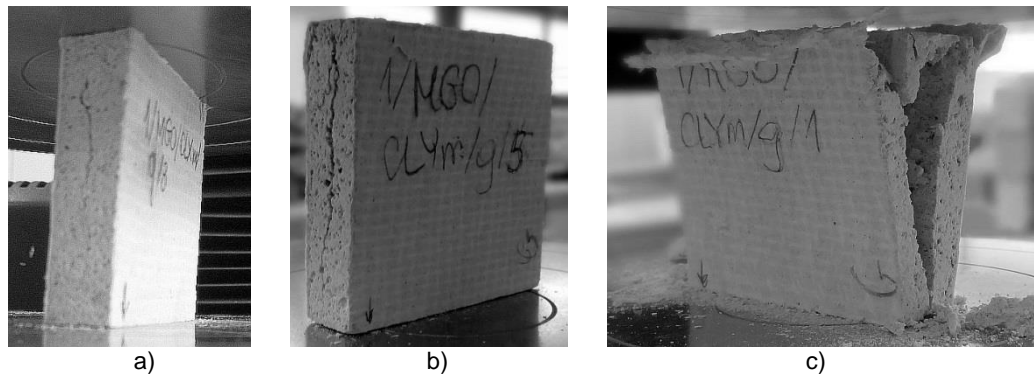
gdzie: $\Delta\sigma$ – przyrost naprężenia w zakresie liniowo-sprężystym, $\Delta\varepsilon$ – odpowiadający przyrost odkształcenia, ΔF – przyrost siły, Δu – przyrost zmiany wysokości próbki. W zależnościach

(2.29)-(2.31) za zmianę wysokości próbki przyjęto wartość przesunięcia tłoka maszyny wytrzymałościowej.

Reprezentatywną zależność naprężenie - odkształcenie, przyjętą na podstawie tabeli Z.21 (załącznik), przedstawiono na rysunku 2.26. W początkowej fazie obciążania widoczny jest wyraźnie nieliniowy odcinek wstępny, wynikający ze stopniowego rozkładu obciążenia na przekroju poprzecznym próbki, po którym zależność zmienia charakter na liniowy. Po przekroczeniu granicy proporcjonalności widoczny jest powolny spadek nachylenia krzywej względem linii modułu sprężystości. Umowną granicę plastyczności ustalono przy odsunięciu o odkształcenie równe 0.02% – użycie wartości stosowanych zwyczajowo $(0.1 \div 0.2)\%$ było niemożliwe, ze względu na kruchość materiału i to, że część próbek przy odkształceniu kojarzonym z umowną granicą plastyczności była już w fazie propagacji zniszczenia. Wraz ze wzrostem obciążenia spada kąt nachylenia stycznej do wykresu aż do osiągnięcia lokalnego maksimum sygnalizującego inicjację zniszczenia materiału – rozszczepienia w okolicach środka grubości próbki na jej styku z powierzchnią głowicy obciążającej (rys. 2.27a), któremu towarzyszy wyraźny, suchy trzask. Dalszy przyrost wymuszenia w znacznej większości przypadków prowadzi do spadku siły oraz stopniowej degradacji materiału (rys. 2.27b-c). W przypadku kilku próbek po chwilowym spadku dochodzi do ponownego wzrostu siły reakcji, uznano jednak, że pierwsze maksimum lokalne na krzywej doświadczalnej świadczy o trwałym naruszeniu struktury materiału i że należy je traktować jako moment osiągnięcia granicy jego wytrzymałości. Wartości parametrów wytrzymałościowych uzyskanych w ramach cyklu podstawowego i pomocniczego zebrano w tabelach Z.18 oraz Z.20, ich interpretację zawierają tablice 2.13 i 2.14.



Rysunek 2.26. Wykres reprezentatywnej zależności naprężenie - odkształcenie próbki płyty MgO poddanej jednoosiowemu ścisnaniu



Rysunek 2.27. Mechanizm zniszczenia w próbce płyty MgO w badaniu jednoosiowego ściskania; a) inicjacja zniszczenia; b) rozszczępienie; c) pełna degradacja

Tabela 2.13. Parametry materiałowe płyty MgO poddanej jednoosiowemu ściskaniu uzyskane dla próbek wyciętych z panelu nr 1 w kierunku jego długości

$n=20$	ρ [kg/m ³]	σ_{el} [MPa]	σ_y [MPa]	σ_u [MPa]	E [MPa]
miary bezwzględne położenia					
\bar{x}	1131	9.40	11.47	13.26	1964
m_e	1125	9.35	11.35	12.85	1940
miary bezwzględne rozproszenia					
x_{min}	1060	6.4	8.2	9.1	1510
x_{max}	1230	12.4	15.0	18.3	2610
r_0	170	6.0	6.8	9.2	1100
s_x	42	1.48	1.90	2.29	327
miary względne rozproszenia, asymetrii i spłaszczenia					
v_x [%]	3.98	23.15	23.12	25.18	21.63
a_k [-]	0.80	-0.08	0.14	0.32	0.16
k [-]	1.17	-0.02	-0.55	-0.10	-0.90
procent wartości mieszczących się w przedziałach					
$\bar{x} \pm s_x$	80	75	70	70	60
$\bar{x} \pm 2s_x$	90	90	100	95	100
$\bar{x} \pm 3s_x$	100	100	100	100	100

Wielkości zebrane w tabeli 2.13 odnoszą się do grupy próbek obciążonej w kierunku długości panelu, czyli znajdujących się w stanie naprężenia odpowiadającym temu panującemu w rzeczywistej konstrukcji. Materiał pobrano z okładzin dolnej i górnej panelu nr 1, ale ze względu na niewielkie różnice wartości średnich z obydwu podgrup zdecydowano się potraktować je w analizie statystycznej jako jedną grupę próbek.

Różnice względne między wartościami średniej arytmetycznej i mediany są bardzo małe – największą różnicę względną odnotowano przy naprężeniu niszczącym i wynosi ona zaledwie 3.1%. Współczynnik zmienności modułu sprężystości oraz wszystkich analizowanych poziomów naprężenia przyjmuje bardzo zbliżone, wysokie wartości zawierające się w przedziale od 21.6% do 25.2%. Gęstość pozorna materiału odznacza się znacznie mniejszym

zróznicowaniem wynoszącym zaledwie 4.0%. Seria charakteryzuje się niskimi współczynnikami asymetrii – poza wartością otrzymaną dla granicy proporcjonalności wszystkie wartości wskazują na asymetrię prawostronną, ale ich niskie wartości oznaczają, że rozkład jest bardzo zbliżony do symetrycznego. Miara koncentracji, kurtoza, jest w większości przypadków ujemna, czyli rozkłady zmiennych losowych są bardziej spłaszczone od rozkładu normalnego, wyjątkiem jest gęstość pozorną, której odpowiada wielkość dodatnia, oznaczająca większą koncentrację wyników wokół średniej. Rozkład procentowy wyników w trzech przedziałach o promieniach s_x , $2s_x$ i $3s_x$ względem wartości średniej we wszystkich przypadkach jest zbliżony do charakterystycznego dla krzywych gaussowskich – większe skupienie widoczne jest w przypadku gęstości materiału (80% zamiast 68% w pierwszym przedziale), mniejsze w przypadku modułu sprężystości (60% zamiast 68% w pierwszym przedziale). Niewielki poziom odchyień uzyskanych z powyższej analizy pokazuje, że rozkłady wszystkich badanych wielkości są zbliżone do gaussowskiego, a za wartości przeciętne wszystkich cech można przyjmować średnią arytmetyczną. W załączniku przedstawiono zestawienie histogramów omawianych parametrów z odpowiadającymi im krzywymi rozkładu normalnego (rys. Z.66-Z.70).

Tabela 2.14. Parametry materiałowe płyty MgO poddanej jednoosiowemu ścisnaniu uzyskane dla próbek wyciętych z panelu nr 1 w kierunku jego szerokości

$n=20$	ρ [kg/m ³]	σ_{el} [MPa]	σ_y [MPa]	σ_u [MPa]	E [MPa]
miary bezwzględne położenia					
\bar{x}	1114	9.10	11.31	12.49	1914
m_e	1130	8.90	11.20	12.90	1955
miary bezwzględne rozproszenia					
x_{min}	980	6.4	7.2	7.5	1150
x_{max}	1210	12.1	14.4	16.1	2450
r_0	230	5.7	7.2	8.6	1300
s_x	62	1.52	1.99	2.20	325
miary względne rozproszenia, asymetrii i spłaszczenia					
v_x [%]	5.52	16.75	17.60	17.60	16.97
a_k [-]	-0.62	0.11	-0.37	-0.66	-0.45
k [-]	-0.22	-0.09	-0.04	0.22	0.25
procent wartości mieszczących się w przedziałach					
$\bar{x} \pm s_x$	65	70	65	70	75
$\bar{x} \pm 2s_x$	95	100	95	95	95
$\bar{x} \pm 3s_x$	100	100	100	100	100

Analiza statystyczna serii pomocniczej daje wyniki bardzo zbliżone do tych uzyskanych w serii podstawowej. Pojawiają się nieznaczne różnice – większość współczynników asymetrii jest w tym cyklu ujemna (asymetria lewostronna) lecz w dalszym ciągu są to wartości niewielkie, wskazujące na rozkłady bliskie symetrycznym; kurtoza przyjmuje małe wartości, tak dodatnie jak i ujemne, a procentowy podział wyników jest bliski określonemu regułą trzech sigm. Na tej

podstawie można stwierdzić, że zmienne losowe wartości parametrów materiałowych tej serii mają również rozkłady zbliżone do normalnego. Histogramy poszczególnych wielkości oraz odpowiadające im krzywe Gaussa zamieszczono w załączniku (rys. Z.71-Z.75).

Porównanie wartości średnich serii pomocniczej z tymi z serii zasadniczej pokazuje, że parametry wytrzymałościowe uzyskane dla próbek ściskanych w kierunku poprzecznym są – jak należało się spodziewać – mniejsze, ale tylko nieznacznie:

- moduł sprężystości – mniejszy o 1.5%;
- naprężenie niszczące – mniejsze o 5.9%;
- umowna granica plastyczności – mniejsza o 1.4%;
- granica proporcjonalności – mniejsza o 3.2%.

Trójpunktowe zginanie materiału okładziny

Badanie przeprowadzono w oparciu o wytyczne [EN 12467]. Próbki płyty MgO ułożono gładką powierzchnią do dołu (ze względu na ich rzeczywiste położenie w panelu kompozytowym) na walcach podporowych zapewniających warunki swobodnego podparcia (rys. 2.28). Walec głowicy obciążającej naciskał na próbkę w środku rozstawu między podporami do momentu jej zniszczenia. Dla największej, głównej partii próbek zastosowano dwie prędkości przesuwu głowicy obciążającej: 1 mm/min i 10 mm/min, w celu sprawdzenia wrażliwość odpowiedzi materiału na tempo przyrostu obciążenia. Większa prędkość odpowiada wytycznym normowym, tj. prowadzi do zniszczenia w czasie od 30 do 90 sekund, jednak ze względu na poznawczy charakter badań oraz ryzyko utraty danych spowodowane zbyt szybkim przyrostem obciążenia w pozostałych partiach próbek przyjęto prędkość 1 mm/min.



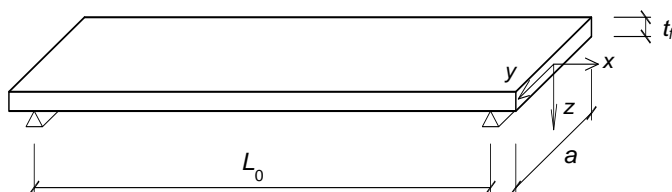
Rysunek 2.28. Stanowisko badawcze próby trójpunktowego zginania płyty MgO; 1) głowica obciążająca; 2) walec podporowy; 3) płyta MgO

Testy przeprowadzono na próbkach pochodzących z trzech różnych źródeł. Zasadniczy cykl testów, z którym porównano wszystkie cykle pomocnicze, wykonano na próbkach wyciętych z obydwu okładzin panelu nr 1 (10 z okładziny górnej, 10 z okładziny dolnej) w kierunku jego długości tj. w ułożeniu odpowiadającym rzeczywistym warunkom pracy materiału.

Ze względu na przewidywaną ortotropię badanego materiału, przebadane zostały również próbki wycięte z tego samego panelu w kierunku jego szerokości (3 z okładziny górnej, 3 z okładziny dolnej). W celu sprawdzenia stałości otrzymanych cech w zależności od partii materiału, przygotowano dodatkowy zestaw próbek okładziny wyciętych z panelu nr 2 w kierunku długości (3 z okładziny górnej, 3 z okładziny dolnej). Łącznie badaniu poddano 32 próbki. Nominalne wymiary próbki zginanej (rys. 2.29) to:

- długość całkowita, $L = 420$ mm,
- rozstaw podpór, $L_0 = 360$ mm,
- szerokość, $a = 100$ mm,
- grubość, $t_f = 11$ mm.

Rzeczywiste wymiary, oznaczenia oraz masę wszystkich próbek zestawiono w załączniku, w tabelach Z.22, Z.24 i Z.26.



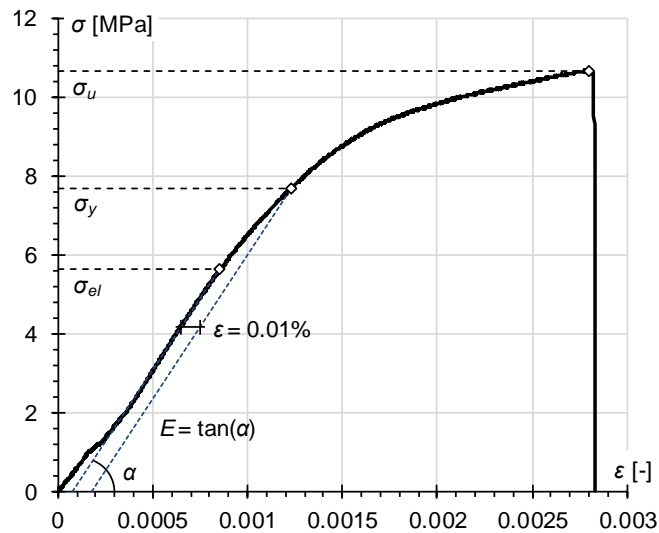
Rysunek 2.29. Oznaczenia geometrii próbek płyty MgO wykorzystywanych w badaniach trójpunktowego zginania

Wynikiem badania jest zbiór zależności siła - przemieszczenie, który przekształcono na krzywe naprężenie - odkształcenie, korzystając ze wzorów zginania prostego belki swobodnie podpartej, obciążonej siłą skupioną w środku rozpiętości: (2.10)-(2.11). Moduł sprężystości przy zginaniu wyznaczono z zależności (2.12).

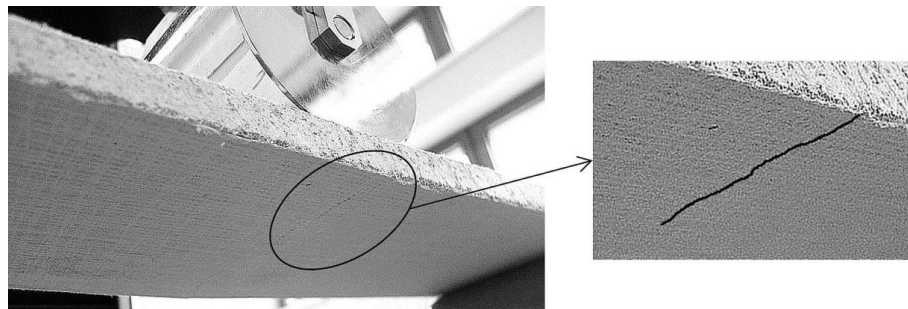
Na rysunku 2.30 przedstawiono reprezentatywną zależność naprężenie - odkształcenie, przyjętą na podstawie tabeli Z.28 (załącznik), wraz z zaznaczonymi na niej linią modułu sprężystości oraz charakterystycznymi poziomami naprężenia. Na wykresie widoczny jest wyraźny przeskok we wstępnej fazie obciążania, charakterystyczny dla wszystkich zginanych próbek płyty MgO. Ponieważ nie zaobserwowano na tym etapie żadnych widocznych uszkodzeń ani odgłosów, przyjęto, że jest to efekt włączenia się do współpracy wzmocnienia z włókna szklanego i zakres liniowo-sprężysty określono pomijając to wstępne zaburzenie. Po przekroczeniu granicy proporcjonalności następuje widoczny spadek nachylenia krzywej doświadczalnej względem linii modułu sprężystości. Ze względu na kruchość materiału i kształt uzyskanych krzywych zdecydowano się na odczytanie umownej granicy plastyczności przy odsunięciu o wartość odkształcenia równą 0.01%. Po przejściu przez krótki fragment nieliniowy krzywa wchodzi w fazę liniową o zmniejszonym nachyleniu i kończy się gwałtownym spadkiem siły w chwili osiągnięcia granicy wytrzymałości. Zniszczenie ma formę nagłego, kruchego pęknięcia, którego inicjacja następuje na dolnej powierzchni próbki, w okolicach środka jej rozpiętości – towarzyszy mu wyraźny, suchy trzask. Obserwacja dolnej powierzchni próbek



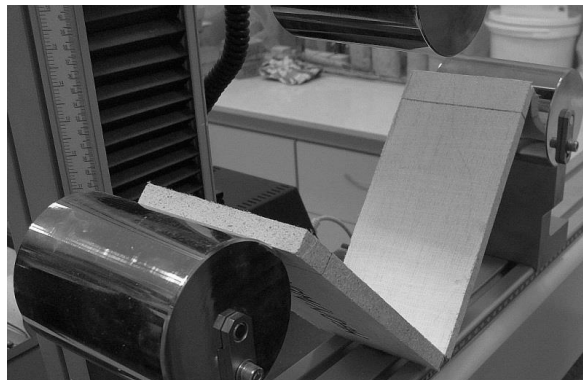
wykazała, że na chwilę przed pęknięciem pojawia się słabo widoczne rozwarście w materiale wypełniającym okładziny (rys. 2.31), po którym dochodzi do pęknięcia dolnej siatki włókien wzmacniających. Mechanizm zniszczenia próbki zginanej przedstawiono na rysunku 2.32. Parametry materiałowe uzyskane dla trzech grup próbek zestawiono w tabelach Z.23, Z.25 oraz Z.27 (załącznik), ich analizę przedstawiono w tabelach 2.15, 2.16 i 2.17.



Rysunek 2.30. Wykres reprezentatywnej zależności naprężenie - odkształcenie próbki płyty MgO poddanej trójpunktowemu zginaniu



Rysunek 2.31. Rozwarście widoczne w wypełnieniu próbki płyty MgO, poprzedzające zniszczenie w badaniu trójpunktowego zginania



Rysunek 2.32. Mechanizm zniszczenia próbki płyty MgO w badaniu trójpunktowego zginania

Tabela 2.15. Parametry materiałowe płyty MgO poddanej trójpunktowemu zginaniu uzyskane dla próbek wyciętych z panelu nr 1 w kierunku jego długości

$n=20$	ρ [kg/m ³]	σ_{el} [MPa]	σ_y [MPa]	σ_u [MPa]	E [MPa]
miary bezwzględne położenia					
\bar{x}	1117	5.41	7.32	10.72	7043
m_e	1120	5.30	7.35	10.85	7200
miary bezwzględne rozproszenia					
x_{min}	1090	4.2	6.2	9.6	5700
x_{max}	1140	6.8	8.6	12.0	8040
r_0	50	2.60	2.40	2.40	2340
s_x	16	0.69	0.71	0.61	628
miary względne rozproszenia, asymetrii i spłaszczenia					
v_x [%]	1.40	12.76	9.77	5.67	8.92
a_k [-]	0.09	0.27	0.28	0.04	-0.80
k [-]	-0.97	-0.05	-1.10	-0.44	0.26
procent wartości mieszczących się w przedziałach					
$\bar{x} \pm s_x$	65	65	70	70	85
$\bar{x} \pm 2s_x$	100	100	100	95	90
$\bar{x} \pm 3s_x$	100	100	100	100	100

W tabeli 2.15 zestawiono wyniki dla najliczniejszej grupy próbek pobranych w kierunku długości z panelu nr 1. Wyróżniono dwie podgrupy – próbki obciążane z prędkością 1 mm/min oraz 10 mm/min. Porównanie wyników wykazało nieznaczne różnice wartości otrzymanych parametrów (na korzyść próbek obciążanych szybciej), jednak, ze względu na niewielką skalę tych różnic, zdecydowano się na ich wspólną analizę statystyczną.

Estymatory wartości oczekiwanej serii – średnia arytmetyczna i mediana – mają zbliżone wartości dla wszystkich mierzonych parametrów, największa różnica względna występuje przy module sprężystości i wynosi tylko 2.2%. Współczynnik zmienności jest porównywalnego rzędu przy module sprężystości oraz wszystkich granicach naprężenia i zawiera się w przedziale (5.7 ÷ 12.7)%; zmienność gęstości materiału wyniosła tylko 1.4%. Rozkłady większości parametrów charakteryzują się małymi współczynnikami asymetrii o wartościach dodatnich (asymetria prawostronna), wielkość ekstremalna występuje przy rozkładzie modułu sprężystości i jest ujemna (asymetria lewostronna), niewielkie wartości siły asymetrii świadczą o charakterze rozkładów bliskim symetrii. Kurtoza, przyjmuje z kolei bardzo małe wartości ujemne przy wszystkich parametrach poza modułem sprężystości. Wszystko to wskazuje na to, że rozkłady zmiennych losowych w tej serii mają charakter zbliżony do normalnego. Potwierdza to również procentowy rozkład wyników mieszczących się w przedziałach o promieniach s , $2s_x$ i $3s_x$ wokół wartości średniej. Największe odstępstwa od podziału charakterystycznego dla rozkładu normalnego wykazuje moduł sprężystości, który w pierwszym przedziale zawiera 85% wyników (zamiast 68%). W załączniku (rys. Z.108-Z.112) przedstawiono histogramy mierzonych parametrów zestawione z rozkładami normalnymi otrzymanymi dla średniej arytmetycznej i odchylenia standardowego każdego z nich.



Tabela 2.16. Parametry materiałowe płyty MgO poddanej trójpunktowemu zginaniu uzyskane dla próbek wyciętych z panelu nr 1 w kierunku jego szerokości

$n=6$	ρ [kg/m ³]	σ_{el} [MPa]	σ_y [MPa]	σ_u [MPa]	E [MPa]
miary bezwzględne położenia					
\bar{x}	1158	4.92	6.67	7.63	6630
m_e	1155	4.90	6.75	7.70	6465
miary bezwzględne rozproszenia					
x_{min}	1130	4.7	6.2	7.3	6190
x_{max}	1200	5.2	6.9	7.9	7500
r_0	70	0.5	0.7	0.6	1310
s_x	23	0.21	0.27	0.24	462
miary względne rozproszenia, asymetrii i spłaszczenia					
v_x [%]	2.00	4.35	4.10	3.17	6.97
a_k [-]	1.17	0.23	-1.15	-0.46	1.69
k [-]	2.67	-2.15	0.59	-1.79	3.17
procent wartości mieszczących się w przedziałach					
$\bar{x} \pm s_x$	67	83	83	83	83
$\bar{x} \pm 2s_x$	100	100	100	100	100
$\bar{x} \pm 3s_x$	100	100	100	100	100

Tabela 2.17. Parametry materiałowe płyty MgO poddanej trójpunktowemu zginaniu uzyskane dla próbek wyciętych z panelu nr 2 w kierunku jego długości

$n=6$	ρ [kg/m ³]	σ_{el} [MPa]	σ_y [MPa]	σ_u [MPa]	E [MPa]
miary bezwzględne położenia					
\bar{x}	1100	4.98	6.82	8.60	4453
m_e	1100	4.80	6.85	8.65	4660
miary bezwzględne rozproszenia					
x_{min}	1060	3.2	5.0	8.2	3500
x_{max}	1130	6.3	8.2	8.9	5150
r_0	70	3.1	3.2	0.7	1650
s_x	30	1.18	1.10	0.31	612
miary względne rozproszenia, asymetrii i spłaszczenia					
v_x [%]	2.76	23.69	16.08	3.60	13.75
a_k [-]	-0.19	-0.23	-0.67	-0.30	-0.78
k [-]	-2.40	-0.42	1.00	-2.33	-0.51
procent wartości mieszczących się w przedziałach					
$\bar{x} \pm s_x$	67	50	67	83	67
$\bar{x} \pm 2s_x$	100	100	100	100	100
$\bar{x} \pm 3s_x$	100	100	100	100	100

Statystyki dwóch pozostałych serii badań, zebrane w tabelach 2.16 oraz 2.17 również wskazują na przybliżoną zgodność z rozkładem normalnym. Próbkę wyciętą w kierunku poprzecznym charakteryzują się mniejszymi współczynnikami zmienności, podczas gdy

współczynniki zmienności próbek wyciętych w kierunku długości panelu nr 2 podlegają większym wahanom i osiągają, w przypadku granicy proporcjonalności, wartość 23.7%. W obydwu przypadkach widoczne są również większe wahania współczynnika asymetrii, kurtozy oraz procentowego udziału wyników w przedziałach reguły trzech sigm. Mogą one wynikać z mniejszej liczebności próbek, skutkującej spadkiem dokładności wyznaczonych miar statystycznych otrzymanych dla tych serii.

Po odniesieniu wartości średnich parametrów serii pomocniczych do tych samych wartości w serii zasadniczej widoczne są następujące zależności:

- moduł sprężystości próbek wyciętych z tego samego panelu, ale w kierunku poprzecznym jest średnio mniejszy o 5.8%, podczas gdy moduł uzyskany z pomiaru próbek wyciętych w tym samym kierunku, ale z innego źródła (panel nr 2) jest mniejszy aż o 36.8%;
- naprężenia niszczące w próbkach wyciętych w kierunku poprzecznym są średnio mniejsze o 28.6%, w przypadku próbek podłużnych z panelu nr 2 naprężenia są mniejsze tylko o 19.6%;
- umowna granica plastyczności jest dla próbek poprzecznych mniejsza o ok. 9%, w przypadku próbek podłużnych z innego źródła jest ona mniejsza o 7.1%;
- granica proporcjonalności próbek poprzecznych jest mniejsza o 9.2%, próbki z panelu nr 2 są słabsze o 8.1%.

Wnioski z badań materiału okładziny

Zaprezentowane wyniki pokazują, że parametry wytrzymałościowe materiału okładziny są, podobnie jak w przypadku materiału rdzenia, zależne od stanu naprężenia. Moduł sprężystości przy zginaniu jest ($2 \div 3.5$) krotnie większy od modułu przy ściskaniu, zaś wytrzymałość na ściskanie jest o ($23 \div 55$)% większa niż wytrzymałość na rozciąganie przy zginaniu. Zjawisko to można wytłumaczyć kompozytową strukturą płyty MgO – siatki z włókna szklanego, wzmacniające jej skrajne powierzchnie, biorą udział tylko w przenoszeniu naprężeń rozciągających, a przy ściskaniu pracuje wyłącznie wypełnienie (osnowa) płyty.

Uzyskane wartości charakteryzują się jednak wyraźnie większym zróżnicowaniem w ramach pojedynczej grupy próbek niż w przypadku EPS. Współczynnik zmienności parametrów materiału rdzenia w większości przypadków nie przekracza 10%, zaś w przypadku płyty MgO dochodzi nawet do 25%. Największy współczynnik zmienności wszystkich analizowanych cech, zawierający się w przedziale ($17 \div 25$)%, zaobserwowano w wynikach badania ściskania. Przyczynami tak dużego rozrzutu wyników mogą być zarówno niejednorodna struktura materiału (na krawędziach wielu próbek zaobserwowano pustki powietrzne), jaki i trudności z zapewnieniem równomiernego nacisku na badane próbki (tj. wzajemnej równoległości obciążanych powierzchni) w trakcie testu. Więcej światła na tę kwestie rzucają wyniki ściskania na sztorc próbek CSIP, przedstawione w sekcji 2.1.3.

Wyniki otrzymane z badań trójpunktowego zginania charakteryzują się mniejszą zmiennością, jednak wahania są w dalszym ciągu wyraźne. Próbki obciążane w kierunku



długości płyty (naciągniętych włókien siatek wzmacniających), pobrane z różnych źródeł, różnią się wartościami średnimi modułu sprężystości o blisko 60% (większa wartość dla próbek z panelu nr 1) oraz poziomem zmienności wszystkich cech: $(6 \div 13)\%$ dla panelu nr 1 i $(14 \div 24)\%$ dla panelu nr 2. Próbki pobrane z panelu nr 1, obciążane w kierunku szerokości płyty odznaczały się najniższym poziomem zmienności, tylko $(3 \div 7)\%$. Ogólnie – parametry określone na podstawie próbek pobranych z panelu nr 1 mają większe wartości i podlegają mniejszym wahaniom niż te uzyskane dla panelu nr 2, co pokazuje, że jakość badanych okładzin jest różna. Badanie okładzin w próbie trójpunktowego zginania może więc służyć jako proste i praktyczne narzędzie kontroli jakości (stabilności poziomu cech) w różnych partiach materiału.

Zarówno zestawienie przedstawione w tab. 2.12 jak i opisy statystyczne wszystkich grup wyników pokazują, że gęstość pozorna płyty MgO ma w przybliżeniu stałą wartość, niezależną od źródła pobrania próbki, i charakteryzuje się bardzo małą zmiennością, na poziomie $(3 \div 6)\%$. Oznacza to, że zaobserwowane wysokie wahania wartości parametrów wytrzymałościowych są niezależne od gęstości materiału.

Kolejną ważną kwestią jest porównanie wyników dla próbek pobranych z tego samego źródła, ale obciążanych w kierunkach wzajemnie prostopadłych. W przypadku próbek ściskanych na sztorc uzyskano wyniki bardzo zbliżone pod względem wartości średnich i poziomu zmienności wszystkich parametrów, niezależnie od orientacji próbki. Porównanie wartości skrajnych pokazuje, że granica proporcjonalności jest również stała, niezależnie od kierunku obciążania, dopiero przy granicach plastyczności i wytrzymałości widać wyraźną różnicę: w przypadku próbek obciążanych w kierunku podłużnym wartości minimalne są większe o $(14 \div 30)\%$, a maksymalne o $(4 \div 6)\%$. W przypadku próbek zginanych różnica jest wyraźniejsza – przy pracy w kierunku podłużnym wartości średnie większości cech są o $(6 \div 10)\%$, a granicy wytrzymałości aż o 40% większe niż przy pracy w kierunku poprzecznym. Można zatem powiedzieć, że zachowanie płyty MgO ma charakter ortotropowy i parametry wytrzymałościowe na kierunku podłużnym mają większe wartości, szczególnie wytrzymałość na rozciąganie przy zginaniu, ale w przypadku pozostałych cech różnica względem kierunku poprzecznego nie jest znacząca.

Dostępne w literaturze informacje na temat parametrów wytrzymałościowych płyty MgO są bardzo ograniczone i chociaż można je znaleźć w kartach technicznych niektórych produktów, to w obu przypadkach opis często jest niepełny. Przykładowo: pojawia się własność "moduł Younga" bez podania warunków obciążenia przy jakich była określona; wytrzymałość na ściskanie albo nie jest podawana wcale, albo brak danych o kierunku, na którym była badana. Ponadto, różni producenci stosują różne technologie wytwarzania (skład mieszanki, liczba i rozmieszczenie siatek z włókna szklanego) i mają różne podejście do reżimu technologicznego, przez co płyty MgO mogą różnić się znacząco pod względem wytrzymałościowym (wartości parametrów) i jakościowym (poziomu zróżnicowania) w zależności od producenta. Wartości parametrów wytrzymałościowych z wybranych źródeł zestawiono z wynikami badań własnych w tab. 2.18.



Tabela 2.18. Porównanie parametrów wytrzymałościowych płyty MgO uzyskanych jako wyniki badań własnych (x_{min} , x_{max} , \bar{x}) z ich wartościami przedstawionymi w innych źródłach

Wynik	ε_{el} [%]	ε_y [%]	ε_u [%]	σ_{el} [MPa]	σ_y [MPa]	σ_u [MPa]	E [MPa]
Ściskanie – kierunek podłużny							
x_{min}	0.41	0.49	0.63	6.4	8.2	9.1	1510
x_{max}	0.68	0.76	1.19	12.4	15.0	18.3	2610
\bar{x}	0.48	0.61	0.79	9.40	11.47	13.26	1964
wg ²	–	–	–	–	–	10.82 ²	–
różnica [%]	–	–	–	–	–	18.4	–
Ściskanie – kierunek poprzeczny							
x_{min}	0.37	0.45	0.52	6.4	7.2	7.5	1150
x_{max}	0.74	0.82	1.03	12.1	14.4	16.1	2450
\bar{x}	0.48	0.62	0.76	9.10	11.31	12.49	1914
Zginanie – kierunek podłużny ³							
x_{min}	0.06	0.10	0.19	3.2	5.0	8.2	3500
x_{max}	0.13	0.19	0.43	6.8	8.6	12.0	8040
\bar{x}	0.10	0.14	0.28	5.20	7.07	9.66	5748
wg ² i ⁴	–	–	–	–	–	3.58 ² , 7.16 ⁴	4313 ⁴
różnica [%]	–	–	–	–	–	62.9, 25.9	25.0
Zginanie – kierunek poprzeczny							
x_{min}	0.06	0.10	0.14	4.7	6.2	7.3	6190
x_{max}	0.08	0.12	0.19	5.2	6.9	7.9	7500
\bar{x}	0.07	0.11	0.18	4.92	6.67	7.63	6630
wg ⁴	–	–	–	–	–	10.40 ⁴	4961 ⁴
różnica [%]	–	–	–	–	–	36.2	25.2

Dane zaprezentowane w tab. 2.18 pokazują, że opis wytrzymałościowy płyty MgO wg wskazanych źródeł jest niekompletny i że wartości dostępnych cech różnią się w znacznym stopniu nie tylko względem wyników badań własnych, ale również względem siebie. Z późniejszych badań próbek CISP wynika dodatkowo, że charakterystyki przy ściskaniu w kierunku podłużnym mogą być zaniżone – za bardziej wiarygodne uznano wartości zaprezentowane w tabelicy 2.23, kwestię omówiono dokładniej w sekcji 2.1.3. Przedstawione porównanie potwierdza, że właściwości wytrzymałościowe płyty MgO należy określać na podstawie badań własnych i że wskazane jest okresowe powtarzanie przynajmniej testów zginania, celem kontroli czy jakość wykorzystywanego materiału nie uległa pogorszeniu.

Podobnie jak w przypadku EPS, ze względu na trudności techniczne związane z przeprowadzeniem odpowiednio precyzyjnych pomiarów, cykl badań nie obejmował określenia

² [Manalo 2013]

³ \bar{x} – suma średnich wyników dla próbek z paneli nr 1 i 2 podzielona na pół; x_{min} , x_{max} – wartości skrajne uzyskane z sumarycznego zbioru wyników dla próbek z paneli nr 1 i 2.

⁴ Informacje handlowe firmy MBP Magnum Building Products.



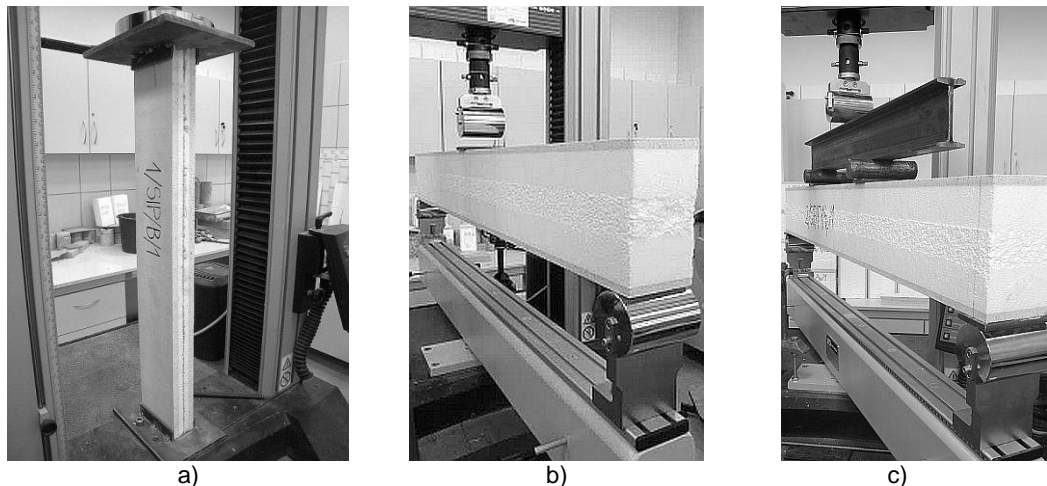
wartości współczynnika Poissona. Przyjęto ją na podstawie [Zeng i inni 2015], gdzie opisano właściwości wytrzymałościowe produktów z innego cementu na bazie tlenku magnezu. Dla próbek o wytrzymałości na ściskanie z zakresu $(10 \div 20)$ MPa, średni współczynnik Poissona wyniósł tam $\nu = 0.18$.

Zmiana prędkości przyrostu wymuszenia wprowadzona w grupie próbek zginanych wykazała, że parametry wytrzymałościowe uzyskane przy dziesięciokrotnie większej prędkości są tylko nieznacznie większe, dlatego uznano, że przy ustalaniu wartości parametrów materiałowych do analizy statycznej efekt prędkości deformacji można pominąć.

2.1.3. Badania na próbkach CSIP

Testy na próbkach CSIP (tj. o przekroju zespolonym: rdzeń + okładziny) przeprowadzono w celu poznania zachowania kompozytu poddanego działaniu obciążeń różnego typu i określenia przebiegu wywołanych nimi mechanizmów zniszczenia. Dodatkowo, tam gdzie to było możliwe, uzyskane granice wytrzymałości porównano z wynikami badań na materiałach składowych. Obserwacje te, razem z krzywymi siła - przemieszczenie, wykorzystano jako jeden z kluczowych elementów procesu identyfikacji parametrycznej modeli materiałowych użytych w analizie numerycznej.

Wykonano trzy typy badań: ściskanie na sztorc (rys. 2.33a), zginanie trójpunktowe (rys. 2.33b) i zginanie czteropunktowe (rys. 2.33c), każde dla trzech różnych typów geometrii próbek. Wszystkie próbki wycięto w kierunku długości panelu, korzystając z piły tarczowej – trzy pasma widoczne na rdzeniach próbek (rys. 2.33b-c) są efektem tego procesu i wynikają z zasięgu tarczy tnącej. Orientację próbek wybrano ze względu na jej zgodność ze sposobem pracy panelu CSIP w rzeczywistej konstrukcji.



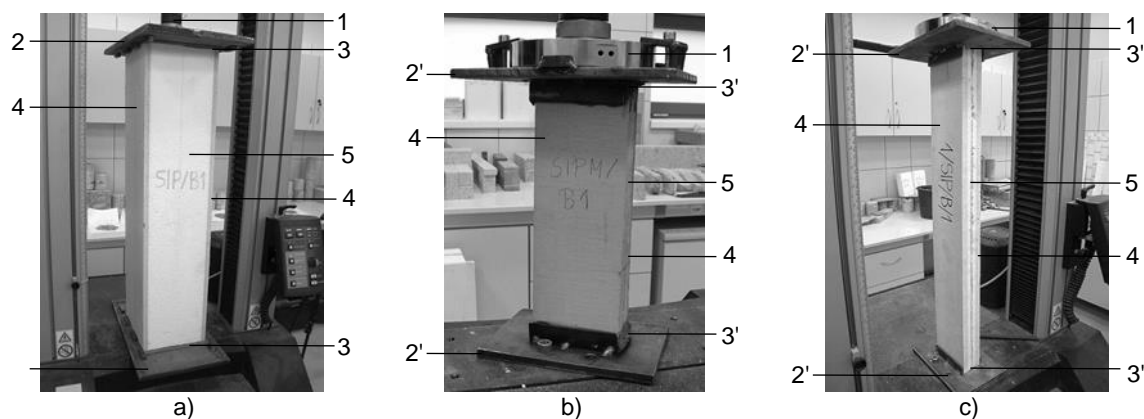
Rysunek 2.33. Stanowiska badawcze do testów na CSIP; a) ściskanie na sztorc; b) zginanie trójpunktowe; c) zginanie czteropunktowe

Ze względu na charakter tych badań (bardziej jakościowy, niż ilościowy) i duże różnice w geometrii próbek, zrezygnowano z wyboru wykresu reprezentatywnego, zamiast tego

porównano odpowiedzi wszystkich próbek z danej grupy. Z tego samego względu, tam gdzie było możliwe określenie wartości parametrów wytrzymałościowych, opis statystyczny ograniczono do podania wartości średnich oraz miar rozproszenia badanych cech.

Ściskanie próbek CSIP na sztorc

Celem tego badania było poznanie zachowania próbek analizowanego panelu kompozytowego o różnej geometrii, poddanych ściskaniu na kierunku równoległym do jego długości. Orientację oddziaływania przyjęto tak, żeby wywołać stan naprężenia odpowiadający temu, który powstaje w panelu ściennym rzeczywistej konstrukcji pod działaniem obciążeń pionowych. Testy przeprowadzono wzorując się na procedurach opisanych w [ASTM C364], [Borsellino i inni 2004], [Mousa i Uddin 2011a]. Wymuszenie kinematyczne, w postaci przemieszczenia pionowego, przykładano do okładek próbki ustawionej na sztorc za pośrednictwem stalowych płyt z ogranicznikami, przygotowanych specjalnie do tego testu. Wykonano dwa różne układy mocujące: do próbek o niezmiennym przekroju poprzecznym (rys. 2.34a) i do próbek o pocienionym rdzeniu (rys. 2.34b-c). Żeby zapewnić równomierny rozkład naprężeń w obu okładzinach, próbki o niezmiennym przekroju ustawiono przed rozpoczęciem badania na warstwie płyty pilśniowej, zaś próbki pocienione wstawiano do układu mocującego na warstwie szybko schnącej zaprawy, poziomowano przez lekkie dociśnięcie między talerzami maszyny wytrzymałościowej i pozostawiano w tej pozycji na co najmniej 24 h. Jedną z próbek pocienionych zbadano bez zastosowania układu mocującego. W testach zastosowano dwie stałe prędkości przesuwu głowicy: 0.1 mm/min i 3 mm/min.



Rysunek 2.34. Stanowisko badawcze do testu ściskania na sztorc próbki CSIP; a) niezmienny przekrój poprzeczny; b) zredukowana grubość rdzenia i mała smukłość; c) zredukowana grubość rdzenia i duża smukłość; 1) talerz obciążający maszyny wytrzymałościowej; 2) uchwyt stalowy do próbki grubszej; 2') uchwyt stalowy do próbki pocienionej; 3) płyta pilśniowa; 3') podkład z zaprawy szybko schnącej; 4) okładzina z płyty MgO; 5) rdzeń EPS

Przebadano próbki o trzech typach geometrii:

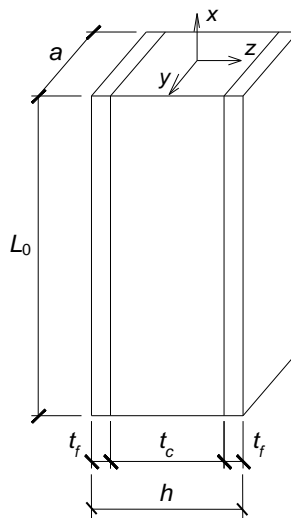
- grubość równa grubości panelu kompozytowego (rys. 2.34a);
- grubość zredukowana (rys. 2.34b);
- grubość zredukowana i zwiększona smukłość (rys. 2.34c).



Smukłość próbek obliczono ze wzoru:

$$\lambda = \frac{L_w}{i_{\min}} = L_w \sqrt{\frac{A}{J_{\min}}} = L_w \sqrt{\frac{2t_f a}{a(h^3 - t_c^3)/12}} = L_w \sqrt{\frac{24t_f}{h^3 - t_c^3}} \quad (2.32)$$

gdzie: L_w – długość wyboczeniowa, i_{\min} – najmniejszy promień bezwładności przekroju, A – pole przekroju poprzecznego okładzin, J_{\min} – najmniejszy główny centralny moment bezwładności przekroju ($J_{\min} = J_y$), pozostałe oznaczenia wg rysunku 2.35. Ze względu na sposób podparcia większości próbek, znacznie ograniczający możliwość obrotu na podporach, przyjęto $L_w = L_0/2$; w przypadku próbki pocienionej zbadanej bez układu mocującego przyjęto $L_w = L_0$. Zmniejszenie grubości próbek pocienionych (rys. 2.34b-c) uzyskano poprzez wycięcie części rdzenia i ponowne zespolenie połówek próbki dwuskładnikowym klejem poliuretanowym. Opis rzeczywistej geometrii wszystkich próbek przedstawiono w załączniku (tab. Z.29).



Rysunek 2.35. Oznaczenia geometrii próbek CSIP wykorzystywanych w badaniach ściskania na sztorc

Zbadano 3 próbki o niezmienionej grubości, przycięte i wyrównane przez producenta w warunkach fabrycznych (tj. pobrane ze źródła innego niż panele nr 1 i 2). Próbki z tej grupy odznaczają się różną geometrią nominalną, z zakresu:

- wysokość, $L_0 = (750 \div 850)$ mm,
- szerokość, $a = (150 \div 200)$ mm,
- grubość okładzin, $t_f = 11$ mm,
- grubość rdzenia, $t_c = 152$ mm,
- łączna grubość, $h = 174$ mm,
- smukłość, wg (2.32), $\lambda = (4.60 \div 5.21)$ [-].

Dwie próbki o zredukowanej grubości zostały wycięte z panelu dostarczonego przez producenta na samym początku badań (kolejne źródło – nr 4). Nominalna geometria tych próbek to:

- wysokość, $L_0 = 275$ mm,



- szerokość, $a = 100$ mm,
- grubość okładzin, $t_f = 11$ mm,
- grubość rdzenia, $t_c = 18$ mm,
- łączna grubość, $h = 40$ mm,
- smukłość, wg (2.32), $\lambda = 9.26$ [-].

Przygotowano 3 próbki o zredukowanej grubości i zwiększonej smukłości. Dwie pierwsze wycięto z panelu nr 1; ich nominalna geometria jest następująca:

- wysokość, $L_0 = 645$ mm,
- szerokość, $a = 100$ mm,
- grubość okładzin, $t_f = 11$ mm,
- grubość rdzenia, $t_c = 23$ mm,
- łączna grubość, $h = 45$ mm,
- smukłość, wg (2.32), $\lambda = 18.65$ [-].

Trzecia próbka została wycięta z panelu dostarczonego przez producenta na samym początku badań (źródło nr 4) i różniła się od dwóch wcześniejszych większą długością, $L_0 = 950$ mm, oraz sposobem podparcia umożliwiającym większą swobodę obrotu – została ustawiona na podkładzie z zaprawy szybkoschnącej bez ograniczników. Podstawiając do (2.32) $L_w = L_0$ uzyskano smukłość $\lambda = 60.04$.

Próbki poddane temu badaniu miały budowę kompozytową, jednak kierunek działania obciążenia sprawił, że dominujący wpływ na odpowiedź miały okładziny, a rola rdzenia ograniczała się do utrzymywania stałej odległości między nimi. Z tego względu uzyskane wyniki potraktowano jako dodatkowe źródło informacji o właściwościach płyty MgO. Krzywe siła - przemieszczenie przekształcono na zależności naprężenie - odkształcenie, zakładając osiowe ściskanie przekroju poprzecznego składającego się z dwóch okładzin (z pominięciem rdzenia):

$$\sigma_f = \frac{F}{2at_f} \quad (2.33)$$

$$\varepsilon_f = \frac{u}{L_0} \quad (2.34)$$

gdzie: F – działająca siła, u – zmiana wysokości próbki, pozostałe wielkości zgodnie z rysunkiem 2.35. Korzystając z tego samego założenia wyznaczono moduł sprężystości próbek, traktowany tożsamo z modułem sprężystości płyty MgO:

$$E_f = \frac{\Delta\sigma_f}{\Delta\varepsilon_f} = \frac{\Delta F}{2at_f} \frac{L_0}{\Delta u} \quad (2.35)$$

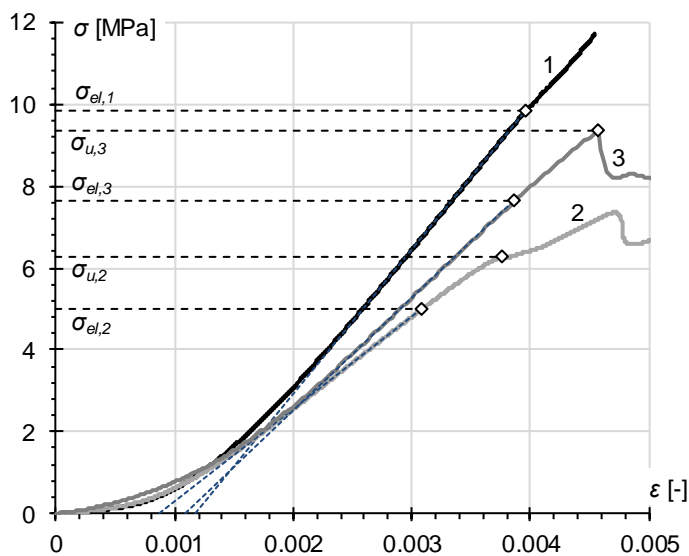
gdzie: $\Delta\sigma_f$ – przyrost naprężenia w zakresie liniowo-sprężystym, $\Delta\varepsilon_f$ – odpowiadający przyrost odkształcenia, ΔF – przyrost siły, Δu – skrócenie próbek.

Otrzymane zależności naprężenie - odkształcenie pogrupowano ze względu na geometrię próbek i przedstawiono na trzech wykresach (rys. 2.36, 2.38, 2.40). Krzywe odpowiadające poszczególnym próbkom opisano zgodnie z numeracją z tabeli Z.29 (załącznik),



liniami przerywanymi stycznych do fragmentów liniowych pokazano kąty nachylenia, dla których wyznaczono moduły sprężystości, a poziomymi liniami przerywanymi zaznaczono granice proporcjonalności ($\sigma_{f,el}$) i wytrzymałości na ściskanie ($\sigma_{f,u}$).

Na rysunku 2.36 zestawiono wyniki uzyskane dla próbek o niezmięnionej grubości. Początkowe odcinki trzech zaprezentowanych krzywych mają niewielkie, stopniowo rosnące nachylenie, odpowiadające wprowadzaniu obciążenia w okładziny. Zakres wstępny tych wykresów jest znacznie wydłużony w porównaniu z wynikami uzyskanymi dla kolejnych typów próbek (rys. 2.38 i 2.40) – uznano, że jest to wywołane zastosowaniem w pierwszych badaniach podkładek z płyty pilśniowej; w późniejszych testach zastąpiono ją podlewką z zaprawy szybkoschnącej. W przypadku próbki nr 1 nie doszło do zniszczenia, ponieważ osiągnięta została graniczna wartość obciążenia maszyny wytrzymałościowej, w pozostałych próbkach za granicę wytrzymałości na ściskanie przyjęto maksimum lokalne, nawet jeżeli widoczny jest dalszy przyrost siły (jak w przypadku próbki nr 2). Prezentowane krzywe pokazują, że wytrzymałość na ściskanie płyty MgO w tych trzech próbkach CSIP zostaje osiągnięta krótko po przekroczeniu granicy proporcjonalności, brak jest wyraźnego zakresu plastycznego. Próbki nr 2 i 3 uległy zniszczeniu poprzez rozszczepienie okładzin na styku z układem mocującym (rys. 2.37). W przypadku próbki nr 2 do rozszczepienia doszło w momencie osiągnięcia wartości największej, a nie w maksimum lokalnym, ale uznano, że jego wystąpienie oznacza trwałe uszkodzenie struktury materiału okładziny i, przez wzgląd na bezpieczeństwo, jako wynik przyjęto mniejszą wartość. W żadnej z tych próbek nie doszło do utraty stateczności globalnej bądź lokalnej, w żadnej nie zaobserwowano też giętej formy deformacji.



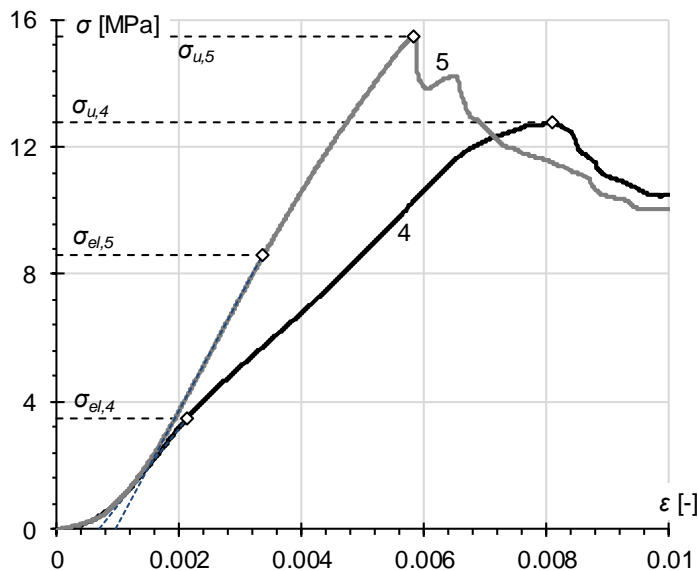
Rysunek 2.36. Wykresy zależności naprężenie - odkształcenie próbek CSIP o niezmięnionej grubości, poddanych ściskaniu na sztorc

Wyniki dla próbek pocienionych przedstawiono na rysunku 2.38. Dzięki zastosowaniu podkładu o wysokiej sztywności, zakres wstępny jest wyraźnie krótszy niż we wcześniejszej grupie. Oba prezentowane wykresy mają podobne nachylenie zakresu liniowego, w próbce nr 5

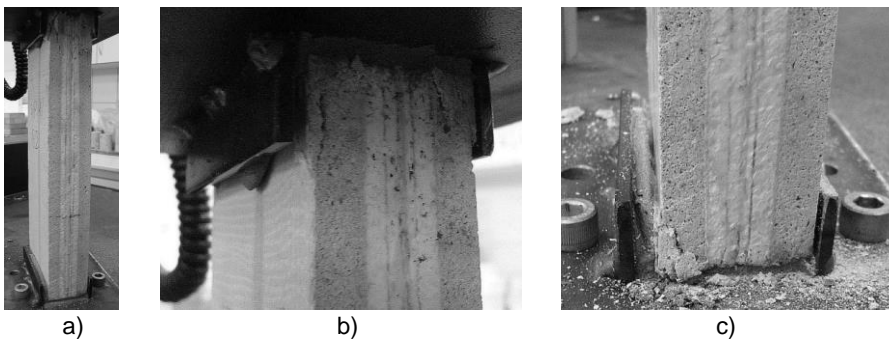
widoczny jest odcinek plastyczny o mniejszym nachyleniu, w próbce nr 4 dochodzi zaś do wcześniejszego uplastycznienia i szybszego spadku sztywności. Również w przypadku tych próbek do zniszczenia doszło przez rozszczepienie okładziny na styku z elementami mocującymi. Do inicjacji doszło na górnym końcu próbki (rys. 2.39b), dalszy przyrost obciążenia doprowadził do nieznacznego wybrzuszenia się okładzin (rys. 2.39a), a następnie do rozszczepienia okładziny na styku z dolnym uchwytem (rys. 2.39c).



Rysunek 2.37. Mechanizm zniszczenia próbki CSIP o niezmienionej grubości w badaniu ściskania na sztorc



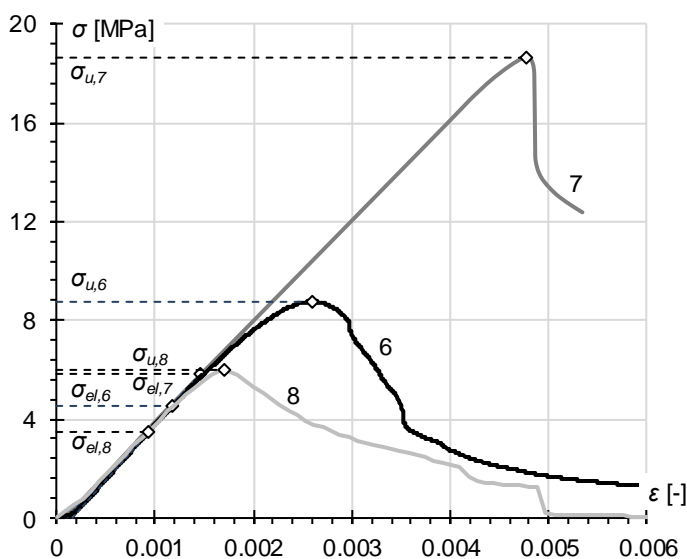
Rysunek 2.38. Wykresy zależności naprężenie - odkształcenie próbek CSIP o zredukowanej grubości i małej smukłości, poddanych ściskaniu na sztorc



Rysunek 2.39. Mechanizm zniszczenia próbki CSIP o zredukowanej grubości i małej smukłości w badaniu ściskania na sztorc; a) deformacja próbki; b) rozszczepienie okładziny na styku z uchwytem górnym; c) rozszczepieni okładziny na styku z uchwytem dolnym

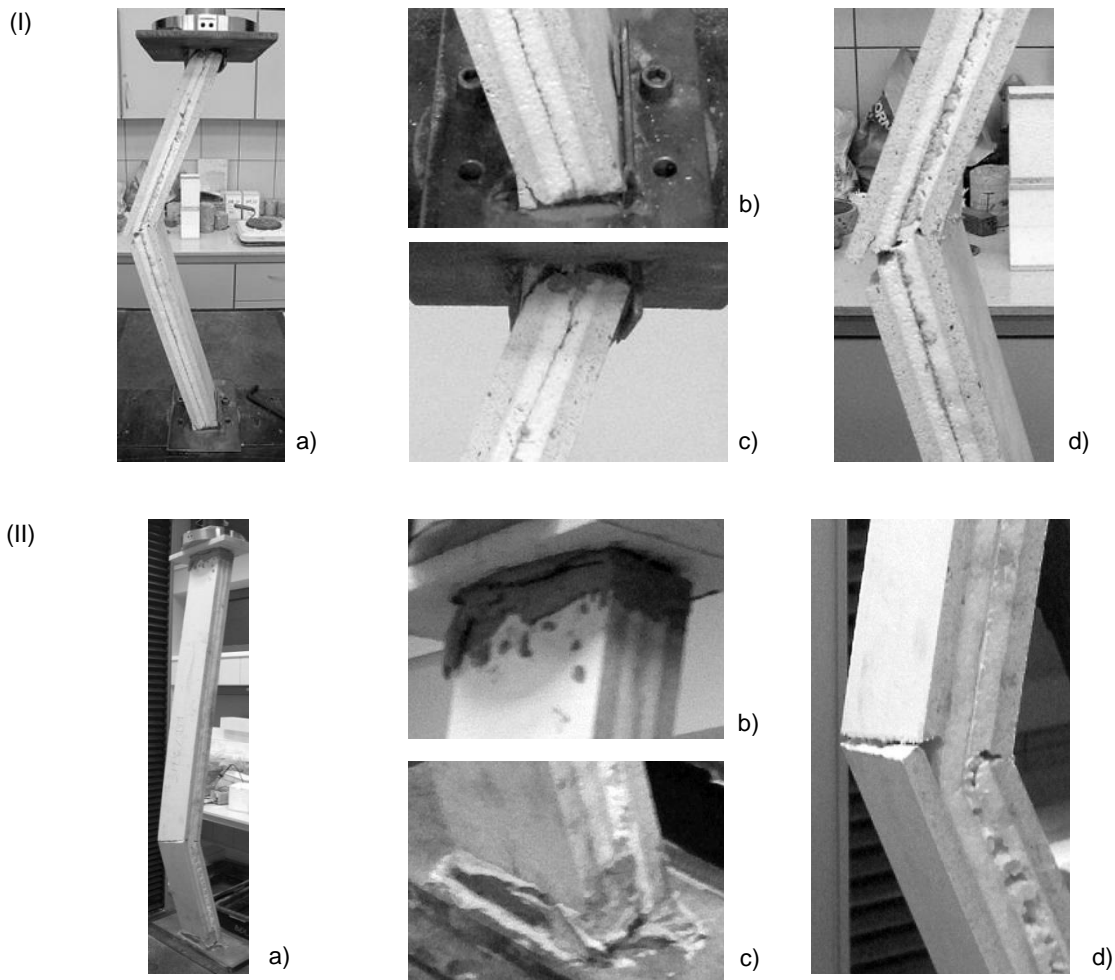
Zachowanie próbek pocienionych o zwiększonej smukłości przedstawiono na rysunku 2.40. Nachylenie odcinków liniowych pokazuje, że moduły sprężystości okładzin we wszystkich próbkach są niemal identyczne. Przebieg zniszczenia próbek o $L_0=650$ mm był taki, jak dla pręta ściskanego, obustronnie utwierdzonego: najpierw doszło do rozszczepienia jednej z okładzin na styku z uchwytem dolnym (rys. 2.41.Ib), zamieniającego dolny koniec próbki w przegub plastyczny, w dalszej kolejności doszło do powstania poprzecznego pęknięcia w okładzinie na górnym końcu próbki (rys. 2.41.Ic) i, ostatecznie, do giętej deformacji próbki i pęknięcia okładziny w okolicach środka jej wysokości (rys. 2.41.IId). Dla tych dwóch próbek zaobserwowano najmniejszą w skali badania różnicę między granicami proporcjonalności (1.3 MPa) i największą między granicami wytrzymałości na ściskanie (prawie 10 MPa).

W przypadku próbki pocienionej o $L_0=950$ mm zaobserwowano mechanizm zniszczenia polegający na globalnej utracie stateczności: do inicjacji doszło tym razem nie na styku z podkładkami, lecz w około 1/4 wysokości próbki, nad dolną podporą (rys. 2.41.IIa). Kształt deformacji przed i po inicjacji zniszczenia był typowy dla pręta ściskanego, podpartego przegubowo, dalszy przyrost obciążenia nie doprowadził do zniszczenia w punktach podparcia (rys. 2.41.IIb-c), towarzyszyło mu stopniowe odspajanie faz kompozytu, będące efektem wtórnym pęknięcia okładziny (rys. 2.41.IId). Znaczny spadek naprężenia kończącego zakres liniowy oraz odpowiadającego zniszczeniu próbki są spójne z zaobserwowanym mechanizmem zniszczenia; ponieważ wyjście z zakresu liniowego oraz zniszczenie wynikały z nieliniowości geometrycznej, nie materiałowej, poziomy naprężenia $\sigma_{H,8}$ oraz $\sigma_{u,8}$ nie opisują parametrów wytrzymałościowych płyty MgO i nie zostały ujęte w zestawieniach zawartych w tablicy 2.21 oraz na rysunku 2.50.



Rysunek 2.40. Wykresy zależności naprężenie - odkształcenie próbek CSIP o zredukowanej grubości i zwiększonej smukłości, poddanych ściskaniu na sztorc

Opis statystyczny parametrów wytrzymałościowych uzyskanych we wszystkich grupach próbek przedstawiono w tablicach 2.19-2.21.



Rysunek 2.41. Mechanizm zniszczenia próbki CSIP o zredukowanej grubości i zwiększonej smukłości w badaniu ściskania na sztorc; (I) próbki o $L_0 = 650$ mm; (II) próbki o $L_0 = 950$ mm; a) cała próbka; b) podpora górna; c) podpora dolna; d) rejon zniszczenia na wysokości próbki

Tabela 2.19. Opis statystyczny parametrów wytrzymałościowych płyty MgO na podstawie badania próbek CSIP o niezmiętej grubości, poddanych ściskaniu na sztorc

$n=3$	$\sigma_{f,el}$ [MPa]	$\sigma_{f,u}$ [MPa]	E_f [MPa]
miary bezwzględne położenia i rozproszenia			
\bar{x}	7.50	7.81	2850
x_{min}	5.0	6.3	2260
x_{max}	9.9	9.3	3540
r_0	4.9	3.1	1280
s_x	2.43	2.16	646
miary względne zmienności			
v_x [%]	32.38	27.70	22.66

Dla próbek o niezmiętej grubości (tab. 2.19) uzyskano:

- najwyższe wartości granicy proporcjonalności – zarówno ze względu na średnią jak i obie wartości ekstremalne – przy współczynniku zmienności na umiarkowanym poziomie;

- granica wytrzymałości (opis z wyłączeniem próbki przy której doszło do przekroczenia zakresu) przyjęła wartości najniższe – dla średniej i obu ekstremów – przy bardzo podobnej, umiarkowanej zmienności;
- średni moduł sprężystości uplasował się w okolicy środka spektrum, przy czym jego wartość minimalna jest najmniejsza w skali badania, a rozstęp oraz współczynnik zmienności – największe.

Tabela 2.20. Opis statystyczny parametrów wytrzymałościowych płyty MgO na podstawie badania próbek CSIP o zredukowanej grubości i małej smukłości, poddanych ścisnaniu na sztorc

$n=2$	$\sigma_{f,el}$ [MPa]	$\sigma_{f,u}$ [MPa]	E_f [MPa]
miary bezwzględne położenia i rozproszenia			
\bar{x}	6.05	14.13	2750
x_{min}	3.5	12.8	2460
x_{max}	8.6	15.5	3040
r_0	5.1	2.8	580
s_x	3.61	1.94	410
miary względne zmienności			
v_x [%]	59.61	13.77	14.91

Próbki o pocienionym rdzeniu i małej smukłości (tab. 2.20), w porównaniu z pozostałymi grupami, przedstawiają następujący obraz:

- umiarkowany poziom średniej granicy proporcjonalności, jej minimum jest najniższym odnotowanym wynikiem, co prowadzi do najwyższego poziomu zmienności w skali analizy;
- granica wytrzymałości przyjmuje największą wartość średnią przy najmniejszym rozstępie i bardzo niskim poziomie zmienności;
- moduł sprężystości jest najmniejszy co do wartości średniej, przy względnie niskim poziomie zmienności.

Tabela 2.21. Opis statystyczny parametrów wytrzymałościowych płyty MgO na podstawie badania próbek CSIP o zredukowanej grubości i zwiększonej smukłości (bez próbki nr 8), poddanych ścisnaniu na sztorc

$n=2$	$\sigma_{f,el}$ [MPa]	$\sigma_{f,u}$ [MPa]	E_f [MPa]
miary bezwzględne położenia i rozproszenia			
\bar{x}	5.15	13.71	4355
x_{min}	4.5	8.8	4270
x_{max}	5.8	18.7	4440
r_0	1.3	9.9	170
s_x	0.92	6.99	120
miary względne zmienności			
v_x [%]	17.85	51.03	2.76

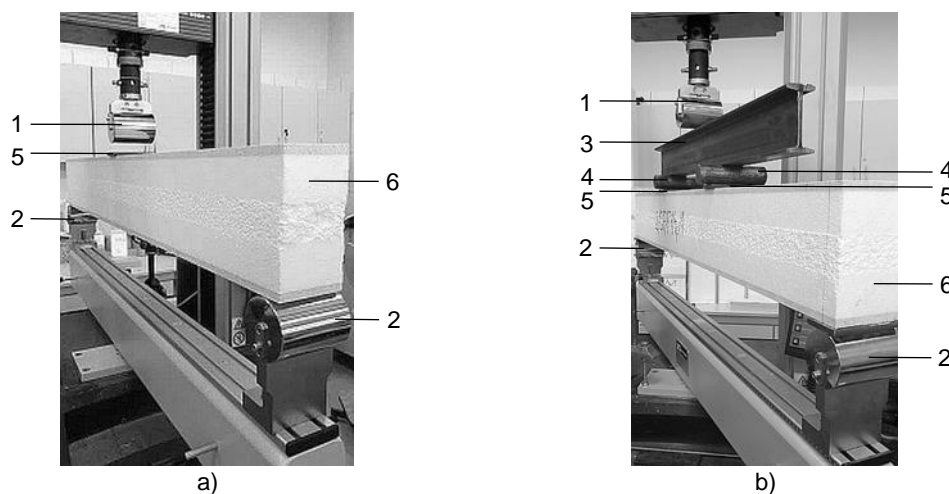


Ostatnia grupa próbek, o pocienionym rdzeniu i dużej smukłości, z pominięciem próbki, która uległa wyboczeniu (tab. 2.21), prezentuje się następująco:

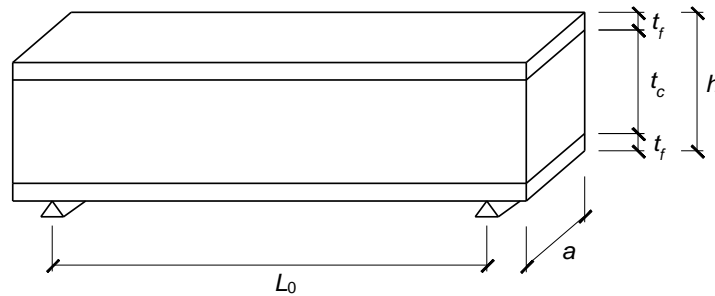
- granica proporcjonalności jest najmniejsza, co do wartości średniej, przy niskim poziomie zmienności;
- granica wytrzymałości, co do wartości średniej, przyjmuje wartość umiarkowaną, ale wynik maksymalny w tej grupie jest jednocześnie wartością największą w skali badania; towarzyszy temu największy rozstęp i bardzo wysoki poziom zmienności;
- moduł sprężystości jest największy zarówno co do średniej, jak i wyniku maksymalnego; charakteryzuje się bardzo małym rozstępem i najniższym poziomem zmienności w analizie.

Zginanie próbek CSIP

Badanie miało na celu poznanie zachowania próbek CSIP poddanych zginaniu oraz obserwację ich mechanizmów zniszczenia przy różnych sposobach obciążania przy malejącym rozstawie podpór. Wszystkie belki CSIP wycięto w kierunku długości, ponieważ jest to dominujący kierunek zginania paneli w rzeczywistej konstrukcji, zaś procedurę badania przygotowano w oparciu o [ASTM C393], [ASTM D7249], [Borsellino i inni 2004]. Pionowe wymuszenie kinematyczne zrealizowano w dwóch wariantach: 1) tłok działający na próbkę w środku jej rozpiętości – zginanie trójpunktowe (rys. 2.42a); 2) tłok naciskający na belkę rozprowadzającą, działającą na próbkę za pośrednictwem dwóch walców ustawionych symetrycznie względem środka rozpiętości – zginanie czteropunktowe (rys. 2.42b); w obu wariantach przekazywanie obciążenia na próbkę odbywało się za pośrednictwem stalowych płytek przejściowych. Przy zginaniu czteropunktowym obciążenia znajdowały się w odległości $L_0/3$ od punktów podparcia. We wszystkich testach zastosowano stałą prędkość przemieszczenia równą 6 mm/min.



Rysunek 2.42. Stanowisko badawcze do testów zginania próbek CSIP: a) trójpunktowego; b) czteropunktowego; 1) głowica obciążająca; 2) walec podporowy; 3) belka rozprowadzająca; 4) walec przejściowy; 5) podkładka stalowa; 6) próbka CSIP



Rysunek 2.43. Oznaczenia geometrii próbek CSIP do testów na zginanie

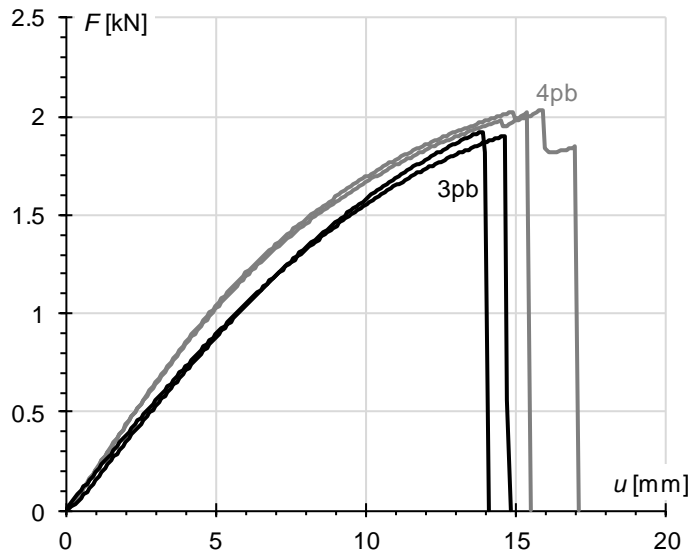
Zginaniu poddano próbki o 3 różnych długościach, po 2 przy obu rodzajach obciążenia – łącznie zbadano 12 belek CSIP. Z panelu nr 1 wycięto tylko 2 najdłuższe belki poddane trójpunktowemu zginaniu, pozostałych 10 belek pochodziło z panelu nr 2. Nominalna geometria (rys. 2.43) najdłuższych próbek jest następująca:

- rozstaw podpór, $L_0 = 1250$ mm,
- szerokość, $a = 100$ mm,
- grubość okładzin, $t_f = 11$ mm,
- grubość rdzenia, $t_c = 152$ mm,
- łączna grubość, $d = 174$ mm.

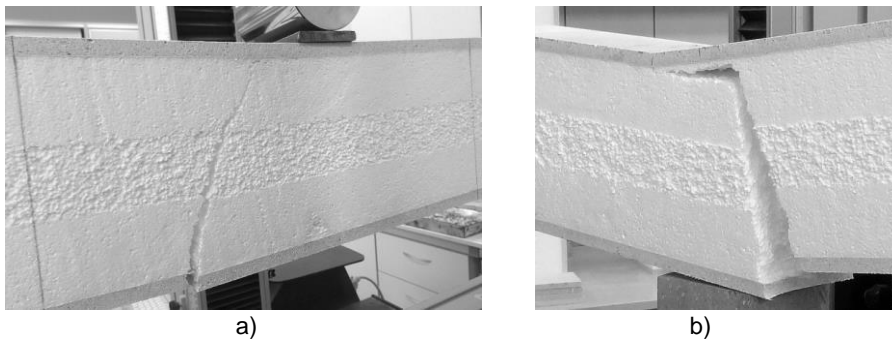
Pozostałe dwie grupy próbek różnią się wyłącznie rozstawem podpór: w jednej jest on równy około połowie najdłuższego, $L_0 = 600$ mm, w drugiej około jednej czwartej, $L_0 = 275$ mm; przekrój poprzeczny we wszystkich przypadkach jest jednakowy. Wymiary próbek pomierzone przed badaniem przedstawiono w załączniku (tab. Z.31).

Uzyskane w wyniku badania krzywe siła - przemieszczenie przedstawiają zależność reakcji belki CSIP na pionowe przemieszczenia tłka. Wykresy przedstawiono na rysunkach 2.44, 2.46 i 2.48 grupując ze sobą krzywe dla belek o jednakowej długości.

Krzywe dla belek najdłuższych przedstawiono na rysunku 2.44; charakter zależności przy zginaniu trój- i czteropunktowym jest podobny. W obu przypadkach krzywe są liniowe do momentu osiągnięcia około połowy obciążenia niszczącego. W dalszej części widoczny jest spadek nachylenia zakończony zniszczeniem próbki. W wynikach obu belek poddanych czteropunktowemu zginaniu widoczny jest uskok poprzedzający ostateczne zniszczenie próbki – odpowiada on powstaniu zarysowania w materiale wypełniającym okładziny MgO, poprzedzającym pęknięcie dolnej siatki wzmacniającej. W obu przypadkach doszło do zniszczenia przez kruche pęknięcie (rys. 2.45) wywołane wyczerpaniem nośności materiału okładziny na rozciąganie, powstałe jednocześnie w dolnej okładzinie i w stykającym się z nią rdzeniu. Zniszczenie miało charakter nagły i towarzyszył mu donośny, suchy trzask. W przypadku zginania trójpunktowego (rys. 2.45a) pęknięcie powstało w okolicach środka rozpiętości belki; przy zginaniu czteropunktowym (rys. 2.45b) pęknięcie było zlokalizowane pod jednym z punktów przyłożenia obciążenia. W trakcie badania nie zaobserwowano lokalnego miażdżenia materiału rdzenia w miejscach styku próbki z elementami układu obciążającego.

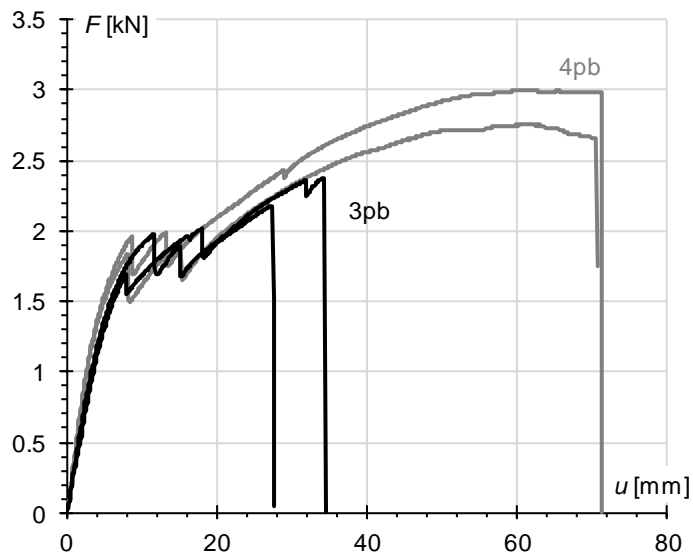


Rysunek 2.44. Wykresy zależności siła - przemieszczenie belek CSIP poddanych zginaniu przy rozstawie podpór $L_0 = 1250$ mm



Rysunek 2.45. Mechanizm zniszczenia belek CSIP poddanych zginaniu przy rozstawie podpór $L_0 = 1250$ mm; a) trójpunktowe zginanie; b) czteropunktowe zginanie

Wyniki dla belek o rozstawie podpór $L_0 = 600$ mm przedstawia rysunek 2.46. Krzywe dobrze ilustrują diametralną zmianę w mechanizmie zniszczenia, wywołaną zmniejszeniem długości belki o połowę. Początkowy fragment krzywych ma podobny charakter jak we wcześniejszej grupie próbek – zakres liniowy przechodzący w zależność nieliniową przy obciążeniu równym około połowie obciążenia niszczącego, przy czym za siłę niszczącą uznano poziom odpowiadający pierwszemu z trzech pojawiających się na wykresie uskoków. Mechanizm zniszczenia przy obu typach obciążenia zaprezentowano na rysunku 2.47, w obu przypadkach przyczyną inicjacji zniszczenia było widoczne miażdżenie materiału rdzenia nad podporami. W przypadku obciążenia pojedynczą siłą (rys. 2.47a) kolejnym uskokom odpowiadają: (1) pęknięcie okładziny dolnej przy jednej podporze, (2) pęknięcie przy drugiej podporze, (3) pęknięcie przez całą grubość belki w środku rozpiętości. Przy zginaniu czteropunktowym (rys. 2.47b) miażdżenie rdzenia nad podporami jest bardziej intensywne i po pęknięciu okładziny dolnej przy obu podporach prowadzi do zsunienia próbki z układu wsporczonego, bez powstania pęknięcia przebiegającego przez środek belki.

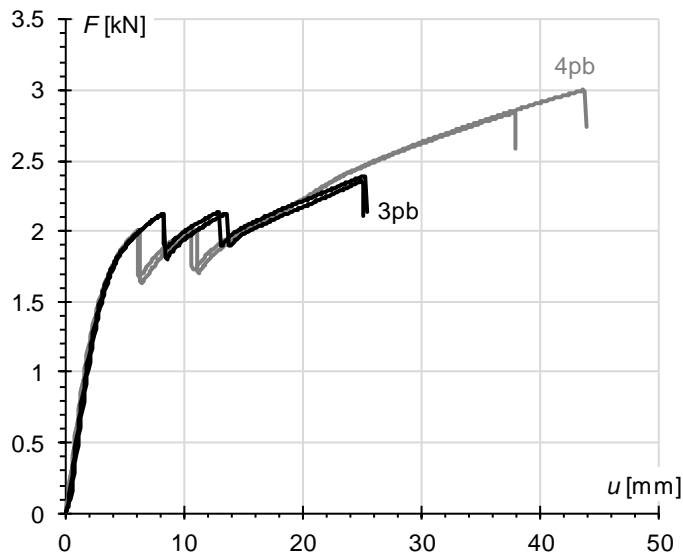


Rysunek 2.46. Wykresy zależności siła - przemieszczenie belek CSIP poddanych zginaniu przy rozstawie podpór $L_0 = 600$ mm



Rysunek 2.47. Mechanizm zniszczenia belek CSIP poddanych zginaniu przy rozstawie podpór $L_0 = 600$ mm; a) trójpunktowe zginanie; b) czteropunktowe zginanie

Wykresy z badań próbek najkrótszych przedstawiono na rysunku 2.48, ich początkowe zachowanie jest takie samo jak w dwóch poprzednich grupach. Po wejściu w zakres nieliniowy widoczne są trzy wyraźne przeskoki, przy czym w odróżnieniu od wcześniejszej grupy, po ostatnim nie następuje nagły spadek siły lecz powolny, nieregularny przyrost, którego nie zaprezentowano na wykresie ze względu na zachowanie czytelności zakresu początkowego. Za siłę niszczącą uznano wartość, przy której wystąpił pierwszy uskoki, odpowiadający pęknięciu dolnej okładziny przy jednej z podpór (rys. 2.49). Dwa następne uskoki to, kolejno, pęknięcie dolnej okładziny przy drugiej podporze i pęknięcie górnej okładziny w okolicach punktu przyłożenia obciążenia. Dalsze obciążanie zniszczonej próbki prowadziło do miażdżenia materiału rdzenia, zachowania zbliżonego do zaobserwowanego w badaniu polegającym na ścisaniu EPS. Proces przebiegał podobnie niezależnie od układu obciążeń – w przypadku trójpunktowego zginania w ostatniej fazie zniszczenia dochodzi do skoncentrowanego miażdżenia rdzenia pod pękniętą okładziną, przy czteropunktowym zginaniu miażdżenie jest rozłożone na większej powierzchni.



Rysunek 2.48. Wykresy zależności siła - przemieszczenie belek CSIP poddanych zginaniu przy rozstawie podpór $L_0 = 275$ mm



Rysunek 2.49. Mechanizm zniszczenia belek CSIP poddanych zginaniu przy rozstawie podpór $L_0 = 275$ mm; a) trójpunktowe zginanie; b) czteropunktowe zginanie

Wartość ekstremalnej rzędnej naprężenia normalnego w okładzinie obliczono jako:

$$\sigma_f = \frac{M_y}{J_y} \frac{h}{2} = \frac{M_y}{\frac{a}{12}(h^3 - t_c^3)} \frac{h}{2} \quad (2.36)$$

gdzie: M_y – moment zginający (3pb: $M_y = FL_0/4$, 4pb: $M_y = FL_0/6$), F – działająca siła, J_y – moment bezwładności okładzin (pominięto wpływ sztywności giętej rdzenia), pozostałe oznaczenia zgodnie z rysunkiem 2.43. Na podstawie zależności (2.36) wyznaczono wartości naprężenia w momencie wyjścia z zakresu liniowego oraz w chwili zniszczenia, przedstawione w tabeli 2.22. Ze względu na zaobserwowany mechanizm zniszczenia, za granicę wytrzymałości okładziny na rozciąganie przy zginaniu można uznać tylko $\sigma_{f,u}$ uzyskane dla pierwszej grupy próbek (wyróżnione szarym tłem, tab. 2.22).

Tabela 2.22. Ekstremalne rzędne naprężenia normalnego w okładzinach na podstawie badań trójpunktowego (3pb) i czteropunktowego (4pb) zginania belek CSIP

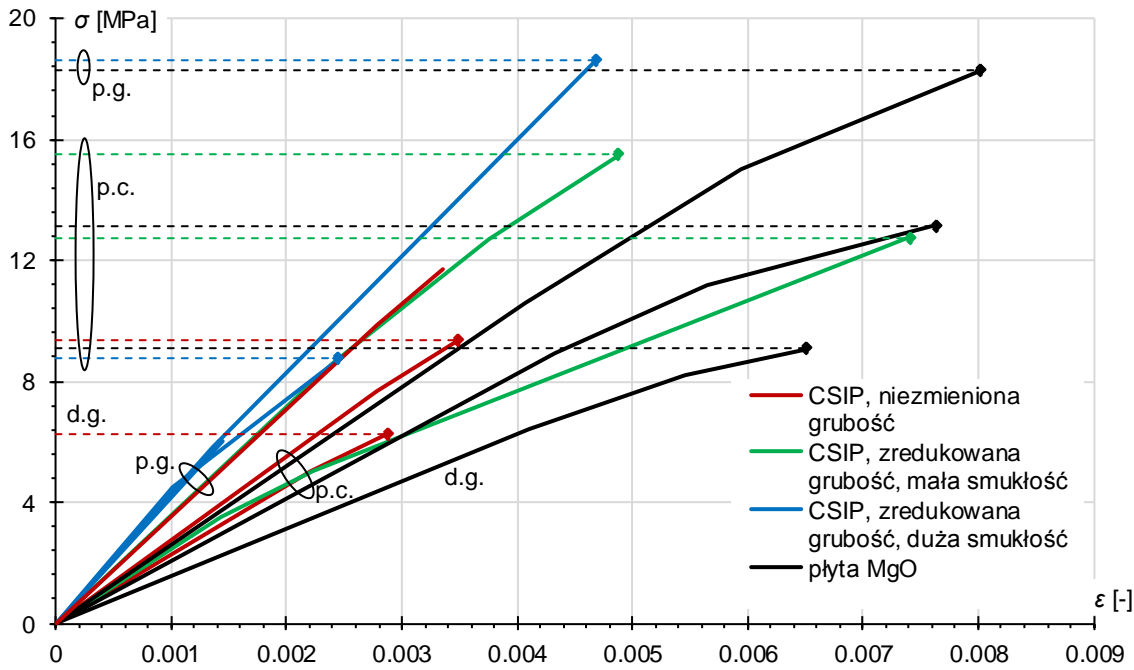
	$\sigma_{f,el}$		$\sigma_{f,u}$	
	[MPa]		[MPa]	
$L_0 = 1250$ mm	3pb	4pb	3pb	4pb
\bar{x}	1.30	0.85	3.55	2.45
x_{min}	1.3	0.8	3.5	2.4
x_{max}	1.3	0.9	3.6	2.5
$L_0 = 600$ mm	3pb	4pb	3pb	4pb
\bar{x}	0.60	0.40	1.65	1.15
x_{min}	0.6	0.4	1.5	1.1
x_{max}	0.6	0.4	1.8	1.2
$L_0 = 275$ mm	3pb	4pb	3pb	4pb
\bar{x}	0.40	0.20	0.90	0.50
x_{min}	0.4	0.2	0.9	0.5
x_{max}	0.4	0.2	0.9	0.5

Wnioski z badań na próbkach CSIP

W świetle założenia, że parametry wytrzymałościowe ściskanych próbek CSIP są jednocześnie parametrami płyty MgO, wyłania się obraz bardzo zróżnicowany. Patrząc na uzyskane wyniki pod tym kątem, konieczne jest ich porównanie z rezultatami ściskania próbek samej okładziny, z których wyróżniono tylko wyniki minimalny, maksymalny i średni. Porównanie w formie zależności naprężenie - odkształcenie, uproszczonych do łamanych łączących kolejno granice proporcjonalności, plastyczności i wytrzymałości, zaprezentowano na rysunku 2.50. Wynika z niego, że średni moduł sprężystości uzyskany dla próbek płyty MgO jest wyraźnie niższy. Próbkę płyty MgO badano bez warstwy przejściowej, więc wszystkie nierówności na powierzchniach obciążanych prowadziły do zaniżenia rzeczywistych charakterystyk (pracował przekrój poprzeczny mniejszy od przyjętego w obliczeniach). Z tego względu przyjęto, że większą wiarygodnością odznaczają się wyniki dla próbek CSIP, obciążanych za pośrednictwem podkładu; jednak nawet w tej grupie widoczne jest znaczne zróżnicowanie wartości badanych charakterystyk i sprowadzenie ich do wartości średnich zaciemnia sytuację. Z tego względu wykresy z rysunku 2.50 potraktowano jako spektrum modułów sprężystości i granic wytrzymałości, z wyróżnieniem jego części skrajnych i centralnej. Przyjęty podział ilustrują elipsy, grupujące wyniki znajdujące się w górnej granicy spektrum i w jego części centralnej, dolną granicę określają pojedyncze wyniki dla najniższych próbek.

Poszczególne grupy próbek wpisują się w przyjęte zakresy bez wyraźnej zależności między sztywnością a wytrzymałością. Wartości parametrów pogrupowane zgodnie z przyjętym podziałem i przedstawione w tabelicy 2.23 uznano za bardziej wiarygodny opis płyty MgO przy ściskaniu w kierunku podłużnym, niż ten zaprezentowany w tabelicy 2.18 (sekcja 2.1.2). Dwie krzywe reprezentujące badania, które nie zakończyły się zniszczeniem przez miażdżenie okładziny (rys. 2.50, bez przerywanych linii odniesienia), zostały uwzględnione tylko przy określaniu wartości E .





Rysunek 2.50. Zestawienie wyników ściskania na sztorc próbek CSIP i płyty MgO z podziałem na obszary skrajne i centralny; p.g. – przedział górny, p.c. – przedział centralny, d.g. – dolna granica

Tabela 2.23. Zestawienie wyników ściskania na sztorc próbek CSIP i płyty MgO z podziałem na przedziały

	$\sigma_{f,u}$ [MPa]	E_f [MPa]
przedział górny		
\bar{x}	18.47	3886
x_{min}	18.3	3040
x_{max}	18.7	4440
przedział centralny		
\bar{x}	11.43	2428
x_{min}	8.8	2060
x_{max}	15.5	2750
dolna granica		
\bar{x}	6.3	1560

Jednym z celów testu ściskania była próba określenia, czy istnieje zagrożenie wystąpienia mechanizmu zniszczenia polegającego na globalnej lub lokalnej utracie stateczności. Uzyskanie tego efektu w próbkach o niezmiętej grubości było niemożliwe ze względu na ich małą smukłość, dlatego w przypadku ostatniej grupy próbek zdecydowano się na stopniowe zwiększanie tej charakterystyki przez redukcję grubości rdzenia i zwiększanie wysokości próbki (ograniczonej rozstawem szczęk maszyny wytrzymałościowej). Problemem okazało się przygotowanie układu podporowego zapewniającego jednocześnie pełną styczność krawędzi okładzin z powierzchnią szczęk oraz swobodę obrotu w miejscach podparcia. Ostatecznie zdecydowano się skupić na zapewnieniu równomiernego rozkładu naprężenia na

krawędziach próbki, kosztem ograniczenia swobodnego obrotu jej końców; uzyskane w ten sposób podparcie uznano za bliskie utwierdzeniu. W przypadku ostatniej z próbek smukłych zrezygnowano z ograniczających swobodę obrotu uchwytów a uzyskany schemat podparcia uznano za najbliższy przegubowemu.

Zjawisko lokalnej utraty stateczności w panelach warstwowych można potraktować jako zagadnienie płyty na sprężystym podłożu poddanej ścisaniu w swojej płaszczyźnie [Allen 1969]. Wyboczenie okładziny prowadzi, albo do przekroczenia nośności na rozciąganie warstwy stykowej między rdzeniem i okładzinami, co skutkuje jej odspojeniem i wyrzuceniem na zewnątrz, albo do zmiążdżeniu materiału rdzenia i wyrzucenia okładziny do środka; ryzyko pierwszego pojawia się w przypadku rdzenia o strukturze zamknięto-komórkowej (jak w przypadku EPS), drugiego w przypadku rdzenia o strukturze otwarcio-komórkowej (np. "plaster miodu") [Mousa i Uddin 2011a]. W obu przypadkach kluczowym czynnikiem jest podatność okładziny na wyboczenie, zależna od jej grubości i sztywności względem materiału rdzenia. Płyta MgO występująca w panelu o analizowanej geometrii ma stosunkowo dużą grubość, równą 7% grubości rdzenia, a stosunek jej modułu sprężystości do modułu rdzenia wynosi około 1000; jej podatność na wyboczenie jest zatem niewielka, w porównaniu z panelami o okładzinach laminowanych. Taki dobór geometrii i materiałów sprawia, że w przypadku paneli CSIP lokalna utrata stateczności jest mało prawdopodobna i rzeczywiście, w żadnej ze zbadanych próbek nie zaobserwowano tego zjawiska.

Ryzyko zniszczenia panelu poprzez globalną utratę stateczności jest tym większe, im większa smukłość ściskanego elementu. Wartość siły krytycznej wyboczenia sprężystego można obliczyć ze wzoru Eulera, pod warunkiem, że smukłość ściskanej próbki jest większa od smukłości granicznej określonej zależnością:

$$\lambda_{gr} = \sqrt{\frac{\pi^2 E_f}{\sigma_{f,el}}} \quad (2.37)$$

gdzie: E_f – moduł sprężystości, $\sigma_{f,el}$ – granica proporcjonalności. Podstawiając następujące właściwości płyty MgO: za E_f wartość minimalną przedziału centralnego (tab. 2.23), za $\sigma_{f,el}$ wartość maksymalną z tablicy 2.18, otrzymano wartość smukłości granicznej $\lambda_{gr} = 40.5$, w odniesieniu do której warunek $\lambda > \lambda_{gr}$ jest spełniony wyłącznie w przypadku próbki pocienionej o długości $L_0 = 950$ mm; w przypadku pozostałych próbek zachodzi $\lambda < \lambda_{gr}$ na podstawie czego uznano je za krępe. Dla próbki smukłej wyznaczono teoretyczną wartość równoważnej siły krytycznej wyboczenia sprężystego. Podstawą do jej obliczenia jest wzór Eulera, przekształcony zgodnie z [Mousa i Uddin 2011a] poprzez uwzględnienie warstwowej struktury próbki oraz wpływu ścinania przy założeniu izotropii materiału okładzin:

$$F_{eq} = \frac{F_E}{1 + \frac{F_E}{A_c G_c}} = \frac{\pi^2}{L_w^2} \frac{E_f J_y}{\left(1 + \frac{\pi^2 E_f J_y}{L_w^2 A^{(s)} G_c}\right)} \quad (2.38)$$

gdzie: F_E – siła krytyczna wg Eulera, $A^{(s)} = a(d + t_c)/2$ – efektywne pole przy ścinaniu, G_c – moduł ścinania rdzenia, L_w – długość wyboczeniowa, E_f – moduł sprężystości okładzin, $J_y = a(d^3 - t_c^3)/12$ – moment bezwładności okładzin. Uwzględniając przedziały zmienności modułu ścinania rdzenia oraz modułu sprężystości okładziny otrzymano zakres równoważnej siły krytycznej $F_{eq} = (5.03 \div 8.13)$ kN, oraz przedział teoretycznych naprężeń krytycznych w okładzinach $\sigma_{f,cr} = F_{eq} / (2t_f a) = (2.31 \div 3.73)$ MPa. Porównanie z wynikami doświadczalnymi pokazuje, że w rzeczywistości do wyboczenia doszło przy poziomie naprężenia równym ok. 6 MPa, znacznie wyższym niż przewidywany na podstawie wzoru (2.38). Dalszą analizę zagadnienia stateczności globalnej ściskanych próbek CSIP przeprowadzono w rozdziale 3.

Badanie zginania belek o przekroju kompozytu warstwowego uwidacznia charakterystyczną współpracę rdzenia i okładzin w przenoszeniu działającego obciążenia – wytrzymałość okładziny decyduje o nośności ze względu na naprężenia normalne przy zginaniu, zaś parametry rdzenia wpływają na maksymalne ugięcie oraz wytrzymałość na ścinanie [Allen 1969]. Z taką sytuacją mamy do czynienia w grupie próbek najdłuższych, w której stosunek $L_0/d = 7.2$, a do inicjacji zniszczenia dochodzi w okładzinie. W tym przypadku wartości naprężenia $\sigma_{f,u}$ z tablicy 2.22 można traktować jako granicę wytrzymałości okładziny na rozciąganie przy zginaniu, jednak ich porównanie z naprężeniem niszczącym z badań na samej płycie MgO (tab. 2.15, 2.17) pokazuje, że wartości uzyskane dla belek kompozytowych są ponad trzykrotnie mniejsze. Rozbieżność tę przeanalizowano w cyklu symulacji numerycznych i wytłumaczono w rozdziale 4.

W kolejnych grupach, w których stosunek L_0/d wynosi 3.4 oraz 1.6, dochodzi do diametralnej zmiany w postępie zniszczenia w próbkach. Pomimo, że do przerwania ciągłości dochodzi w okładzinie, to nie ulega wątpliwości, że bezpośrednią przyczyną inicjacji procesu degradacji jest uplastycznienie rdzenia EPS nad podporami – wskazują na to zarówno ekstremalne naprężenia normalne w okładzinie w chwili zniszczenia, malejące wraz ze zmniejszaniem się długości próbki (tab. 2.22), jak i zaobserwowany mechanizm zniszczenia (rys. 2.47 i 2.49). Podobna sytuacja może wystąpić w rzeczywistej konstrukcji pod wpływem znacznych obciążeń skupionych w pobliżu miejsc podparcia paneli.

2.2. Badania na panelach w skali naturalnej

Program badań na panelach CSIP w skali naturalnej opracowano w oparciu o Wytoczne do Europejskich Aprobac Technicznych [ETAG 016]. Pełen cykl badań obejmował testy:

- zginania pojedynczego panelu i układu trzech połączonych paneli swobodnie podpartych;
- zginania pojedynczego panelu i układu trzech połączonych paneli opartych na łącznikach montażowych;
- wrywania i ścinania kołków mocowanych w okładzinie;
- wpływu oddziaływań termicznych na deformację pojedynczych paneli;
- oddziaływań uderzeniowych.



Kompletny opis wszystkich przeprowadzonych testów doświadczalnych zawarto w [Smakosz i Tejchman 2014]. W niniejszej rozprawie, celem zapewnienia zwięzłości i przejrzystości, szczegółowej analizie poddano badania zginania i ściskania pojedynczych paneli podpartych przegubowo. Zestawienie podstawowych informacji na temat omawianych badań przedstawiono w tabeli 2.24.

Tabela 2.24 Typy badań, geometria oraz liczba powtórzeń w cyklu badań w skali naturalnej

Typ badania	Typ próbki	Geometria próbki wys.×szer.×gr. [mm ³]	Liczba powtórzeń
zginanie pojedynczego panelu swobodnie podpartego	panel ścienny	2500×1000×174	2
ściskanie pojedynczego panelu podpartego przegubowo	panel ścienny	2750×1000×174	3

Testy przeprowadzono na dwóch typach paneli ściennych, dostarczonych przez firmę LS-Tech Homes. Panele poddane próbie zginania pochodziły z pierwszej, prototypowej serii, panele poddane ściskaniu pochodziły z późniejszego okresu, różnią się od siebie gęstością rdzenia EPS, około 15 kg/m³ w starszej partii i ok. 20 kg/m³ w nowszej, oraz geometrią. Panele były przechowywane i badane w warunkach laboratoryjnych, przy temperaturze (23 ± 2)°C i względnej wilgotności powietrza (50 ± 5)%.

Wszystkie badania na elementach pełnowymiarowych przeprowadzono w Laboratorium Wydziału Oceanotechniki i Okrętownictwa Politechniki Gdańskiej. Przygotowane specjalnie do tych badań masywne układy podporowe i obciążające zostały w całości wykonane w warsztacie przy Laboratorium. W badaniach zastosowano sterowanie przemieszczeniem z wykorzystaniem systemu Instron Structural Testing Labtronic® 8800. Korzystając z systemu Peekel Instruments B.V., obsługiwanego przez program fabryczny firmy Peekel, prowadzono zapis następujących wielkości z użyciem podanych czujników:

- siła – siłomierz N.B.C. typu TA10;
- przemieszczenia – przetworniki drogi W50TS firmy HBM oraz TD8-100/A firmy Vibro-Meter o dokładności 0.01 mm, kalibrowane każdorazowo na płytkach wzorcowych;
- odkształcenia – tensometry elektrooporowymi typu wężykowego na podkładce papierowej.

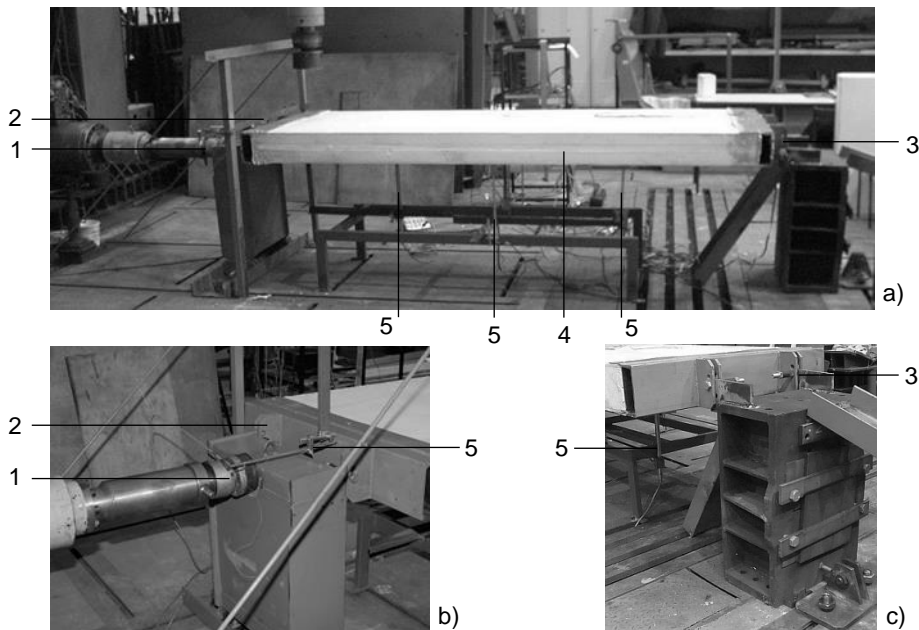
Badania miały na celu określenie wytrzymałości paneli CSIP poddanych działaniu typowych obciążeń oraz wywołanych nimi mechanizmów zniszczenia. Rezultaty pozwoliły na określenie ekstremalnych naprężeń normalnych na końcu zakresu sprężystego (σ_{el}) i w chwili zniszczenia (σ_u), a uzyskane zależności wybranych przemieszczeń i odkształceń od wartości obciążenia umożliwiły końcową walidację stworzonego modelu MES.

2.2.1. Badania paneli ściskanych

W teście ściskania pojedynczy panel ścienny CSIP został poddany działaniu obciążenia przyłożonego w kierunku długości panelu, wywołującego ściskanie przekroju poprzecznego w



wariantach osiowym i mimośrodowym. Kierunek działania obciążenia dobrano tak, żeby badanie odzwierciedlało zachowanie rzeczywistego panelu poddanego działaniu obciążeń pionowych. Obciążenie było wprowadzane w panel za pośrednictwem stalowych profili ceowych okalających okładziny i zapobiegających ich wzajemnemu oddalaniu się (rys. 2.52b); żeby zapewnić równomierny rozkład naprężeń zastosowano warstwę przejściową na styku między okładzinami a uchwytem (rys. 2.52). Profile stalowe zostały połączone z resztą stanowiska badawczego za pośrednictwem przegubów (rys. 2.52a): przesuwne w miejscu przyłożenia obciążenia (rys. 2.51b) i nieprzesuwne na drugim końcu (rys. 2.51c). Ze względu na ograniczenia techniczne cały układ ustawiono w pozycji horyzontalnej (rys. 2.51a). Próby przeprowadzono z prędkością wymuszenia równą 0.07 mm/min.



Rysunek 2.51. Stanowisko badawcze testu ściskania paneli CSIP: a) widok ogólny; b) miejsce przyłożenia obciążenia; c) podpora; 1) głowica obciążająca; 2) przegub przesuwny; 3) przegub nieprzesuwny; 4) czujnik przemieszczenia

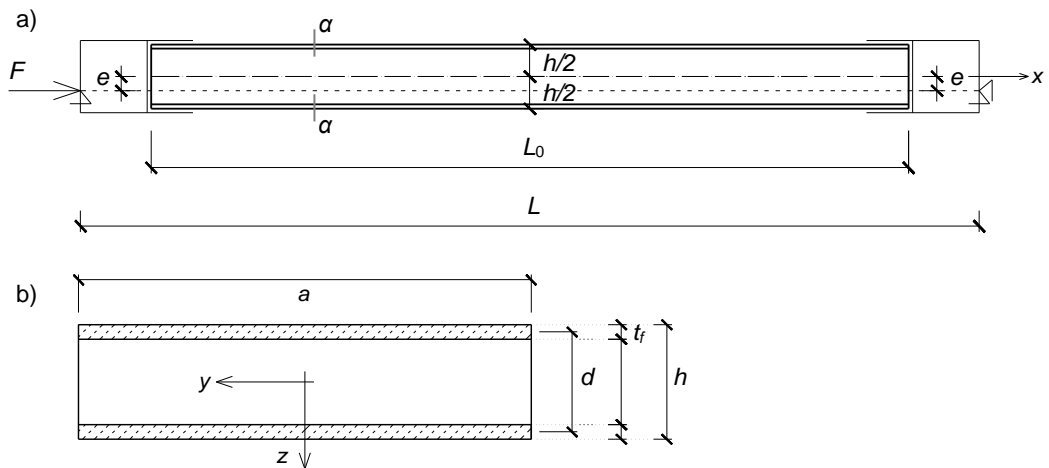


a)



b)

Rysunek 2.52. Szczegół podparcia; a) realizacja przegubu i mimośrodu, podkład z kleju poliuretanowego; b) panel zamocowany w profilu stalowym, podkład z zaprawy szybkoschnącej

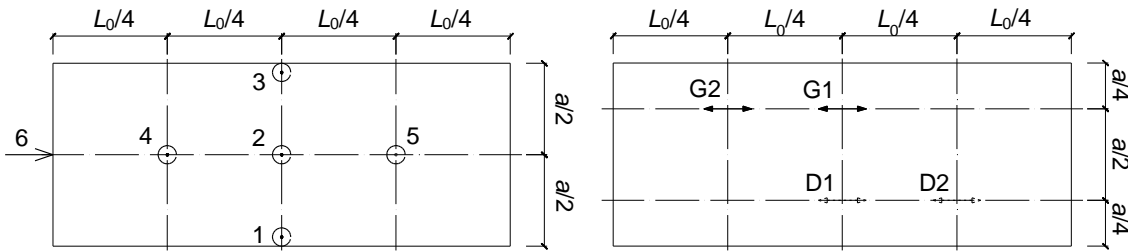


Rysunek 2.53. Oznaczenia geometrii i schemat obciążenia paneli CSIP w teście ściskania;
a) widok z boku; b) przekrój $\alpha\text{-}\alpha$

Wykonano 3 testy tego typu: dla obciążenia przyłożonego w sposób osiowy ($e=0$), na mimośrodku $d/6$ ($e=27$ mm) i na mimośrodku $d/3$ ($e=54$ mm); w przypadku dwóch pierwszych paneli zastosowano podkład z zaprawy szybkoschnącej (rys. 2.52b), w ostatnim zastosowano klej poliuretanowy (rys. 2.52a). Wszystkie panele ścienne poddane badaniu miały jednakową geometrię (oznaczenia wg rys. 2.53):

- odległość między przegubami (rys. 2.52a, 2.53a), $L = 3080$ mm,
- długość panelu, $L_0 = 2750$ mm
- szerokość, $a = 1000$ mm,
- grubość okładzin, $t_f = 11$ mm,
- grubość rdzenia, $t_c = 152$ mm,
- łączna grubość, $h = 174$ mm,
- odległość między środkami ciężkości okładzin, $d = 163$ mm.

W trakcie badania prowadzono pomiar: przemieszczenia poziomego (kierunek skrócenia) jako drogi głowicy obciążającej i dodatkowego odczytu z czujnika przemieszczenia, siły reakcji na przykładane wymuszenie, przemieszczeń pionowych (ugięcia) w 5 punktach na okładzinie dolnej (w $L_0/2$ i $L_0/4$) oraz odkształcenia w kierunku długości panelu w 2 punktach na powierzchni górnej i 2 na powierzchni dolnej (w $L_0/2$ i $L_0/4$). Schemat rozmieszczenia wszystkich czujników przedstawia rysunek 2.54. Mimośród przyłożenia siły odmierzano w dół od środka ciężkości przekroju, co prowadziło do ugięcia paneli skierowanego w górę, w przypadku ściskania osiowego ugięcie było skierowane ku dołowi; deformację wszystkich paneli w trakcie obciążania przedstawia rysunek 2.55.



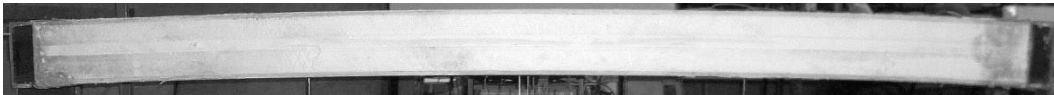
Rysunek 2.54. Schemat rozmieszczenia czujników w teście ściskania paneli CSIP;
 a) czujniki przemieszczenia: 1-4 pionowe (okładzina dolna), 6 poziomy;
 b) tensometry: G1-G2 okładzina górna, D1-D2 okładzina dolna



$e = 0$



$e = d/6$



$e = d/3$

Rysunek 2.55. Deformacja paneli CSIP wywołana ściskaniem na zadanych mimośrodkach

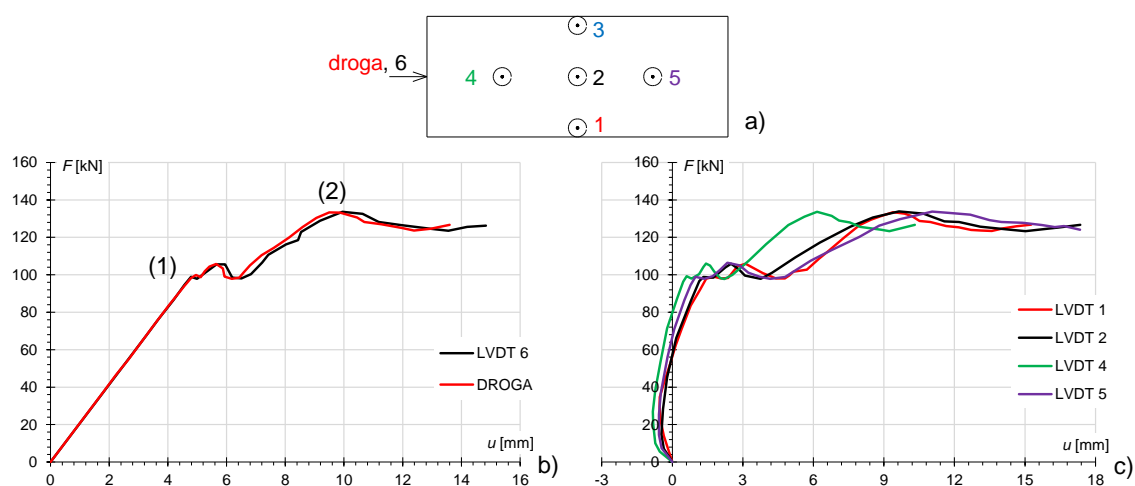
Wyniki testu przedstawiono w postaci krzywych siła - przemieszczenie i naprężenie - odkształcenie; wartości przemieszczenia i odkształcenia odczytano bezpośrednio z czujników, a przybliżone ekstremalne rzędne naprężenia normalnego wyznaczono przyjmując hipotezę płaskich przekrojów i korzystając z zależności:

$$\sigma_f = \frac{F}{A} \pm \frac{M_y}{J_y} \frac{h}{2} = \frac{F}{2at_f} \pm \frac{Fe}{a} \frac{h}{12(h^3 - t_c^3)} \quad (2.39)$$

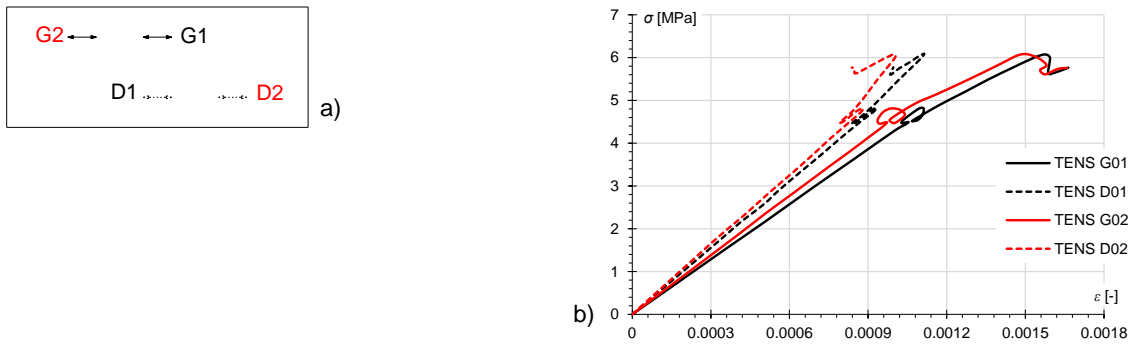
gdzie: F – siła ściskająca, A – pole przekroju poprzecznego okładzin, M_y – moment wywołany siłą na mimośrodku, $J_y = a(d^3 - t_c^3)/12$ – moment bezwładności okładzin, oznaczenia geometrii przyjęto zgodnie z rysunkiem 2.53; σ_f oznacza naprężenie ściskające, traktowane jako wielkość dodatnia, składnik od zginania przyjęto jako dodatni dla powierzchni dolnej (po stronie mimośrodu) i jako ujemny dla powierzchni górnej (po stronie przeciwnej do mimośrodu). Porównywane krzywe poddano obróbce, której procedurę podano przy opisie zginania paneli CSIP; oryginalne wyniki wraz z poszczególnymi etapami obróbki przedstawiono w załączniku (rys. Z.133-Z.159). Odczyty, które uległy zniekształceniu ze względu na problemy techniczne zostały pominięte w zestawieniu.

Wyniki dla panelu ściskanego osiowo pokazują, że przemieszczenia pionowe w panelu do momentu inicjacji zniszczenia są nieznaczne (rys. 2.56c); na wstępie widoczne jest niewielkie wychylenie w górę, które następnie zmienia zwrot na przeciwny i dąży konsekwentnie ku dołowi. Przemieszczenie poziome (kierunek skrócenia płyty, rys. 2.56b) odpowiadające temu zakresowi ma charakter liniowy do poziomu obciążenia ok. 100 kN, na tym etapie dochodzi do lokalnego pęknięcia w okładzinie górnej, które nie prowadzi do całkowitego wyczerpania nośności próbki, jednak wywołuje krótkie osłabienie, po którym następuje wyraźna faza wzmocnienia. Od momentu powstania uszkodzenia zmienia się charakter pracy panelu, co jest widoczne w gwałtownym przyroście ugięcia ku dołowi – postać deformacji, wcześniej w przybliżeniu odpowiadająca skróceniu, zmienia się na giętą. Odzwierciedlenie tej sytuacji widać również bardzo dobrze na wynikach wszystkich tensometrów – nietypowe zaburzenie widoczne w okolicach 4.5 MPa jest efektem uszkodzenia okładziny na styku z profilem obciążającym, do momentu jego wystąpienia wszystkie krzywe mają charakter liniowy, po nim widoczny jest dalszy przyrost liniowy, ale o mniejszym nachyleniu. Zależności naprężenie - odkształcenie mają w ogólności zbliżony przebieg, różnica w początkowym nachyleniu wskazuje na nieznaczne różnice w wartościach modułu sprężystości przy ściskaniu – okładzina dolna ma większą sztywność, co mogło być przyczyną ugięcia płyty ku dołowi (większe skrócenie okładziny górnej, mniejsze skrócenie dolnej).

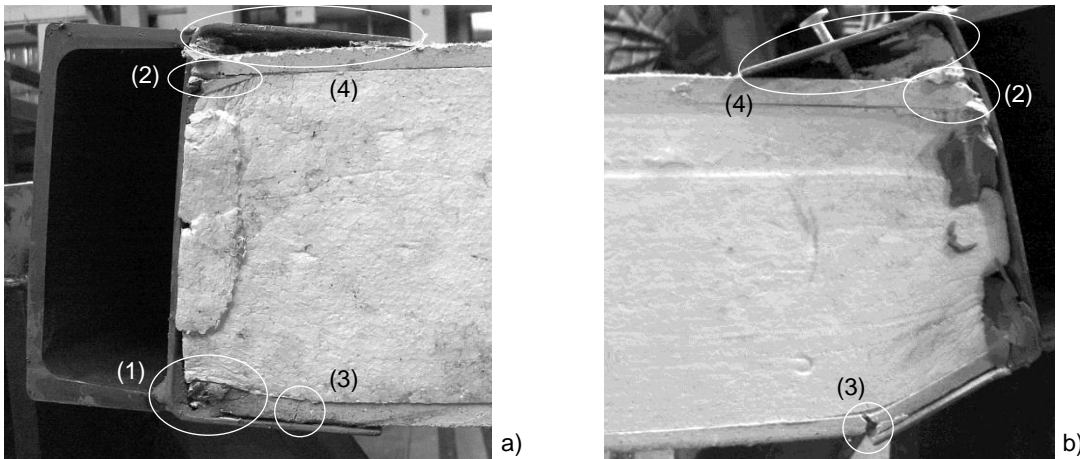
Mechanizm zniszczenia panelu przedstawiono na rysunku 2.58: (1) lokalne uszkodzenie widoczne na styku dolnej okładziny z profilem podporowym zainicjowało proces zniszczenia, (2) poziome rozszczepienie w okładzinie górnej wystąpiło w momencie całkowitej utraty nośności, pojawiło się na górze ze względu na nową, giętą postać deformacji, (3) dalszy przyrost obciążenia doprowadził do powstania pionowego pęknięcia w okładzinie dolnej oraz (4) pojawienia się rosnącej szczeliny między profilem stalowym i okładziną górną.



Rysunek 2.56. Wykresy zależności siła - przemieszczenie przy $e = 0$;
a) układ czujników; b) przesuw poziomy (kierunek skrócenia); c) przesuw pionowy (ugięcie w dół)



Rysunek 2.57. Wykresy zależności naprężenie - odkształcenie ściskające przy $e=0$; a) układ tensometrów; b) zestawienie krzywych

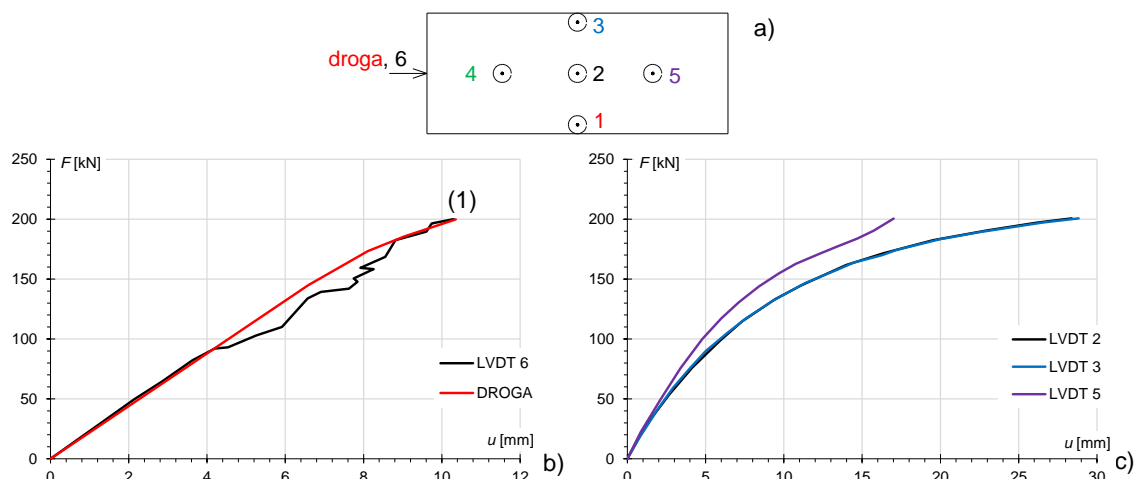


Rysunek 2.58. Mechanizm zniszczenia panelu CSIP w teście ściskania przy $e=0$; widok na podporę z dwóch stron: a) inicjacja i postęp, b) degradacja przy przyrastającym obciążeniu

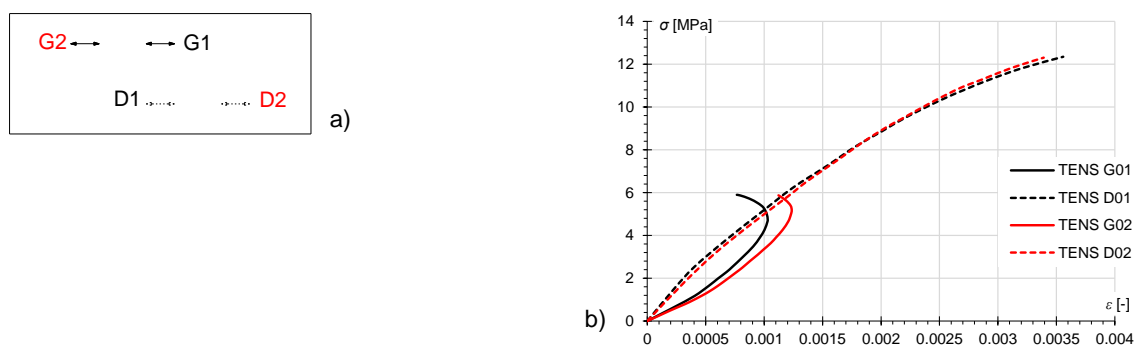
Wyniki uzyskane dla panelu ściskanego na mimośrodku $d/6$ ($e=27$ mm) pokazują, początkowe znaczne przemieszczenie ku górze (rys. 2.59c) wynikające z przyjętej orientacji mimośrodowo; o giętej postaci deformacji świadczy również różnica w wartościach ugięcia – większych w $L_0/2$, mniejszych w $L_0/4$. Krzywa wyrażająca zależność między siłą i przemieszczeniem poziomym (w kierunku skrócenia, rys. 2.59b) ma początkowo charakter liniowy, następnie dochodzi do płynnego spadku nachylenia zakończony wyczerpaniem nośności bardziej wyężonej okładziny dolnej. Zaburzenia widoczne na czujniku przemieszczenia nr 6 są wynikiem zakłóceń w sygnale, nie odzwierciedlają rzeczywistego zachowania panelu (świadczy o tym stabilny odczyt z czujnika drogi); z porównania początkowych odcinków krzywych wynika jednak ich dobra zgodność i wstępnie liniowy charakter. Zależności naprężenie - odkształcenie (rys. 2.60) wykazują zgodność z postacią deformacji panelu – w okładzinie dolnej dochodzi do konsekwentnego przyrostu odkształcenia ściskającego, w okładzinie górnej dochodzi do początkowego przyrostu odkształceń ściskających, lecz na krótko przed zniszczeniem widoczne jest zahamowanie wzrostu, a następnie spadek odkształceń. Ponad dwukrotnie większa wartość ekstremalnej rzędnej

naprężeń ściskających sprawia, że do inicjującego zniszczenie rozszczepienia dochodzi w okładzinie dolnej.

Mechanizm zniszczenia w tej realizacji testu (rys. 2.61) ma następujący przebieg: (1) rozszczepienie poziome w dolnej okładzinie powoduje od razu wyczerpanie nośności badanego panelu (nieoczekiwanie dochodzi do niego przy obciążeniu dwukrotnie wyższym niż w przypadku panelu ściskanego osiowo), dalszy przyrost obciążenia prowadzi do degradacji próbki przebiegającej w ten sam sposób co w przypadku poprzedniego panelu, czyli (2) do powstania pęknięcia poprzecznego w przeciwległej okładzinie oraz (3) zwiększającej się szczeliny między okładziną a uchwytem stalowym.



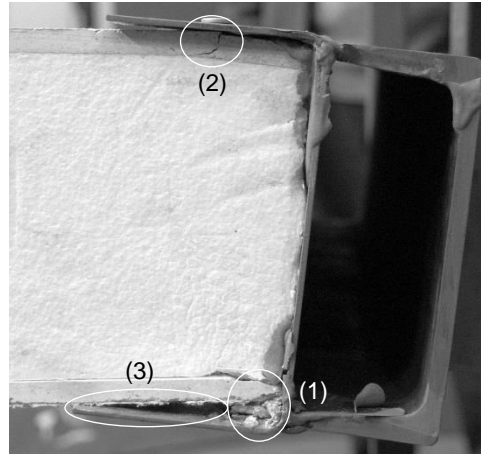
Rysunek 2.59. Wykresy zależności siła - przemieszczenie przy $e = d/6$; a) układ czujników; b) przesuw poziomy; c) przesuw pionowy (ugięcie w górę)



Rysunek 2.60. Wykresy zależności naprężenie - odkształcenie ściskające przy $e = d/6$; a) układ tensometrów; b) zestawienie krzywych

Rezultaty uzyskane przy mimośrodku $d/3$ ($e = 54$ mm), mają podobny charakter do tych uzyskanych we wcześniejszym badaniu, tutaj również od początku wyraźna jest giętna postać deformacji (rys. 2.62c), a krzywe zależności siły od przemieszczenia poziomego (rys. 2.62b) wskazują na zniszczenie poprzedzone wejściem w zakres nieliniowy. W przypadku tego badania zastosowano po jednym tensometrze na okładzinach górnej i dolnej w $L_0/2$; krzywe naprężenie - odkształcenie (rys. 2.63) pokazują, że ściskanie w obu okładzinach występuje

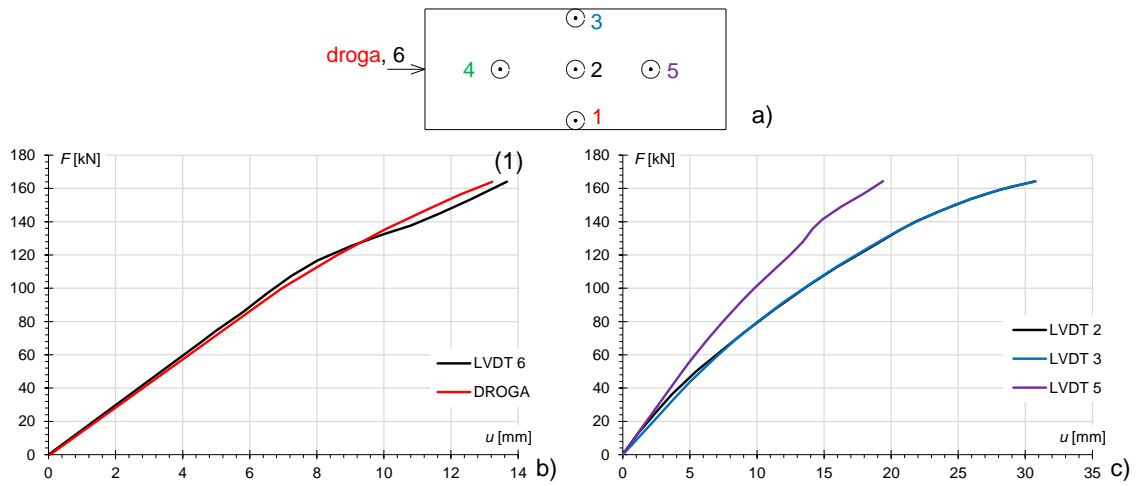
tylko na krótkim odcinku początkowym, w okładzinie dolnej dochodzi do stabilnego przyrostu odkształcenia ściskającego, ale w okładzinie górnej dochodzi do szybkiego spadku i przejścia w zakres rozciągania. O zmianie stanu naprężeń w okładzinie górnej świadczy zmiana znaku odkształcenia, wartości naprężeń, uzyskane z zależności (2.39), wskazują na przyrost ściskania i nie oddają, ze względu na naruszenie założenia o małych przemieszczeniach, stanu rzeczywistego. Problem ten zostanie dokładnie opisany w sekcji 3.3.2.



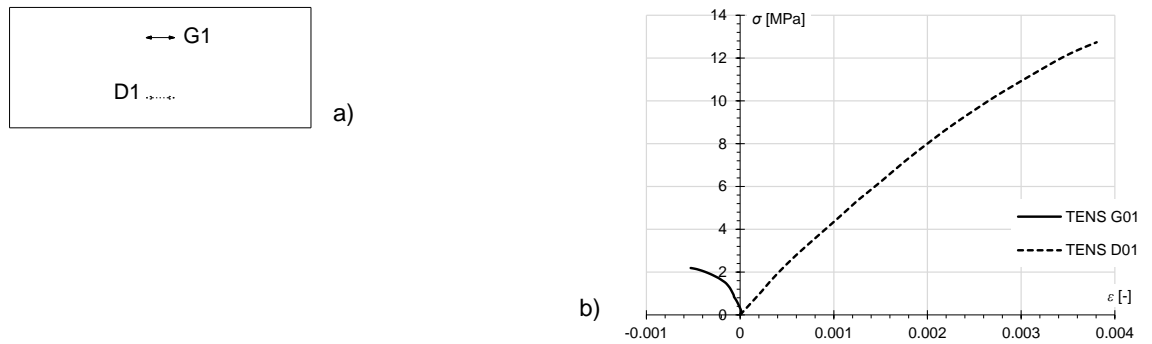
Rysunek 2.61. Mechanizm zniszczenia panelu CSIP w teście ściskania przy $e = d/6$, inicjacja i postęp

Obserwacja mechanizmu zniszczenia z wcześniejszych badań wykazała, że końcowa faza degradacji polega na powstaniu rozszerzającej się szczeliny między okładziną a profilem okalającym. W celu niwelacji tego efektu w tym teście zastosowano warstwę kleju poliuretanowego na całej powierzchni styku między profilem stalowym i panelem. Doprowadziło to do nieoczekiwanej zmiany w mechanizmie zniszczenia (rys. 2.64): początkowy przebieg był taki sam jak w przypadku poprzednich badań (z pominięciem lokalnego uszkodzenia w pierwszej realizacji), czyli (1) inicjacja i jednocześnie wyczerpanie nośności panelu przez poziome rozszczepienie bardziej wyężonej, dolnej okładziny (przy obciążeniu mniejszym niż w przypadku mimośrodowo $d/6$, jednak ciągle ponad półtorakrotnie większym niż w wariancie $e = 0$), (2) następnie pojawiło się poprzeczne pęknięcie w przeciwległej okładzinie górnej, lecz zamiast do powstania szczeliny między okładziną a uchwytem doszło do (3) gwałtownego pęknięcia, odrywającego całą krawędź panelu po stronie, na której postępowało zniszczenie.

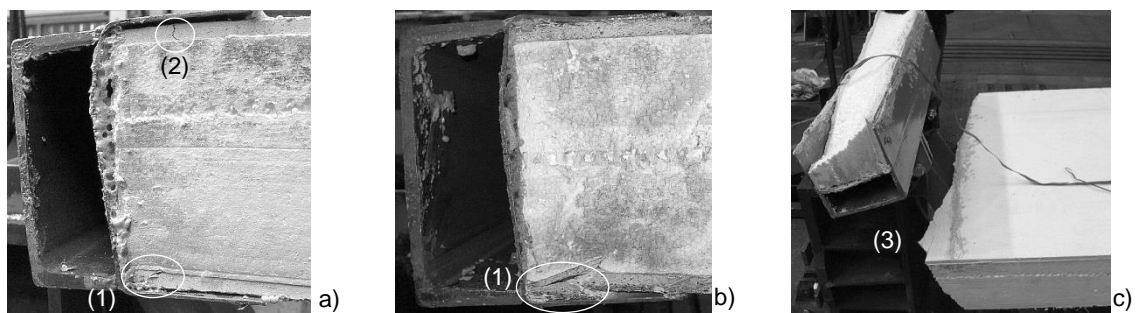
Podsumowanie wyników badania zawarto w tabeli 2.25: F_u – obciążenie niszczące, σ_u – ekstremalna rzędna naprężenia normalnego w okładzinach w chwili zniszczenia, E – moduł sprężystości płyty MgO przy ściskaniu. Jako naprężenie niszczące w wariancie $e = 0$ uznano wartość uszkodzenia lokalnego; moduł sprężystości wyznaczono na podstawie początkowej, liniowej części zależności naprężenie - odkształcenie w tym wariancie.



Rysunek 2.62. Wykresy zależności siła - przemieszczenie przy $e = d/3$;
a) układ czujników; b) przesuw poziomy; c) przesuw pionowy (ugięcie w górę)



Rysunek 2.63. Wykresy zależności naprężenie - odkształcenie ściskające przy $e = d/3$;
a) układ tensometrów; b) zestawienie krzywych



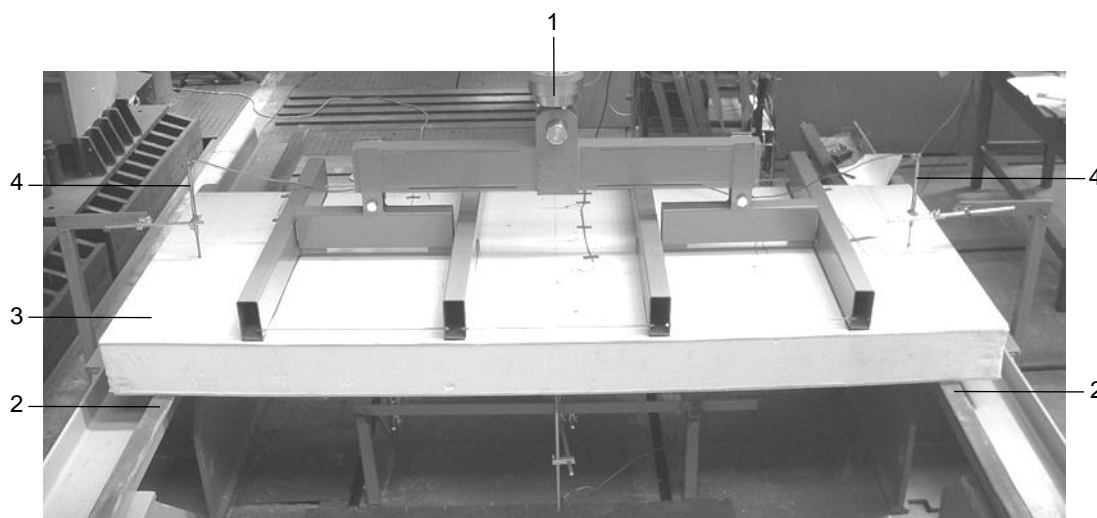
Rysunek 2.64. Mechanizm zniszczenia panelu CSIP w teście ściskania przy $e = d/3$; widok na podporę z dwóch stron: a) inicjacja i postęp, b) degradacja przy przyrastającym obciążeniu; c) całkowite zniszczenie

Tabela 2.25. Zestawienie wyników testu ściskania paneli CSIP

e [mm]	v_p [mm/min]	F_u [kN]	σ_u [MPa]	E [MPa]		
				\bar{x}	x_{min}	x_{max}
0	0.07	100.0	4.50	4900	4280	5520
27	0.07	199.8	12.35	–	–	–
54	0.07	163.9	12.74	–	–	–

2.2.2. Badania paneli zginanych

Badanie wytrzymałości na zginanie polegało, zgodnie z opisem zawartym w [ETAG 016], na obciążeniu panelu CSIP podpartego w sposób swobodny układem czterech obciążeń rozłożonych o jednakowej intensywności, oddalonych od siebie nawzajem o $L_0/4$ oraz o $L_0/8$ od linii podparcia (rys. 2.66). Zginanie odbywało się w kierunku długości panelu, co odpowiada sposobowi pracy tego elementu w rzeczywistej konstrukcji poddanej działaniu parcia wiatru lub obciążonej śniegiem. Panele ścienne poddane temu badaniu pochodziły z partii udostępnionej do badań najwcześniej i odznaczały się niższą gęstością materiału rdzenia, $\rho \cong 15 \text{ kg/m}^3$. Elementy układów podporowego i obciążającego (rys. 2.65) były wyposażone w przeguby, zapewniające prostopadłość obciążenia do powierzchni próbki podczas badania; zastosowano również podkładki gumowe między elementami stalowymi a okładziną panelu, zapobiegające lokalnemu zniszczeniu. Próby przeprowadzono stosując prędkości wymuszenia równe 3 mm/min oraz 0.1 mm/min.



Rysunek 2.65 Stanowisko badawcze próby zginania panelu swobodnie podpartego; 1) układ obciążający; 2) podpora przegubowa; 3) panel CSIP; 4) czujnik przemieszczenia

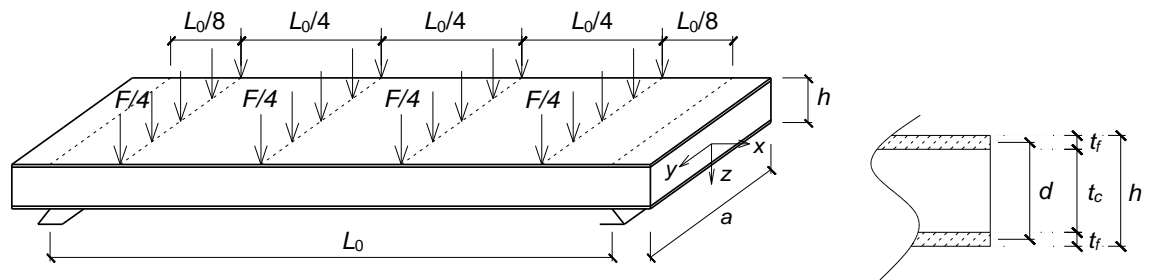
Badanie przeprowadzono na 2 panelach ściennych o jednakowej geometrii (oznaczenia wg rys. 2.66):

- rozstaw podpór, $L_0 = 2200 \text{ mm}$,
- szerokość, $a = 1000 \text{ mm}$,
- grubość okładzin, $t_f = 11 \text{ mm}$,
- grubość rdzenia, $t_c = 152 \text{ mm}$,

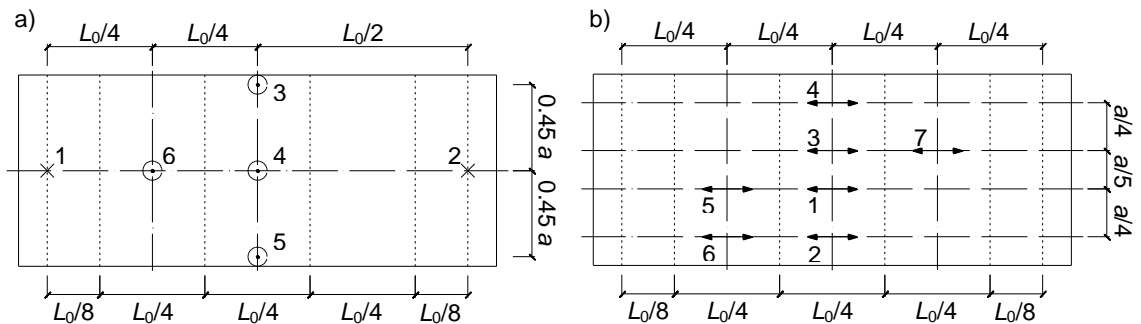


- łączna grubość, $h = 174$ mm,
- odległość między środkami ciężkości okładzin, $d = 163$ mm.

W trakcie badania mierzono wartości przemieszczenia głowicy obciążającej, łącznej siły nacisku, przemieszczenia pionowego w 6 punktach na powierzchni panelu (nad podporami, w $L_0/2$ i $L_0/4$) oraz odkształcenia w kierunku długości panelu w 7 punktach na okładzinie górnej i 7 na okładzinie dolnej (w $L_0/2$ i $L_0/4$). Schemat rozmieszczenia czujników przedstawiono na rysunku 2.67.



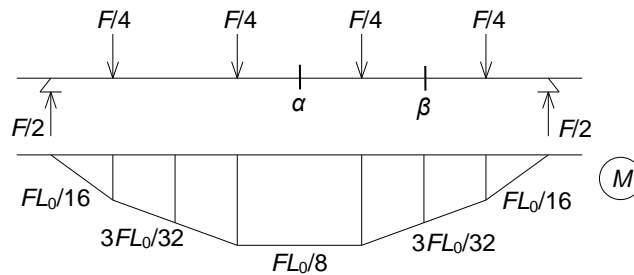
Rysunek 2.66. Oznaczenia geometrii i schemat obciążenia paneli CSIP w teście zginania



Rysunek 2.67. Schemat rozmieszczenia czujników w teście zginania paneli CSIP;

- a) czujniki przemieszczenia, 1-2 okładzina górna, 3-6 okładzina dolna;
- b) tensometry, jednakowy układ na okładzinach górnej i dolnej

Wyniki badania zaprezentowano jako krzywe siła - przemieszczenie oraz naprężenie - odkształcenie; pierwsze uzyskano jako bezpośredni odczyt z czujników, w drugich odkształcenia odczytano z tensometrów, a przybliżone rzędne naprężeń normalnych na zewnętrznych powierzchniach okładzin uzyskano, przyjmując hipotezę płaskich przekrojów, z zależności (2.36), wartości M_y przyjęto zgodnie z rysunkiem 2.68. Celem poprawienia czytelności zaprezentowanych wyników, krzywe doświadczalne poddano: (1) ręcznemu wygładzeniu; (2) edycji zakresu początkowego przez przedłużenie odcinka liniowego i poziome przesunięcie wykresu tak, żeby miejsce zerowe znajdowało się w początku układu współrzędnych. Oryginalne wyniki i oba etapy ich obróbki przedstawiono w złączniku, na rysunkach Z.160-Z.195. Pojedyncze serie danych, które okazały się nieczytelne ze względu na problemy techniczne, nie zostały ujęte w zestawieniu.

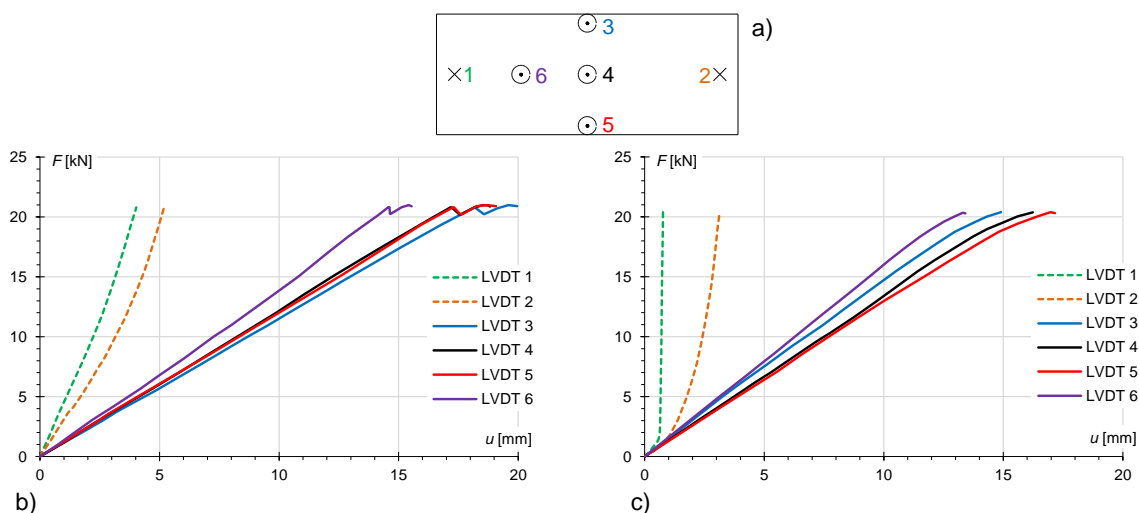


Rysunek 2.68. Schemat statyczny i wykres momentów zginających w belce swobodnie podpartej reprezentującej badany panel; przekrój α – tensometry 1-4; przekrój β – tensometry 5-7

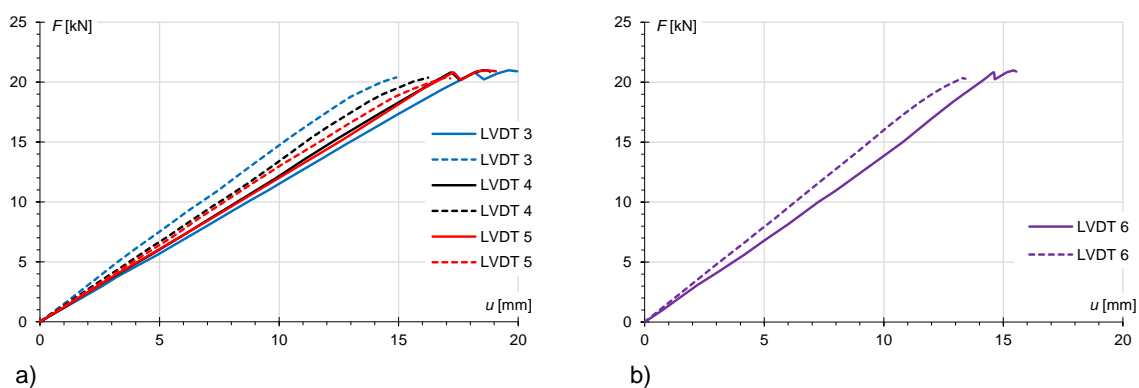
Przedstawione na rysunku 2.69 krzywe siła - przemieszczenie pokazują, że odpowiedź obu paneli była liniowa niemal do samego końca. W pierwszym badaniu przed zniszczeniem pojawił się charakterystyczny uskok, widoczny również w testach zginania belek CSIP, po którym doszło do krótkiego wzmocnienia, a w dalszej kolejności do zniszczenia; w drugim badaniu widoczny jest wyraźny odcinek nieliniowy, po którym dochodzi do uskoku i, bezpośrednio po nim, do zniszczenia. Uskok na krzywej uznano za punkt odpowiadający obciążeniu i naprężeniu niszczącemu (tab. 2.26).

Układ krzywych na rysunku 2.69 wskazuje na nieznaczną asymetrię rozkładu przyłożonego obciążenia, zarówno w kierunku podłużnym jak i poprzecznym. W obu przypadkach krzywa przemieszczenia pionowego nad prawą podporą (czujnik 2) ma mniejsze nachylenie, czyli, przy tym samym obciążeniu dochodzi do większego przesuwu w górę; z kolei rozkład ugięcia w środku rozpiętości, na linii czujników 3-5, pokazuje że w pierwszym badaniu bardziej obciążona była krawędź przy czujniku nr 3, a w drugim krawędź przy czujniku nr 5. Zestawienie wyników z obu pomiarów (rys. 2.70) pokazuje, że nachylenia krzywych w $L_0/2$ są podobne, w $L_0/4$ również, jednak w obu miejscach krzywe uzyskane dla drugiego panelu są bardziej strome, czyli jego sztywność jest nieznacznie większa.

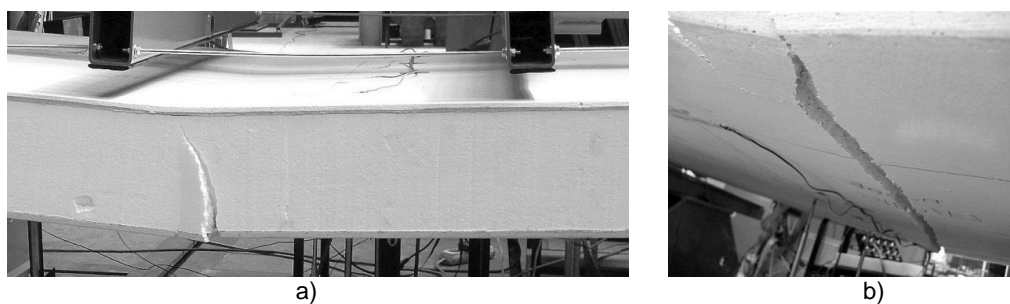
Mechanizm zniszczenia obu paneli jest jednakowy – kruche pęknięcie na całej szerokości płyty, zapoczątkowane w dolnej okładzinie, w pobliżu strefy $L_0/2$, przechodzące natychmiast przez rdzeń i sięgające prawie do okładziny górnej (rys. 2.71). Do momentu zniszczenia nie zaobserwowano jakiegokolwiek przerwania ciągłości połączenia między warstwami panelu. Wartości całkowitego obciążenia skupionego wywołującego zniszczenie panelu, F_u , oraz odpowiadającego mu obciążenia rozłożonego, $q_u = F_u / (aL_0)$, zaprezentowano w tabeli 2.26.



Rysunek 2.69. Wykresy zależności siła - przemieszczenie; a) układ czujników; b) pomiar 1.; c) pomiar 2.; zwrot przemieszczenia: linia ciągła – w dół, linia przerywana – w górę



Rysunek 2.70. Zestawienie wybranych zależności siła - przemieszczenie z obu pomiarów; a) odczyt w $L_0/2$; b) odczyt w $L_0/4$; linia ciągła – pomiar 1., linia przerywana – pomiar 2.

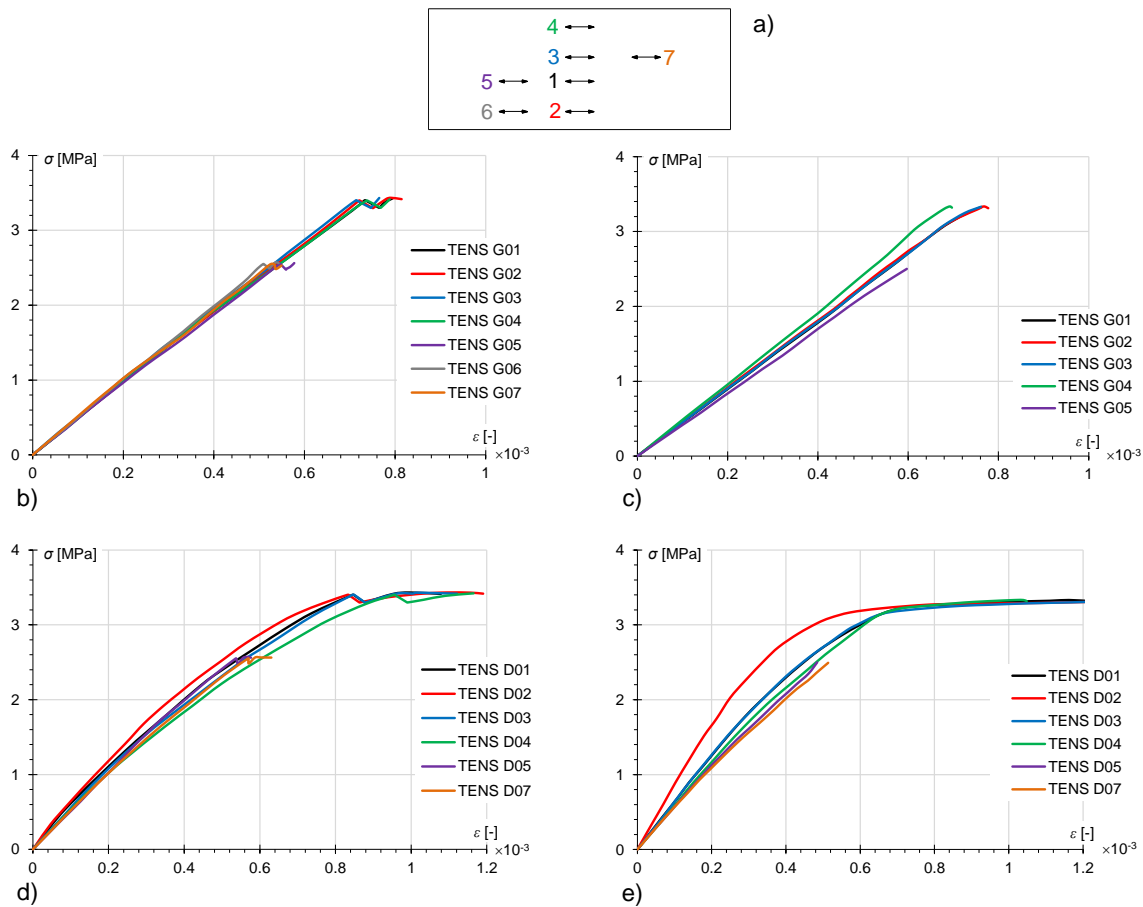


Rysunek 2.71. Mechanizm zniszczenia panelu CSIP w teście zginania; a) widok z przodu; b) widok od spodu

Krzywe naprężenie - odkształcenie zestawiono ze sobą w trzech wariantach. W pierwszym wyniki pogrupowano ze względu na okładzinę, na której zostały odczytane (rys. 2.72). Z porównania widać, że nachylenie krzywych w ramach danej okładziny jest bardzo zbliżone. W obu panelach podobieństwo jest większe w przypadku okładzin górnych (ściskanych) (rys. 2.72b-c); w przypadku okładzin dolnych (rozciąganych) występuje większy



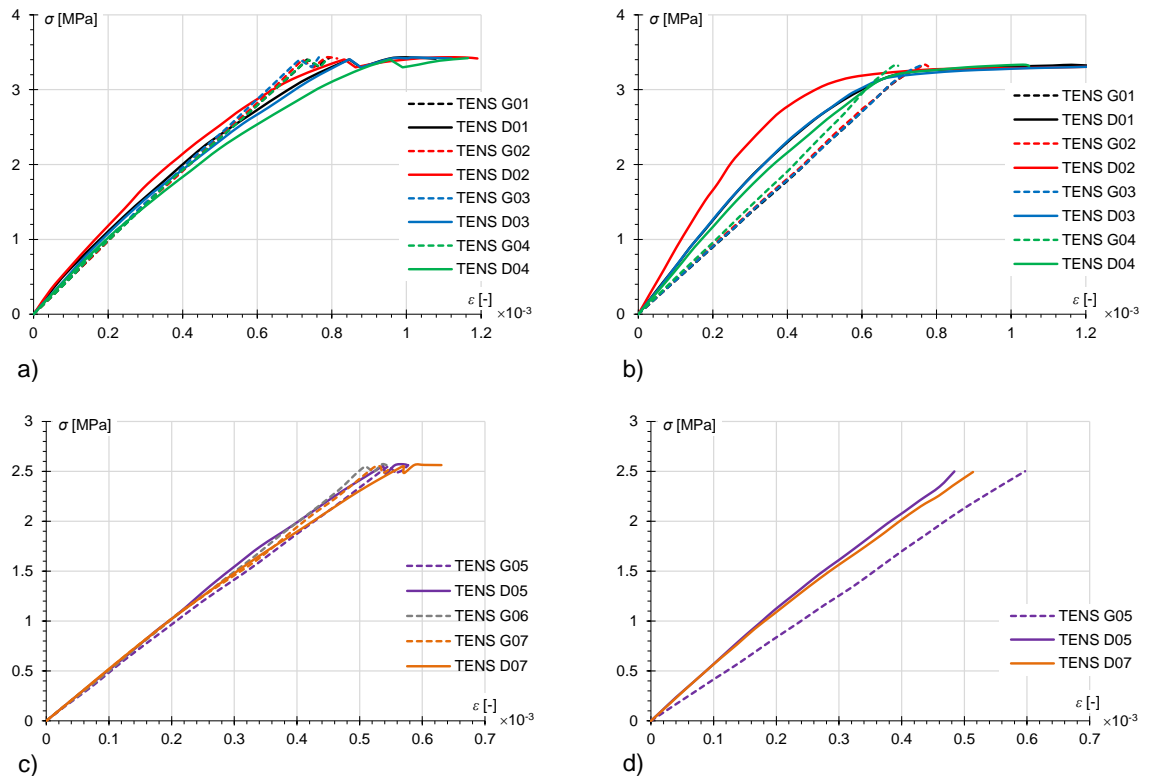
rozzrzt, szczególnie widoczny w panelu drugim (rys. 2.72e), co potwierdza lekką asymetrię w rozkładzie obciążenia. Na tym zestawieniu widać również wyraźnie, że wszystkie tensometry znajdujące się w tych samych strefach ($L_0/2$ lub $L_0/4$) wskazują na zniszczenie okładziny przy poziomie naprężenia charakterystycznym dla danej strefy – większym w $L_0/2$, co potwierdza, że w obu testach do zniszczenia doszło bliżej tej strefy. Dodatkowo, w przypadku strefy $L_0/4$ widoczna jest dobra zgodność odczytów z tensometrów nr 5-6, naklejonych od strony lewej podpory oraz kontrolnego tensometru nr 7, umiejscowionego od strony podpory prawej, co oznacza odpowiedź bliską symetrycznej w obu badaniach, na wszystkich powierzchniach skrajnych, w których nie doszło do uszkodzenia tensometrów kontrolnych (rys. 2.72b,d-e).



Rysunek 2.72. Wykresy zależności naprężenie - odkształcenie; a) układ tensometrów; górna okładzina (ściskanie): b) pomiar 1., c) pomiar 2.; dolna okładzina (rozciąganie): d) pomiar 1., e) pomiar 2.

W drugim wariancie zestawiono ze sobą wyniki ze względu na strefę, w której zostały uzyskane ($L_0/2$ lub $L_0/4$), porównując odczyty z powierzchni skrajnych – górnej (ściskanie) i dolnej (rozciąganie) (rys. 2.73). Na podstawie zbliżonego nachylenia krzywych, przy rozciąganiu i ściskaniu, w obu strefach pierwszego panelu można wnioskować, że moduł sprężystości przy rozciąganiu okładziny dolnej, ma wartość tylko nieznacznie większą od modułu sprężystości przy ściskaniu okładziny górnej (rys. 2.73a,c); w przypadku drugiego panelu różnica ta jest już bardziej widoczna (rys. 2.73b,d). Porównanie krzywych uzyskanych w strefie $L_0/2$ (rys. 2.73a-b)

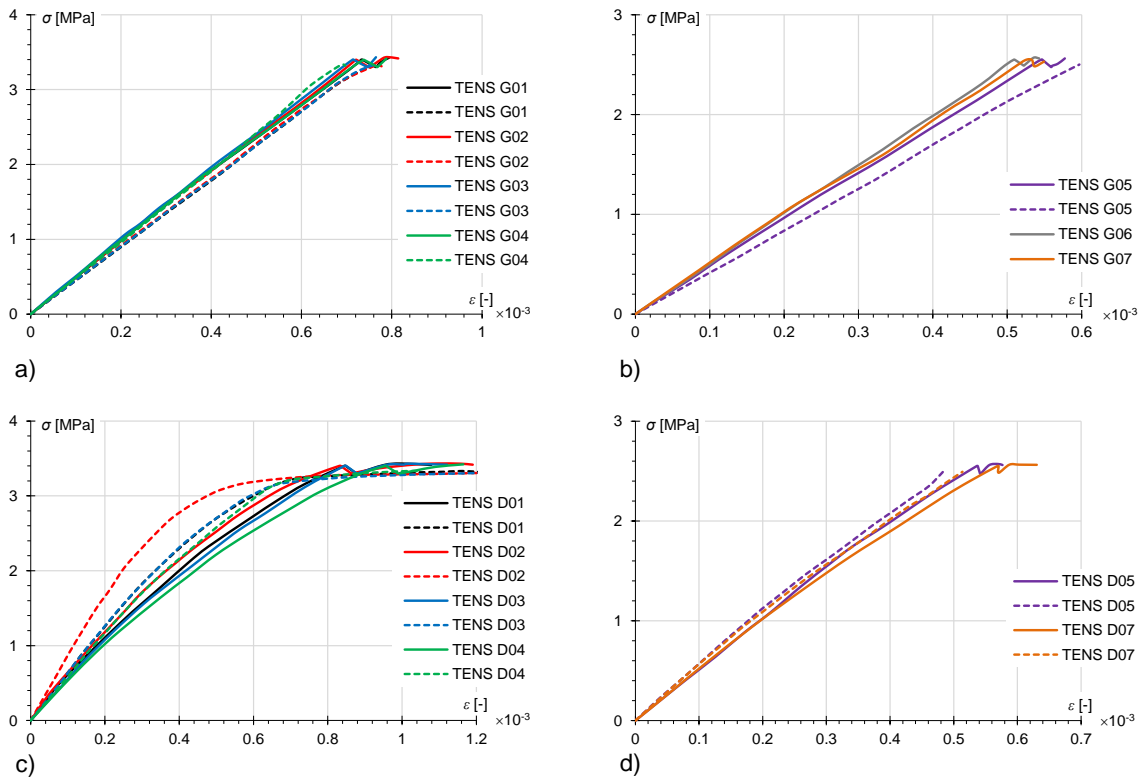
pokazuje wyraźnie, że podczas gdy w okładzinie rozciąganej pojawia się zachowanie nieliniowe, okładzina ściskana pracuje cały czas w zakresie liniowym oraz, że do zniszczenia doszło, w obu przypadkach, z powodu wyczerpania nośności na rozciąganie okładziny dolnej.



Rysunek 2.73. Zestawienie zależności naprężenie - odkształcenie na powierzchniach skrajnych; odczyt w $L_0/2$: a) pomiar 1., b) pomiar 2.; odczyt w $L_0/4$: c) pomiar 1., d) pomiar 2.; linia ciągła – powierzchnia dolna (rozciąganie), linia przerywana – powierzchnia górna (ściskanie)

Ostatnie zestawienie prezentuje porównanie wyników uzyskanych z różnych paneli na odpowiadających sobie powierzchniach skrajnych (górną lub dolną) w danej strefie ($L_0/2$ lub $L_0/4$) (rys. 2.74). Pokazuje ono, że moduły sprężystości odpowiadających sobie okładzin różnią się nieznacznie: okładzina górna ma większy moduł przy ściskaniu w panelu pierwszym, okładzina dolna ma większy moduł przy rozciąganiu w panelu drugim. Zestawienie krzywych dla powierzchni dolnej w $L_0/2$ (rys. 2.74c) pokazuje ponadto, że wytrzymałość okładziny dolnej na rozciąganie była minimalnie mniejsza w drugim panelu.

W tabeli 2.26 zaprezentowano: wartości obciążeń niszczących – całkowitej siły skupionej (F_u) oraz odpowiadającego jej obciążenia rozłożonego (q_u); ekstremalnej rzędnej naprężenia normalnego w okładzinach w chwili zniszczenia ($\sigma_{f,u}$); modułów sprężystości – okładziny górnej przy ściskaniu ($E_f^{(c)}$) i okładziny dolnej przy rozciąganiu ($E_f^{(t)}$). Przybliżone wartości modułów sprężystości okładzin, odczytano z krzywych naprężenie - odkształcenie jako tangens kąta nachylenia liniowej części wykresu do osi ε ; wyniki dla poszczególnych tensometrów przedstawiono w załączniku (tab. Z.34-Z.35).



Rysunek 2.74. Zestawienie zależności naprężenie - odkształcenie z obu pomiarów; powierzchnia górna (ściskanie): a) w $L_0/2$, b) w $L_0/4$; powierzchnia dolna (rozciąganie): c) w $L_0/2$, d) w $L_0/4$; linia ciągła – pomiar 1., linia przerywana – pomiar 2.

Tabela 2.26. Zestawienie wyników testu zginania paneli CSIP

Lp.	v_p [mm/min]	F_u [kN]	q_u [kN/m ²]	$\sigma_{f,u}$ [MPa]	$E_f^{(c)}$ [MPa]			$E_f^{(t)}$ [MPa]		
					\bar{x}	x_{min}	x_{max}	\bar{x}	x_{min}	x_{max}
1	3	20.8	9.45	3.40	4967	4870	5120	5307	5150	5520
2	0.1	20.4	9.27	3.15	4516	4190	4800	6415	5640	8590

2.2.3. Wnioski z badań w skali naturalnej

Obserwacja przebiegu testów zginania przedstawia spójny obraz zachowania analizowanych paneli CSIP – wartości przemieszczeń i odkształceń z ustawionych symetrycznie czujników wskazują na, w przybliżeniu symetryczną, postać deformacji; drobne rozbieżności w drugim badaniu wskazują na nieznaczne obrócenie układu obciążającego, prowadzące do nierównomierności w rozkładzie obciążenia, które nie mają dużego wpływu na zachowanie próbki, ale potwierdzają wrażliwość układu pomiarowego. Odczyty z czujników przemieszczenia ustawionych po obu stronach osi symetrii podłużnej potwierdzają, że ze względu na typ układu obciążającego deformacja giętna panelu ma postać walcową i że w analizie tego zagadnienia można pominąć wpływ zginania w kierunku poprzecznym a model numeryczny można sprowadzić do stanu płaskiego.

Mechanizm zniszczenia, jaki wystąpił przy zginaniu paneli w skali naturalnej, pęknięcie okładziny rozciąganej wywołane wyczerpaniem jej nośności, pokrywa się, co do charakteru i wartości naprężenia niszczącego, z tym zaobserwowanym przy zginaniu próbek CSIP o

największym rozstawie podpór, $L_0 = 1250$ mm; najmniejsze różnice wartości naprężeń niszczących uzyskano w porównaniu ze zginaniem trójpunktowym belek CSIP, wariant czteropunktowy tego badania daje widocznie mniejsze wartości. W badaniu paneli ściennych nie zaobserwowano również żadnych uszkodzeń lokalnych ani przerwania ciągłości połączenia między warstwami panelu przed jego zniszczeniem. Oznacza to, że przedstawione badania zginania w małej skali belek o największej rozpiętości przedstawiły dobry obraz tego, co dzieło się ze zginanymi panelami CSIP w skali naturalnej.

W testach paneli ściennych również pojawiło się wiele charakterystycznych efektów zaobserwowanych wcześniej w badaniach ściskania w małej skali. Zniszczenie okładziny przez rozszczepienie na styku z elementem obciążającym, które było punktem inicjacji zniszczenia wszystkich zbadanych paneli ściennych, wystąpiło niemal we wszystkich przeprowadzonych badaniach w małej skali. Jedynym wyjątkiem była próbka o sztucznie zawyżonej smukłości, spełniająca warunek $\lambda > \lambda_{gr}$, w której do zniszczenia doszło przez wyboczenie. W trakcie badania w skali naturalnej, w żadnej z realizacji nie doszło do globalnej utraty stateczności, co było zgodne z oczekiwaniami wynikającymi z dotychczasowych wyników – uzyskana z badań na próbkach płyty MgO najmniejsza spodziewana wartość smukłości granicznej wyniosła $\lambda_{gr} = 40.5$, zaś smukłość badanych paneli, wyznaczona ze wzoru (2.32) przy $L_w = L = 3080$ mm, wynosiła $\lambda = 37.8$, czyli $\lambda < \lambda_{gr}$, a panele można uznać za krępe; warto jednak zauważyć, że do spełnienia warunku brakowało niewiele i badanie w skali naturalnej mające na celu sprawdzenie ewentualności wystąpienia takiego mechanizmu zniszczenia było zasadne. W trakcie badania nie zaobserwowano również żadnych form lokalnej utraty stateczności, czy związanego z nią przerwania ciągłości połączenia między warstwami panelu.

Przy badaniu wpływu mimośrodów na wytrzymałość paneli ściskanych doszło do nieoczekiwanej sytuacji – najniższa siła niszcząca wystąpiła przy obciążeniu przyłożonym w sposób osiowy, w wariancie, którym obie okładziny są obciążone w sposób równomierny i w którym nośność elementu powinna być największa. Mechanizm zniszczenia tego panelu odstawał od pozostałych również tym, że rozpoczął się od lokalnego pęknięcia w okładzinie dolnej, powstałego po przeciwnej stronie niż poziome rozszczepienie, które wyczerpało nośność panelu; jest to dodatkowy etap mechanizmu zniszczenia, którego nie zaobserwowano w kolejnych realizacjach badania. Może to sugerować, że doszło do przedwczesnego zniszczenia na skutek defektu znajdującego się na krawędzi okładziny; o czym świadczy również fakt, że pęknięcie powstało w zakresie liniowej zależności siła - przemieszczenie (rys. 2.56), a także nietypowe zaburzenie na wykresach zależności naprężenie - odkształcenie (rys. 2.57), pokazujące, że materiał okładziny w $L_0/2$ i $L_0/4$ był w stanie przenieść większe obciążenie przy nieznacznym tylko spadku nachylenia krzywej. Liniowy charakter wykresu przy nowym nachyleniu wskazuje ponadto, że gdyby nie kolejne pęknięcie, na styku z profilem stalowym, panel jako całość mógłby przenieść większą siłę. W żadnym z badań ściskania na próbkach w małej skali nie zaobserwowano, żeby do zniszczenia doszło przed wejściem w zakres nieliniowy, nie odnotowano również, żeby do zniszczenia doszło przy tak niskim poziomie naprężeń normalnych; spostrzeżono natomiast, że rozrzut otrzymanych wyników jest



znaczny, a struktura materiału nieregularna, często z widocznymi pustkami powietrznymi i wtrąceniami. Przedwczesne zniszczenie tego panelu jest zatem sytuacją nieoczekiwaną, ale ze względu na specyfikę płyty MgO nie można powiedzieć, że niespotykaną – pokazuje jak wrażliwym miejscem są krawędzie okładzin panelu, jak ważna jest kontrola jakości oraz zabezpieczenie przed uszkodzeniami na etapie produkcji, składowania, transportu i montażu.

Z obu badań w skali naturalnej udało się uzyskać dodatkowe informacje na temat charakterystyk materiałowych płyty MgO; zestawienie tych wartości z wynikami badań w małej skali przedstawiono w tabeli 2.27. Ponieważ wszystkie testowane panele uległy zniszczeniu zainicjowanemu w okładzinie, otrzymano wartości naprężeń niszczących, a dzięki wynikom odczytów tensometrycznych możliwe było dodatkowe szacowanie wartości modułu sprężystości płyty MgO przy ściskaniu i rozciąganiu. Należy jednak pamiętać, że oba typy wielkości uzyskano przyjmując założenie o płaskich przekrojach i wartości ekstremalnej rzędnej naprężenia normalnego wg wzoru (2.36) przy zginaniu oraz (2.39) przy ściskaniu mimośrodowym.

Tabela 2.27. Zestawienie charakterystyk materiałowych uzyskanych na podstawie badań w skali naturalnej z wartościami średnimi otrzymanymi z badań w małej skali

rodzaj testu	$\sigma_{r,u}^{(c)}$ [MPa]			$\sigma_{r,u}^{(t)}$ [MPa]			$E_f^{(c)}$ [MPa]			$E_f^{(t)}$ [MPa]		
	\bar{x}	x_{min}	x_{max}	\bar{x}	x_{min}	x_{max}	\bar{x}	x_{min}	x_{max}	\bar{x}	x_{min}	x_{max}
ściskanie płyty MgO	13.3	9.1	18.3	–	–	–	1964	1510	2610	–	–	–
zginanie płyty MgO	–	–	–	9.7	8.2	12	–	–	–	5748	3500	8040
ściskanie próbek CSIP	8.9	6.3	18.7	–	–	–	2489	2260	4440	–	–	–
zginanie próbek CSIP	–	–	–	2.9	2.3	3.4	–	–	–	–	–	–
ściskanie paneli CSIP	9.9	4.5	12.7	–	–	–	4900	4280	5520	–	–	–
zginanie paneli CSIP	–	–	–	3.3	3.2	3.4	4742	4190	5120	5861	5150	8590

Z uzyskanych wartości widać, że we wszystkich przeprowadzonych typach badań średnia wytrzymałość płyty MgO na ściskanie oscyluje w okolicach 10 MPa, chociaż odnotowano spadek nawet do połowy tej wartości, a także wynik blisko dwukrotnie większy. Wytrzymałość na rozciąganie jest znacznie mniejsza – w badaniach na próbkach o przekroju kompozytowym wynosi ona średnio około 3 MPa, ale w badaniach na samej okładzinie średni wynik jest trzykrotnie większy, a wynik maksymalny nawet czterokrotnie większy. Moduł sprężystości przy ściskaniu z obu badań w dużej skali wpisuje się w przedział górny zestawienia z rysunku 2.50, a nawet wyznacza jego nową granicę. Średnie moduły sprężystości przy rozciąganiu otrzymane z badania zginania paneli CSIP oraz próbek płyty MgO w małej skali są podobne, jednak w przypadku badań na próbkach widoczne są większe wahania uzyskanych wyników.



3. ANALIZA NUMERYCZNA

Opisany w poprzednim rozdziale cykl badań doświadczalnych miał na celu obserwację zachowania paneli CSIP i identyfikację charakterystycznych dla nich cech i zjawisk. Umożliwiło to określenie, które z fizycznych aspektów należy uwzględnić w modelu matematycznym i jakie założenia upraszczające można przyjąć, żeby uzyskać zadowalająco dokładne wyniki przy możliwie niskich kosztach obliczeniowych. Do przeprowadzenia symulacji wykorzystano komercyjny pakiet MES, ABAQUS [Abaqus 2010] i jego obszerną bibliotekę sprawdzonych i wydajnych algorytmów. Na dalszym etapie analizy uznano, że dostępne w systemie ABAQUS modele materiałowe nie pozwalają na odwzorowanie niektórych ważnych zjawisk, dlatego wzbogacono je o procedurę autorską, mającą kluczowy wpływ na poprawę zgodności wyników obliczeń z rezultatami badań eksperymentalnych.

Końcowym celem prowadzonych analiz jest wybór takich algorytmów i taka identyfikacja ich parametrów, które pozwolą na zbudowanie modelu numerycznego umożliwiającego realistyczne przewidywanie mechanizmu zniszczenia pojedynczych paneli CSIP o zróżnicowanej geometrii, poddanych działaniu zginania lub ściskania w warunkach zbliżonych do przedstawionych w opisie badań doświadczalnych. Ponieważ każda zmiana w geometrii paneli warstwowych wymaga przed wprowadzeniem na rynek pełnego cyklu kosztownych badań laboratoryjnych, symulacje numeryczne z wykorzystaniem takiego modelu pozwoliłyby na wykluczenie paneli o geometrii prowadzącej do niepożądanych mechanizmach zniszczenia (np. lokalne pęknięcie okładziny w strefie przypodporowej) już na etapie projektowania, bez trwania zasobów na ich produkcję i testy laboratoryjne. Takie narzędzie obliczeniowe ułatwiłoby również projektowanie niestandardowych stanowisk badawczych mających testować wytrzymałość paneli w określonych warunkach obciążeniowych, a po wzbogaceniu go o opis interakcji między panelami i łącznikami, umożliwiłoby również symulację zachowania układów paneli połączonych, czyli np. węzłów konstrukcyjnych.

Proces poszukiwania końcowego modelu ma również cel pośredni, jakim jest lepsze zrozumienie zachowania analizowanego materiału, wynikające z obszernego cyklu eksperymentów numerycznych. Analiza identyfikacji parametrycznej, polegająca na testowaniu różnych wartości cech materiałowych w ramach uzyskanych wyników doświadczalnych, pozwoliła określić które własności materiałów składowych mają największy wpływ na zachowanie produktu końcowego, które efekty nie są szczególnie istotne oraz jakie typy badań doświadczalnych dają najlepszy pogląd na rzeczywiste zachowanie elementów pełnowymiarowych.

Jako źródło danych i założeń przyjęto wyniki i obserwacje z cyklu badań doświadczalnych w małej skali – z badań na materiałach składowych pobrano wstępne wartości parametrów materiałowych, zaś badania na próbkach CSIP posłużyły jako punkty odniesienia w identyfikacji parametrycznej; oba typy badań pozwoliły na wyselekcjonowanie fizycznych cech materiału jakie musi odzwierciedlać model matematyczny. Przygotowywany w ten sposób model przechodził kolejne stadia rozwoju, na których stopniowo uwzględniano wpływ kolejnych aspektów fizycznych i starano się, w miarę możliwości, weryfikować przez porównywanie



wyników z bardziej szczegółowym modelem numerycznym. Uzyskaną w ten sposób wersję końcową poddano walidacji przez porównanie z wynikami badań doświadczalnych w skali naturalnej.

We wszystkich przypadkach przedstawiono te wyniki symulacji numerycznych, które odpowiadają bezpośrednim odczytom doświadczalnym: przy badaniach w małej skali są to krzywe zależności siły reakcji od przykładanego wymuszenia, przy badaniach w skali naturalnej są to zależności przemieszczeń pionowych oraz odkształceń podłużnych w punktach pomiarowych na górnej i dolnej okładzinie od przykładanego obciążenia.

3.1. Uwzględnione cechy fizyczne i przyjęte założenia

Mechanizmy zniszczenia oraz wartości parametrów materiałowych uzyskane w cyklu badań doświadczalnych w małej skali, pozwoliły wyróżnić ważne zjawiska fizyczne, typowe dla badanego kompozytu, oraz przyjąć założenia upraszczające, pozwalające na skrócenie czasu obliczeń, uwzględnione w budowie modelu numerycznego.

Listę zjawisk fizycznych, które uznano za istotne, otwiera wyraźne uzależnienie wartości parametrów materiałów składowych od stanu naprężenia w jakim się znajdują (wnioski sekcji 2.1.1-3). Płyta MgO oraz EPS charakteryzują się nie tylko różnicą w wytrzymałości przy rozciąganiu i ściskaniu oraz związanym z jej wyczerpaniem przebiegiem zniszczenia, ale również wyraźnymi różnicami w zachowaniu w zakresach nieliniowym oraz liniowym. Materiał okładziny jest podobny do betonu pod tym względem, że wartość naprężenia niszczącego przy ściskaniu jest większa niż przy rozciąganiu, ale ze względu na obecność siatek wzmacniających średnia wytrzymałość na ściskanie jest większa tylko o 40% (tab. 2.18). W przypadku betonu przyjmuje się jednakową wartość modułu sprężystości przy rozciąganiu i ściskaniu, zaś wyniki zginania płyty MgO (tab. 2.18) i ściskania próbek CSIP (tab. 2.23) pokazują, że średni moduł przy zginaniu jest około dwukrotnie większy niż przy ściskaniu. W przypadku EPS różnice są ewidentne: podczas ściskania nie dochodzi do przerwania ciągłości materiału lecz do jego postępującego zagęszczania, zaś przy rozciąganiu umowna granica plastyczności jest dwukrotnie większa, a moduł sprężystości ponad 50% większy (tab. 2.9). Różnicę w odpowiedzi piankowego rdzenia, w zależności od stanu naprężenia w jakim się znajduje, uznano za istotny aspekt analizy paneli warstwowych również w [Gielen 2008]. Zależność wartości parametrów materiałowych od stanu naprężenia, zarówno w rdzeniu jak i okładzinach, była ważną częścią analizy zachowania zginanych paneli CSIP (GFRP + pianka PU) w [Sharaf 2010].

Kolejnym aspektem badanych paneli, którego uwzględnienie uznano za kluczowe przy analizie zginania, jest nieliniowe zachowanie materiału rdzenia po przekroczeniu umownej granicy plastyczności. Za tym, że nieliniowość materiałowa EPS ma istotny wpływ na zachowanie kompozytu, przemawiają niska wartość granicy plastyczności i gwałtowny spadek sztywności po uplastycznieniu pod wpływem ściskania (rys. 2.7). Panele z miękkim rdzeniem są podatne na lokalne zniszczenie wywołane jego miażdżeniem w okolicach obciążeń skupionych [Thomsen i Frostig 1997], [Alwin 2002], [Akour i Maaitah 2010, 2012], [Pozorski i Pozorska 2016]; spadek sztywności, widoczny na wykresach wszystkich zginanych belek



CSIP (sekcja 2.1.3), szczególnie wyraźny w przypadku próbek krótszych, jest wywołany wybaczaniem się ścianek komórek rdzenia piankowego nad podporami i pod tłokiem [Borsellino i inni 2004]. Za konieczne uznano również uwzględnienie nieliniowej odpowiedzi EPS pod wpływem ścinania, ze względu na to, że jest to najważniejszy stan naprężeń przenoszonych przez rdzeń zginanej płyty warstwowej [Allen 1969]. Co więcej, uplastycznienie rdzenia wywołane ścinaniem nie oznacza natychmiastowego zniszczenia; dalsze obciążanie powoduje w takiej sytuacji wzrost wyężenia okładzin [Mercado i Sikarskie 1999]. Zakres nieliniowej odpowiedzi ścinanego rdzenia uznano za szczególnie ważny również w [Salami i inni 2014], gdzie przedstawiono teorię powłokową wyższego rzędu, wzbogaconą o opis bi-liniowego zachowania rdzenia przy ścinaniu.

Ze względu na rolę okładzin, polegającą na przenoszeniu naprężeń normalnych w kierunku długości, oraz na to, że wszystkie zaobserwowane w badaniach doświadczalnych mechanizmy zniszczenia były wywołane właśnie tym stanem, uznano że uwzględnienie jej pracy w zakresie nieliniowym jest konieczne. Aspekt ten jest często uwzględniany w analizach zginanych paneli warstwowych o podobnym przebiegu zniszczenia; nieliniowość materiałową okładzin uwzględniono m.in. w: [Sharaf 2010], [Chen i Hao 2014], [Pozorska i Pozorski 2015], [Pozorski i Pozorska 2016], [Chuda-Kowalska i Malendowski 2016a].

Mechanizmy zniszczenia zaobserwowane w badaniach miały w większości przypadków dosyć złożoną postać – po inicjacji dochodziło do propagacji powstałej rysy; w przypadku próbek CSIP zniszczenie postępowało od warstwy okładziny do warstwy rdzenia, przyrost obciążenia prowadził do dalszej degradacji próbki i poważnych zmian w jej deformacji. Uznano, że, z punktu widzenia praktycznych potrzeb projektowania, najważniejsze jest uzyskanie poziomu obciążenia oraz miejsca, w którym dochodzi do inicjacji zniszczenia i dlatego analizy prowadzono tylko do tego momentu, rezygnując z odwzorowywania pełnego mechanizmu.

Zachowanie większości zbadanych próbek wskazuje, że dominującym typem nieliniowości w tej analizie jest nieliniowość materiałowa – do zniszczenia dochodziło zazwyczaj przy deformacji odbiegającej od początkowej konfiguracji próbki tylko w niewielkim stopniu. Wyjątkiem od tego zachowania są długie belki EPS poddane zginaniu ($L_0 = 1250$ mm) oraz ściskana próbka CSIP, która uległa wyboczeniu (rys. 2.41II) – w ich przypadku przed wystąpieniem zniszczenia doszło do widocznych deformacji sprężystych. W pracach [Sharaf 2010], [Akour i Maaitah 2010], [Akour i Maaitah 2012] zauważono jednak, że w analizach zginania paneli z miękkim rdzeniem dochodzi do lokalnej zmiany grubości i uwzględnienie wpływu nieliniowości geometrycznej ma znaczący wpływ na rozkład naprężeń w każdej z warstw. Nieliniowość geometryczną przy zginaniu brano pod uwagę również w pracach: [Vaidya 2009] (GFRP + EPS), [Mostafa i inni 2014] (GFRP + pianka PVC), [Pozorska i Pozorski 2015] (stal + pianka PU), [Miśkiewicz i inni 2016] (GFRP + pianka PET). Uwzględnienie wpływu dużych przemieszczeń i obrotów jest szczególnie ważne w symulacjach ściskania paneli o znacznej smukłości, gdy wchodzimy w zagadnienia analizy stateczności, jak w [Mousa i Uddin 2012] (GFRP + EPS). Problemowi przyjrano się bliżej w sekcji (3.2.1).



Ostatnią kwestią są założenia upraszczające, pozwalające znacznie skrócić czas obliczeń. Ich przyjęcie uzasadniają opisane powyżej obserwacje oraz brak wystąpienia określonych zjawisk.

- W żadnym z przeprowadzonych badań w małej skali nie doszło do przerwania połączenia między rdzeniem i okładzinami, dlatego w obliczeniach przyjęto, że warstwy są połączone ze sobą w sposób trwały.
- Wartości parametrów płyty MgO na kierunkach podłużnym i poprzecznym są zbliżone (tab. 2.18), a ewentualne różnice na kierunku grubości nie mają widocznego wpływu na zachowanie próbek. Dodatkowo, ze względu na specyfikę pracy paneli, dominujący wpływ na zachowanie okładzin mają charakterystyki opisujące materiał w kierunku podłużnym. Własności EPS również nie wykazują wyraźnej zależności od kierunku działania obciążenia (wnioski sekcji 2.1.1). Z tych względów przyjęto założenie o izotropii wszystkich warstw, korzystając przy tym z wartości parametrów uzyskanych z badań odwzorowujących warunki obciążenia odpowiadające pracy rzeczywistej konstrukcji.
- Wszystkie próbki były obciążane w sposób monotoniczny, pozwala to na pominięcie efektu Bauschingera, który odgrywa szczególną rolę w analizie numerycznej zachowania sprężysto-plastycznego przy obciążeniu cyklicznym [Skrzypek 1986].
- Wpływ zbadanych różnic w prędkości przykładania obciążenia jest niewielki (wnioski sekcji 2.1.1, 2.1.2) i uznano, że na potrzeby analizy statycznej można przyjąć zachowanie materiału niezależne od prędkości przyrostu odkształcenia.
- Wszystkie zbadane próbki miały wymiar szerokości znacznie mniejszy od wymiaru długości, z tego względu przyjęto płaski stan naprężenia. Analogiczne zagadnienia warstwowych belek zginanych sprowadzono do stanu płaskiego np. w: [Borsellino i inni 2004], [Papakaliatakis i Karavagelas 2009], [Roberts-Tompkins 2009], [Sharaf 2010]. Poprawność tego założenia zweryfikowano przez porównanie wyników wybranego modelu płaskiego z jego przestrzennym odpowiednikiem (3.3).
- Wszystkie badania przeprowadzono na próbkach obciążonych symetrycznie, z tego względu w większości przypadków zamodelowano tylko część układu, stosując odpowiednie warunki brzegowe w płaszczyźnie symetrii.

3.2. Ewolucja modelu numerycznego

W tej części pracy przedstawiono proces budowania modelu MES, polegający na stopniowym wzbogacaniu opisu modeli materiałowych, umożliwiającego odwzorowanie kolejnych zjawisk fizycznych opisanych w sekcji 3.1. Wszystkie zaprezentowane stadia rozwoju modelu obliczeniowego charakteryzują się wspólnym zestawem podstawowych ustawień i założeń, wymienionych poniżej, przyjętych na podstawie sekcji 3.1.

Ponieważ przedstawione doświadczenia polegały na obciążaniu układu w sposób monotoniczny i statyczny, wszystkie symulacje numeryczne przeprowadzono z pominięciem wpływu czasu, w module ABAQUS/Standard, dedykowanym do symulacji tego typu.

Wybór typów elementów skończonych, opisujących poszczególne warstwy panelu, zależy od ich geometrii, materiałów z jakich są wykonane i rodzaju działającego obciążenia. Przy różnych konfiguracjach występują różne zjawiska fizyczne, które można wiernie odwzorować stosując odpowiedni typ elementu. Poniżej opisano różne opcje, umożliwiające realistyczne odwzorowanie deformacji giętej, czyli najbardziej złożonego z badanych stanów.

Najprostszym rozwiązaniem jest dyskretyzacja całego panelu pojedynczą warstwą elementów powłokowych o przekroju kompozytowym. Takie podejście pozwala na uzyskanie wiarygodnych wyników w zakresie liniowo-sprężystym, nie umożliwia jednak uwzględnienia zjawisk lokalnych. Przykładowe zastosowanie w analizie globalnego zachowania paneli z okładzinami z blachy stalowej i rdzeniem z pianki PU można znaleźć w [Studziński i inni 2015]. Podejścia tego nie należy stosować w analizie paneli z miękkim rdzeniem i niskim stosunku L_0/h , gdyż w ich przypadku zjawiska lokalne w rdzeniu odgrywają istotną rolę [Sharaf 2010]. Można go używać bez obaw, gdy $L_0/h > 60$ [ECCS TWG 7.9]; przy takim typie geometrii zadowalające rezultaty daje zwykła teoria belkowa [Allen 1969].

Bardziej szczegółowa analiza wymaga zastosowania elementów kontynualnych. Wprawdzie elementy powłokowe dostępne w pakiecie ABAQUS pozwalają na uwzględnienie odkształceń sprężystych w kierunku grubości, ale przy założeniu, że naprężenie na tym kierunku jest zerowe [Abaqus 2010]. Z tego względu najczęstszym rozwiązaniem w bardziej szczegółowych analizach jest modelowanie grubego rdzenia elementami kontynualnymi, a cienkich okładzin elementami strukturalnymi; pozwala to na zastosowanie regularnej siatki o rozmiarze elementu znacznie większym od grubości okładziny, co prowadzi do poważnej redukcji kosztu obliczeniowego, szczególnie w przypadku analiz przestrzennych. Stosowanie elementów różniących się typem węzłowych stopni swobody (w elementach kontynualnych występują tylko translacje, w strukturalnych obecne są dodatkowo obroty) wymaga zastosowania połączenia kinematycznego, przekładającego obrót węzła elementu strukturalnego na równoważną translację przyporządkowanego mu węzła elementu kontynualnego. Połączenie, zapewniające zgodność deformacji obu typów elementów, w dalszej części pracy opisano jako "tie" [Abaqus 2010]. Przykład takiej analizy w stanie płaskim, gdzie rdzeń zamodelowano czworokątnymi elementami PSN a okładziny elementami belkowymi, można znaleźć w [Sharaf 2010]; przykłady analiz przestrzennych, gdzie rdzeń zbudowano z sześciociennych elementów bryłowych a okładzinę z czworokątnych elementów powłokowych opisano w: [Vaidya 2009], [Sharaf 2010], [Jasion i Magnucki 2012], [Jasion i inni 2012], [Chen i Hao 2014], [Magnucki i inni 2014], [Mostafa i inni 2014], [Pozorska i Pozorski 2015], [Chuda-Kowalska i Malendowski 2016b], [Miśkiewicz i inni 2016], [Pozorski 2016], [Pozorski i Pozorska 2016], [Pyrzowski i inni 2016].

Najbardziej ogólnym, lecz również kosztownym obliczeniowo, podejściem jest dyskretyzacja rdzenia i okładzin elementami kontynualnymi. O praktycznej możliwości użycia



tego rozwiązania decyduje grubość okładzin. W przypadku okładzin bardzo cienkich uzyskano by zbyt gęstą siatkę, co byłoby rozwiązaniem nieefektywnym, szczególnie w analizie przestrzennej. Zastosowanie jednego typu elementów pozwala za to na opisanie warstw rdzenia i okładzin na wspólnej siatce węzłów, o ile nie jest wymagany opis zjawisk zachodzących na ich styku. W przypadku analiz stanów płaskich wydłużenie czasu obliczeń nie jest tak dotkliwie, przykłady symulacji tego typu można znaleźć w: [Borsellino i inni 2004], [Papakaliatakis i Karavagelas 2009], [Roberts-Tompkins 2009]. Wyniki analiz przestrzennych, w których wykorzystano to podejście przedstawiono w: [Lovinger i Frostig 2004], [Roberts-Tompkins 2009], [Akour i Maaitah 2010,2012], [Tuwair i inni 2015], [Mousa i Uddin 2012].

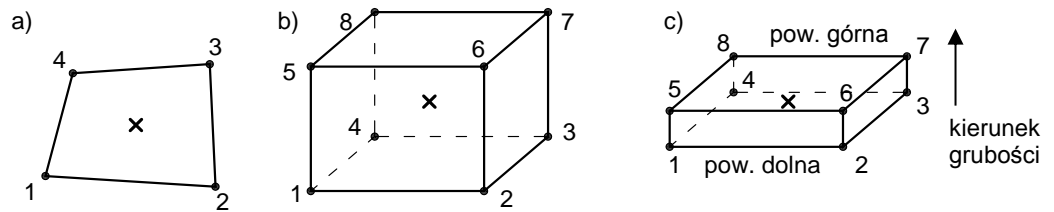
Łączne uwzględnienie aspektów zachowania rdzenia wyszczególnionych w sekcji 3.1 wyklucza modelowanie go za pomocą standardowych elementów typu strukturalnego (belkowych, powłokowych); z tego względu zdecydowano się na wybór podejścia kontynualnego. W przypadku okładzin podobne ograniczenie nie występuje – nie zaobserwowano żadnych efektów związanych ze zmianą grubości płyty MgO, więc w modelowaniu tej warstwy przyjęto, zależnie od potrzeb, podejście strukturalne lub kontynualne.

Jako podstawową przestrzeń analizy przyjęto płaski stan naprężenia, zaś do dyskretyzacji modeli próbek użyto czworokątnych elementów PSN, posiadających 2 translacyjne stopnie swobody w węźle. Ze względu na znaczną grubość okładziny, tego samego typu elementu użyto nie tylko w rdzeniu, ale również w okładzinach. W symulacji przestrzennej wybranego badania, przeprowadzonej celem weryfikacji modelu PSN, obszar rdzenia zdyskretyzowano sześciociennymi elementami bryłowymi; okładziny, ze względu na wzrost kosztu obliczeniowego, wynikający z przejścia na analizę przestrzenną, odwzorowano sześciociennymi elementami powłoki ciągłej o geometrii identycznej z elementami objętościowymi, lecz o kinematyce zbliżonej do konwencjonalnych elementów powłokowych [Abaqus 2010]; oba typy elementów mają 3 translacyjne stopnie swobody w węźle.

Wszystkie wykorzystywane elementy korzystają z liniowych funkcji kształtu (są interpolowane liniowo), ponieważ daje to dobre rezultaty w analizach z nieliniowością materiałową i jest bardziej uniwersalne przy określaniu warunków kontaktu, we wszystkich zastosowano całkowanie zredukowane z kontrolą form pasożytniczych typu „uniform strain formulation” [Flanagan i Belytschko 1981]. Liczba węzłów oraz nazwy zastosowanych elementów, zgodnie z dokumentacją [Abaqus 2010], to:

- 4-węzłowy element płaskiego stanu naprężenia – CPS4R (rys. 3.1a),
- 8-węzłowy element przestrzennego stanu naprężenia – C3D8R (rys. 3.1b),
- 8-węzłowy element powłoki ciągłej (ang. *continuum shell*) – SC8R (rys. 3.1c),

z czego trzy pierwsze należą do grupy elementów kontynualnych, zaś ostatni do grupy elementów strukturalnych. We wszystkich symulacjach zastosowano siatki o regularnej geometrii (wszystkie elementy w danej warstwie miały zbliżone wymiary). Nie stosowano lokalnego zagęszczania, celem zapewnienia jednorodnej gęstości wyników w całym obszarze analizowanej próbki, podobnie jak w [Akour i Maaitah 2010,2012], [Pozorski i Pozorska 2016].



Rysunek 3.1. Geometria elementów skończonych wykorzystanych do dyskretyzacji próbek;
 a) płaski stan naprężenia; b) przestrzenny stan naprężenia; c) powłoka ciągła;
 • – węzeł, × – punkt całkowania

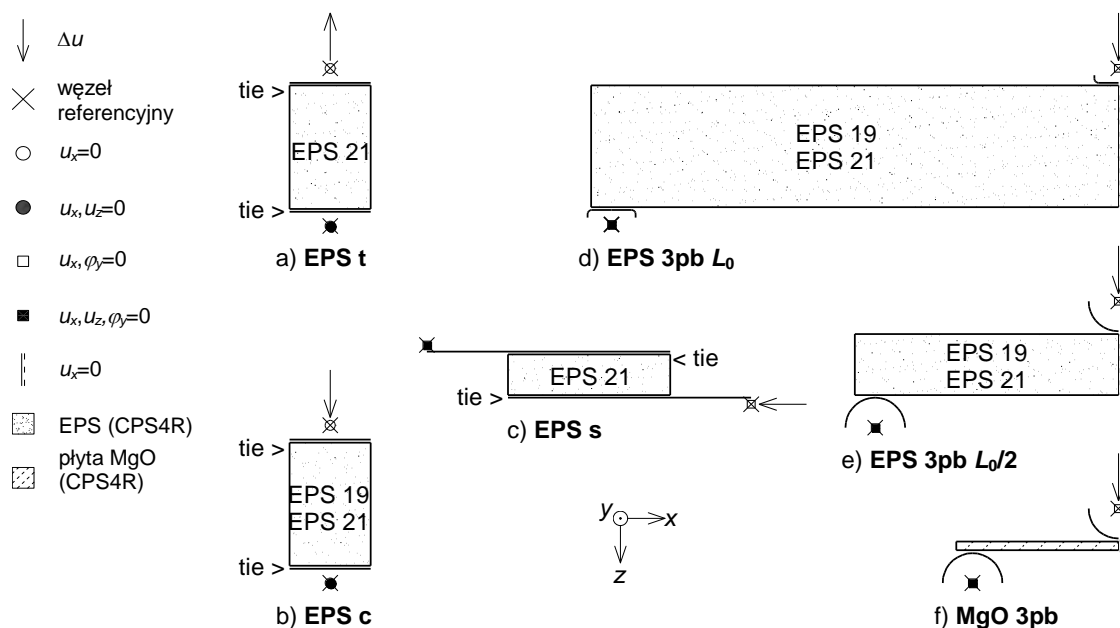
Ze względu na przyjęte założenie o trwałym zespoleniu rdzenia i okładzin, oraz zastosowanie w dyskretyzacji elementów o jednakowym zestawie węzłowych stopni swobody, wszystkie symulowane próbki opisano na pojedynczej siatce węzłów. Oznacza to, że każdą z nich przedstawiono jako pojedynczy obszar, którego częściom przydzielono odpowiednie zestawy parametrów materiałowych.

Celem poprawienia zbieżności obliczeń, w większości symulacji zastosowano sterowanie przemieszczeniowe; wszelkie odstępstwa od tego założenia przedstawiono i uzasadniono w tekście. Wymuszenie kinematyczne przykładano do próbki za pośrednictwem obiektów sztywnych w kształcie walca lub płaskownika, zgodnie z rozwiązaniem zastosowanym w danym teście laboratoryjnym. Dzięki temu obciążanie było realizowane w sposób powierzchniowy, co pozwala ograniczyć występowanie sztucznych koncentracji naprężeń i zmniejsza ryzyko wystąpienia form pasożytniczych. W analizach PSN obiekty sztywne modelowano przy użyciu elementów liniowych, 2-węzłowych (R2D2), zaś w analizie przestrzennej użyto elementów czworokątnych, 4-węzłowych (R3D4). Pozycję każdego obiektu sztywnego w trakcie analizy opisują wartości przemieszczeń i kątów obrotu węzła referencyjnego przypisanego temu obiektowi; w przypadku analiz PSN są to 2 translacje i 1 obrót, zaś w przypadku analizy przestrzennej, są to 3 translacje i 3 obroty. Opisy warunków podporowych i działającego wymuszenia określono w węzłach referencyjnych odpowiednich obiektów sztywnych.

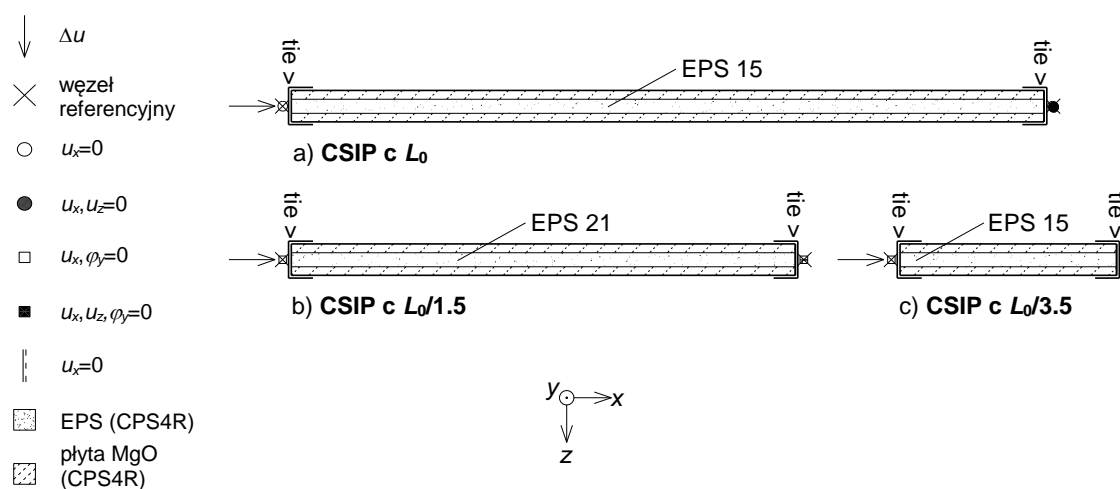
Oddziaływanie między próbką a sztywnymi obiektami ograniczającymi zrealizowano jako kontakt typu powierzchniowego bez możliwości przenikania, jednak z możliwością odrywania; na styku z obiektami sztywnymi w kształcie walca przyjęto kontakt bez tarcia (oba materiały gładkie, mała powierzchnia styku), na styku z płaskownikami przyjęto współczynnik tarcia równy 0.1 (stal nieszlifowana, duża powierzchnia styku). Rozwiązanie to jest analogiczne do zastosowanego w: [Sharaf 2010], [Mostafa i inni 2014], [Tuwair i inni 2015], [Chuda-Kowalska i Malendowski 2016b], [Miśkiewicz i inni 2016], [Pyrzowski i inni 2016].

Proces identyfikacji parametrycznej oparto na analizie numerycznej 15 modeli PSN (rys. 3.2-3.4), będących odwzorowaniem badań doświadczalnych w małej skali, uznanych za najbardziej miarodajne. Weryfikacji założenia o PSN dokonano przez porównanie wyników modelu płaskiego belki CSIP z jego przestrzennym odpowiednikiem (rys. 3.5). Geometrię wszystkich układów przyjęto zgodnie z nominalnymi wymiarami próbek (sekcja 2.1). Na

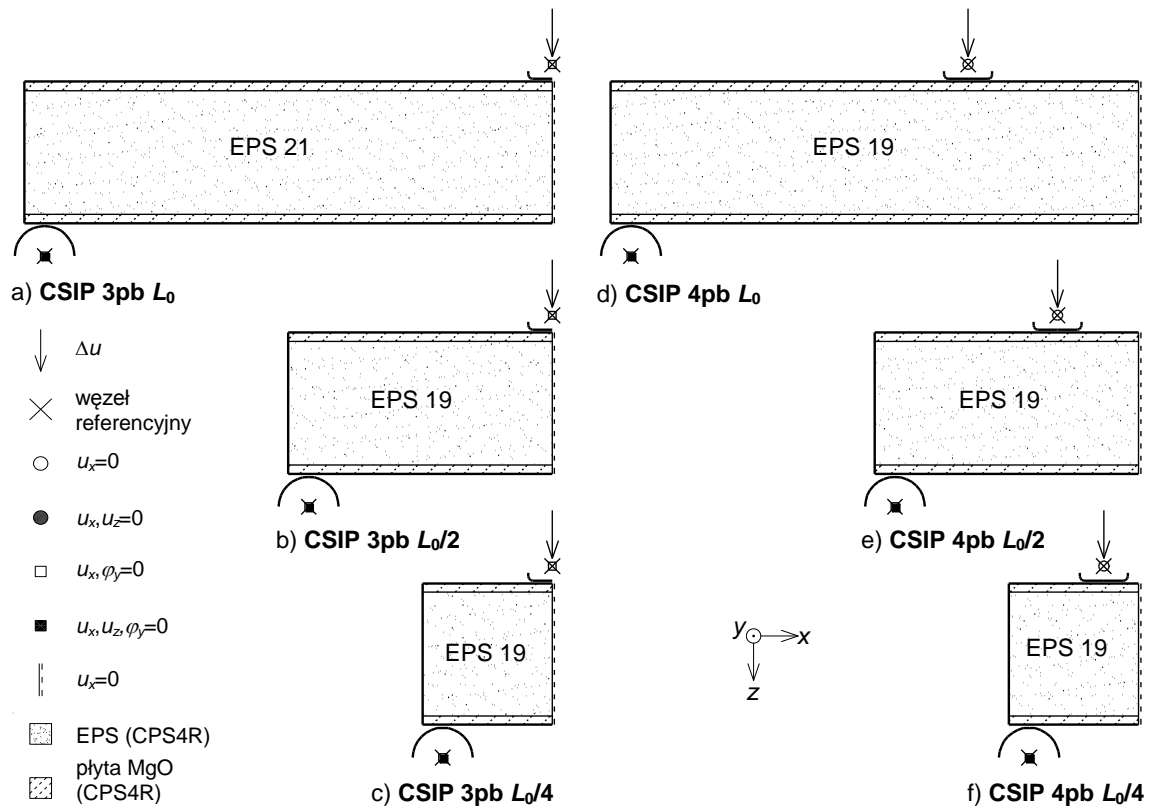
rysunkach 3.2-3.5 przedstawiono schematycznie kształt i przyjęte warunki brzegowe, zaznaczono na nich również gęstość rdzenia modelowanych próbek, wyrażoną w kg/m^3 . W miejscach, gdzie dochodzi do styku między sztywnymi obiektami ograniczającymi a modelem próbki, zdefiniowano warunki kontaktu, zaś tam, gdzie w doświadczeniu zastosowano zespolenie z układem, w modelu użyto połączenia typu "tie". W przypadku próbek CSIP poddanych ścisnaniu (rys. 3.3) wprowadzono imperfekcję polegającą na przesunięciu linii węzłów podporowych o 1 mm względem osi próbki, celem uwzględnienia drobnych imperfekcji obecnych w rzeczywistym układzie badawczym.



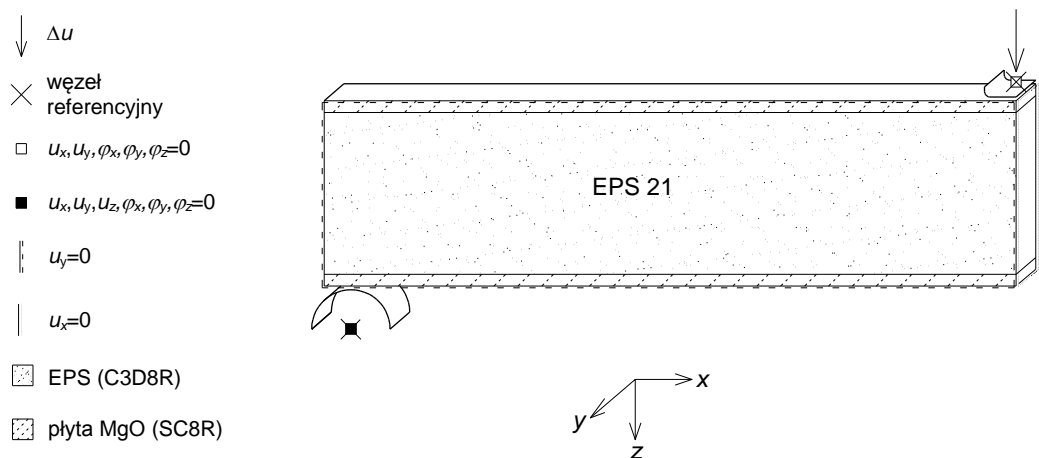
Rysunek 3.2. Schematy modeli testów na materiałach składowych, użytych w procesie identyfikacji parametrycznej; EPS: a) rozciąganie, b) ścisnienie, c) ścinanie, d) zginanie przy rozstawie L_0 , e) zginanie przy rozstawie $L_0/2$; płyta MgO: f) zginanie



Rysunek 3.3. Schematy modeli próbek CSIP poddanych ścisnaniu, użytych w procesie identyfikacji parametrycznej; wysokość próbek: a) L_0 , b) $L_0/1.5$, c) $L_0/3.5$



Rysunek 3.4. Schematy modeli belek CSIP poddanych zginaniu, użytych w procesie identyfikacji parametrycznej; 3pb: a) L_0 , b) $L_0/2$, c) $L_0/4$; 4pb: d) L_0 , e) $L_0/2$, f) $L_0/4$



Rysunek 3.5. Schemat przestrzennego modelu zginania próbki CSIP przy rozstawie podpór L_0 , użytego w weryfikacji założenia o PSN

3.2.1. Zakres sprężysty

Proces identyfikacji parametrycznej rozpoczęto od analizy w zakresie liniowo-sprężystym. Opierając się na wynikach badań w małej skali ustalono zakresy wartości modułu sprężystości dla okładzin z płyty MgO (na podstawie tab. 2.18 i 2.23) oraz dla rdzenia EPS (na podstawie tab. 2.9); dla obu materiałów przyjęto również wartości liczby Poissona na podstawie, kolejno, wniosków z sekcji 2.1.2 oraz zależności (2.28). Wszystkie uzyskane

wielkości zestawiono w tabeli 3.1. Parametry EPS podzielono na trzy grupy, ze względu na gęstość pozorną materiału (wyrażoną w kg/m^3); w przypadku gdy dla danej gęstości nie uzyskano wyników doświadczalnych podano tylko jedną wartość, uzyskaną na podstawie odpowiedniego wzoru regresyjnego: (2.16) przy rozciąganiu, (2.19) przy ściskaniu, (2.22) przy ścinaniu, (2.21) przy zginaniu; moduł E przy ścinaniu uzyskano korzystając z założenia o izotropii materiału, z zależności $E = 2G(1 + \nu)$.

Przed przystąpieniem do numerycznego badania, które z parametrów z przedziałów przedstawionych w tabeli 3.1 umożliwiają najlepsze odwzorowanie wyników doświadczalnych w zakresie sprężystym, przeprowadzono analizę zbieżności siatek wszystkich modeli próbek zaprezentowanych na rysunkach 3.2-3.5 i zbadano czy uwzględnienie nieliniowości geometrycznej ma znaczący wpływ na zachowanie wybranych modeli na tym etapie obliczeń. W celu przeprowadzenia tych wstępnych analiz przyjęto po jednym zestawie parametrów sprężystego modelu materiałowego dla okładzin oraz rdzenia; we wszystkich symulacjach przyjęto (wg tab. 3.1):

- dla płyty MgO wartości średnie przy zginaniu;
- dla EPS wartości średnie przy rozciąganiu materiału o gęstości 21 kg/m^3 .

Tabela 3.1. Zakres wartości rozważanych w procesie identyfikacji parametrycznej modelu materiału liniowo-sprężystego; c – ściskanie, s – ścinanie, t – rozciąganie, b – zginanie

Lp.	Materiał	E [MPa]				ν [-]
		c	s	t	b	
1	płyta MgO					
	x_{min}	1560	–	–	3500	
	\bar{x}	2430	–	–	5750	0.18
	x_{max}	3886	–	–	8040	
2	EPS21					
	x_{min}	6.1	5.1	10.0	7.4	
	\bar{x}	6.8	6.2	10.5	8.3	0.12
	x_{max}	7.1	7.2	10.8	8.6	
3	EPS19					
	x_{min}	5.1	–	–	7.7	
	\bar{x}	5.4	5.3	9.2	7.8	0.11
	x_{max}	5.6	–	–	8.0	
4	EPS15					
	x_{min}	–	–	–	–	
	\bar{x}	5.0	3.9	7.2	6.0	0.09
	x_{max}	–	–	–	–	

Analiza zbieżności

Po przyjęciu geometrii i warunków brzegowych przeprowadzono analizę zbieżności wszystkich 15 modeli PSN oraz modelu przestrzennego. Proces ten miał na celu określenie minimalnej gęstości siatek elementów skończonych, która zapewni zadowalającą dokładność obliczeń. Szczegółowe wyniki badania zbieżności przedstawiono w załączniku (tab. Z.36-Z.53).

Jako wyjściowy rozmiar oczka siatki w modelach PSN przyjęto 16 mm, co w kontekście oryginalnego przekroju analizowanych paneli oznacza jeden element na grubości okładziny i 6 elementów na grubości rdzenia przy zachowaniu proporcji elementów około 1/1. W każdym kolejnym kroku gęstość siatki zwiększano dwukrotnie i porównywano w wybranym punkcie wielkości charakterystyczne dla danego układu z wynikami uzyskanymi w kroku poprzednim; proces powtarzano do uzyskania między kolejnymi zagęszczeniami różnicy względnej nieprzekraczającej 3%.

Tak określoną zbieżność zbadano najpierw w symulacjach badań na materiałach składowych poprzez śledzenie następujących wielkości:

- rozciąganie i ściskanie osiowe EPS (rys. 3.2a-b), w środku ciężkości próbki – naprężenie normalne na kierunku grubości (σ_z);
- ścinanie EPS (rys. 3.2c), środek ciężkości próbki – naprężenie styczne na kierunku długości (τ_{xz});
- zginanie EPS (rys. 3.2d-e), włókna dolne, na osi symetrii próbki – naprężenie normalne na kierunku długości (σ_{xx}) oraz przesuw pionowy (u_z);
- zginanie płyty MgO (rys. 3.2f), włókna dolne, na osi symetrii próbki – naprężenie normalne na kierunku długości (σ_{xx}) oraz przesuw pionowy (u_z).

Z przeprowadzonej analizy wynika, że modele próbek obciążonych osiowo i próbki ścinanej dają rezultaty o zadowalającej dokładności już przy elementach wielkości 16 mm (tab. Z.36-Z.38). Wolniej zbieżność osiągały modele belek zginanych – wyniki o wystarczającej dokładności w belkach dłuższych uzyskano przy 19 elementach na grubości próbki i błędzie na granicy przyjętego progu tolerancji (tab. Z.39), jednak dla belek krótszych ten sam podział doprowadził do błędu przekraczającego przyjętą granicę (tab. Z.40); ostatecznie, jako bardziej dokładny, przyjęto gęstszy z obu podziałów. Dla dostatecznie dokładnego odwzorowania zginania próbek płyty MgO konieczna była siatka o elementach wielkości 0.5 mm (tab. Z.41). Zastosowanie tak drobnej siatki w przekroju kompozytowym prowadziło do wysokich kosztów obliczeniowych (nawet w analizie układów płaskich), dlatego przeprowadzono dodatkowe badanie (tab. Z.42), polegające na stopniowym zwiększaniu długości elementu przy zachowaniu początkowej wysokości; różnicę względną w tej analizie otrzymano przez odniesienie wyników z rozrzedzanej siatki do wyników uzyskanych przy najgęstszej testowanej siatce elementów o stosunku długości boków 1/1. Ostatecznie przyjęto elementy o proporcjach 1/4 umożliwiające dostatecznie gęsty podział okładziny w kierunku grubości przy wzroście różnicy względnej o zaledwie 0.1%. Ze względu na zadowalające wyniki otrzymane w tej



analizie, we wszystkich kompozytowych modelach płaskich, w obszarze okładzin, przyjęto siatkę elementów o tych proporcjach.

Zestawienie parametrów dyskretyzacji modeli próbek materiałów składowych przedstawiono w tabeli 3.2. Podana w ostatnich wierszach tabel 3.2-3.5 różnica względna została uzyskana przez porównanie wyników między przyjętą siatką a siatką z kolejnego zagęszczenia; tam, gdzie porównywano więcej niż jedną wielkość, przedstawiono największą uzyskaną różnicę.

Tabela 3.2. Opis siatek płaskich modeli próbek materiałów składowych (rys. 3.2); $L_0 = 1250$ mm

model		EPS t/c	EPS s	EPS 3pb L_0	EPS 3pb $L_0/2$	MgO 3pb	
globalnie	rozmiar ES [mm]	16	16	4	2	0.5	2
	proporcje	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/4
liczba ES na grubości		10	9	38	38	22	22
liczba w całej siatce	węzłów	97	119	6 438	6 518	10 159	2 560
	ES	76	96	6 232	6 312	9 712	2 428
różnica [%]		0.04	0.04	1.42	1.56	2.44	2.56

W badaniu zbieżności modeli próbek CSIP ściskanych na sztorc, przy kolejnych zagęszczeniach porównywano wartości naprężenia normalnego w kierunku długości (σ_{xx}) oraz wychylenia w kierunku normalnym do płaszczyzny próbki (u_z), odczytywane we włóknach skrajnych, w środku wysokości próbki. Modele wszystkich typów próbek dały wyniki o wymaganym poziomie dokładności już przy elementach o długości 16 mm przy proporcjach 1/4 w okładzinach i 1/1 w rdzeniu (tab. Z.45-Z.43). Wyniki otrzymane przy siatce o większym zagęszczeniu różnią się od uzyskanych w badaniu zbieżności tylko nieznacznie (poniżej 0.5%). Zależność odpowiedzi tych modeli od gęstości siatki zostanie skontrolowana ponownie po uwzględnieniu efektów nieliniowości materiałowej; parametry dyskretyzacji przyjęte na etapie obliczeń w zakresie sprężystym przedstawiono w tabeli 3.3.

Tabela 3.3. Opis siatek elementów w płaskich modelach próbek CSIP poddanych ścisaniu na sztorc (rys. 3.3); $L_0 = 950$ mm

model		CSIP c L_0	CSIP c $L_0/1.5$	CSIP c $L_0/3.5$
globalny rozmiar ES [mm]		16	16	16
proporcje		1/4	1/4	1/4
ES w okładzinach	wysokość [mm]	4	4	4
	długość [mm]	16	16	16
ES w rdzeniu	proporcje	1/1	1/1	1/1
	wys./dł. [mm]	16	16	16
liczba ES na grubości	okładziny	3	3	3
	rdzenia	1	1	1
	łączniego przekroju	7	7	7
liczba w całej siatce	węzłów	506	352	168
	ES	434	300	140
różnica [%]		0.32	2.99	1.90

Zbieżność grupy modeli belek CSIP poddanych trój- i czteropunktowemu zginaniu (rys. 3.4) miała charakter zbliżony do zaobserwowanego w przypadku zginania próbek materiałów składowych. Zadowalający poziom dokładności w najdłuższych próbkach udało się uzyskać już przy 11 elementach na grubości okładziny (tab. Z.46 i Z.49), zaś we wszystkich próbkach o długości $L_0/2$ i $L_0/4$ dostatecznie niską różnicę otrzymano dopiero przy kolejnym zagęszczeniu (tab. Z.47-Z.48 i Z.50-Z.51), co pokrywa się z wynikiem uzyskanym przy zginaniu próbek samej płyty MgO o porównywalnej długości. Ostatecznie, w celu ujednoczenia dalszych analiz, we wszystkich modelach belek CSIP przyjęto siatkę o większej gęstości. Dzięki zastosowaniu różnych proporcji elementów w okładzinach i rdzeniu udało się znacznie zmniejszyć gęstość siatki wymaganą do dyskretyzacji próbek – czterokrotnie w obszarze okładzin i szesnastokrotnie w obszarze rdzenia. Geometrię ostatecznie przyjętych siatek przedstawiono w tabeli 3.4.

Ostatni model, którego zbieżność badano na tym etapie, to przestrzenna belka CSIP o największej długości, poddana testowi trójpunktowego zginania (rys. 3.5). Zgodnie ze wcześniejszym opisem, do jego dyskretyzacji zastosowano elementy strukturalne (SC8R) w okładzinach i elementy objętościowe (C3D8R) w rdzeniu; zmiana typu elementu na powłokowy, pozwoliła na dalsze zmniejszenie stosunku wysokości elementów do ich długości (i szerokości) w rejonie okładzin, a co za tym idzie, na dwukrotne zwiększenie rozmiaru oczka siatki w rejonie rdzenia. Sprawilo to, że o zbieżności obliczeń zaczęła decydować liczba elementów na grubości nie okładzin, lecz rdzenia – różnicę mniejszą od 3% udało się uzyskać już przy 19 elementach bryłowych o proporcjach 1/1/1 po wysokości warstwy EPS (tak samo jak przy zginaniu belek EPS w PSN) i 11 elementach powłoki ciągłej o proporcjach 1/8/8 po wysokości warstwy płyty MgO (tab. Z.52-Z.53). Parametry siatki modelu przedstawiono w tabeli 3.5.

Tabela 3.4. Opis siatek płaskich modeli belek CSIP poddanych trój- i czteropunktowemu zginaniu (rys. 3.4); $L_0 = 1250$ mm

model		CSIP 3pb			CSIP 4pb		
		L_0	$L_0/2$	$L_0/4$	L_0	$L_0/2$	$L_0/4$
globalny rozmiar ES [mm]		2	2	2	2	2	2
ES w okładzinach	proporcje	1/4	1/4	1/4	1/4	1/4	1/4
	wysokość [mm]	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5
	długość [mm]	2	2	2	2	2	2
ES w rdzeniu	proporcje	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1
	wys./dł. [mm]	2	2	2	2	2	2
liczba ES na grubości	okładziny	22	22	22	22	22	22
	rdzenia	76	76	76	76	76	76
	łącznie przekroju	120	120	120	120	120	120
liczba w całej siatce	węzłów	39 663	19 940	10 139	39 663	19 940	10 139
	ES	39 212	19 652	9 932	39 212	19 652	9 932
różnica [%]		1.13	1.64	2.23	0.48	1.34	2.22



Tabela 3.5. Opis siatki przestrzennego modelu belki CSIP trójpunktowo zginanej; $L_0 = 1250$ mm

model		CSIP 3pb L_0 3D
globalny rozmiar ES [mm]		8
ES w okładzinach	proporcje	1/8/8
	wysokość [mm]	1
	dł./szer. [mm]	8
ES w rdzeniu	proporcje	1/1/1
	wys./dł./szer. [mm]	8
liczba ES na grubości	okładziny	11
	rdzenia	19
	łącnego przekroju	41
liczba w całej siatce	węzłów	25 454
	ES	20 082
różnica [%]		1.03

Wpływ nieliniowości geometrycznej

W większości badań na próbkach CSIP nie zaobserwowano znacznych deformacji w zakresie sprężystym, jednak, ponieważ rolę rdzenia pełni miękka pianka, zwiększone odkształcenia w okolicach oddziaływań skupionych przy zginaniu, mogą prowadzić do deformacji próbki, przy której uwzględnienie wpływu nieliniowości geometrycznej byłoby wskazane (sekcja 3.1). Dlatego też postanowiono przeprowadzić wstępne symulacje sprawdzające, czy uwzględnienie wpływu nieliniowości geometrycznej jest potrzebne do uzyskaniu realistycznej odpowiedzi próbki.

Badanie numeryczne polegało na porównaniu wyników z analizy zbieżności, uzyskanych dla siatek przedstawionych w tabelach 3.2-3.5 przy założeniu o małych przemieszczeniach, z wynikami uzyskanymi po uwzględnieniu nieliniowości geometrycznej. W porównaniu pominięto modele EPS poddanego rozciąganiu, ścisaniu i ścinaniu (rys. 3.2a-c) oraz najkrótszej próbki CSIP poddanej ścisaniu (rys. 3.3c); uznano, że ich geometria i warunki podporowe wskazują na wyraźny brak wpływu efektów tego typu. Wyniki porównania przedstawiono w tabeli 3.6.

Tabela 3.6. Porównanie wyników MES w zależności od uwzględnienia nieliniowości geometrycznej

model	σ_{xx} [MPa]		różnica [%]	u_z [mm]		błąd [%]
	lin.	nl. geom.		lin.	nl. geom.	
EPS 3pb L_0	0.2249	0.2179	3.20	39.8150	39.3853	1.09
EPS 3pb $L_0/2$	0.2380	0.2274	4.64	19.6619	19.0952	2.97
MgO 3pb	28.2079	28.1505	0.20	9.9850	9.9784	0.07
CSIP c $L_0/1.5$	-26.7485	-26.8103	0.23	0.0152	0.0153	0.37
CSIP c L_0	-17.3517	12.1032	243.36	0.7316	26.4930	97.24
CSIP 3pb L_0	11.1696	10.9761	1.76	14.5552	14.3963	1.10
CSIP 3pb $L_0/2$	12.3632	12.1329	1.90	9.7358	9.6045	1.37
CSIP 3pb $L_0/4$	24.8774	24.2487	2.59	5.9056	5.7700	2.35
CSIP 4pb L_0	7.2792	7.1429	1.91	16.4642	16.3126	0.93
CSIP 4pb $L_0/2$	18.2701	17.7873	2.71	17.7066	17.4695	1.36
CSIP 4pb $L_0/4$	16.6328	16.2906	2.10	4.0486	4.0309	0.44

Z przedstawionego porównania wynika, że w większości symulacji przyjęcie założenia o małych przemieszczeniach skutkuje niewielkim błędem. Najmniejsze różnice, nieprzekraczające 0.4%, wystąpiły przy zginaniu płyty MgO i ściskaniu próbki CSIP o wysokości $L_0/1.5$, czyli w układach, o których sztywności decyduje przede wszystkim moduł sprężystości okładzin. Przy symulacjach zginania belek CSIP, błąd jest już większy i zawiera się w zakresie $(2 \div 3)\%$: największe wartości osiąga w przypadku belek o zmniejszonym rozstawie podpór, najmniejsze dla belek długich.

Większy błąd odnotowano, zgodnie z wcześniejszymi przypuszczeniami, w belkach EPS poddanych zginaniu: ponad 3% dla belek długich i niemal 5% dla belek krótkich. Do dużych deformacji prowadzi tu niska wartość modułu sprężystości EPS; efekt jest najwyraźniejszy w przypadku zginania samego materiału rdzenia, ale jego wpływ jest widoczny również przy obciążaniu belek kompozytowych.

Największa zmiana, o charakterze jakościowym, wystąpiła w przypadku symulacji ściskania próbki CSIP o największej smukłości. Dopiero po uwzględnieniu wpływu nieliniowości geometrycznej uzyskano właściwy, zaobserwowany w trakcie doświadczenia mechanizm zniszczenia, polegający na globalnej utracie stateczności. Ma to swoje odzwierciedlenie w tabeli 3.6: przy założeniu o małych przemieszczeniach w obserwowanym węźle odnotowano wyłącznie naprężenie ściskające i tylko niewielkie wychylenie od osi, zaś po uwzględnieniu dużych przemieszczeń uzyskano przejście naprężeń ze ściskających na rozciągające i towarzyszące temu niemal czterdziestokrotnie większe wychylenie, wywołane wyboczeniem.

Przeprowadzona wcześniej analiza zbieżności pokazała, że wszystkie symulacje, w których modelowano zginanie, wymagały użycia zdecydowanie gęstszych siatek. Ponieważ globalnej utracie stateczności towarzyszy giętna postać deformacji, pojawiła się wątpliwość, czy przyjęta wstępnie siatka nie jest zbyt rzadka. Po powtórzeniu analizy przy nowych ustawieniach okazało się, że konieczne było jej zagęszczenie; zadowalającą dokładność (różnicę poniżej 3%) otrzymano dopiero dla siatki o tej samej geometrii, co w przypadku zginanych belek CSIP (tab. 3.4). Z uwagi na poczynione spostrzeżenie, w dalszych symulacjach tego doświadczenia zastosowano odpowiednio zagęszczony podział.

Zaprezentowane wyniki pokazują, że wpływ nieliniowości geometrycznej na zachowanie analizowanych próbek CSIP jest wyraźny już na etapie analizy sprężystej. W symulacjach ściskania próbek o wysokiej smukłości jest czynnikiem decydującym o uzyskaniu prawidłowego mechanizmu zniszczenia, zaś w symulacjach zginania odgrywa ważną rolę ze względu na podatność rdzenia. Przejście do analizy w zakresie niesprężystym sprawi, że efekty te ulegną intensyfikacji. Pomimo, że w większości symulacji na materiałach składowych przyjęcie założenia o małych przemieszczeniach prowadzi do wyników o zadowalającej dokładności, ostatecznie, celem ujednoczenia przyjętych założeń, wpływ nieliniowości geometrycznej uwzględniono we wszystkich następnych symulacjach. Nieliniowość geometryczna została uznana za istotny aspekt zachowania paneli warstwowych z miękkim rdzeniem również w źródłach przywołanych w sekcji 3.1.

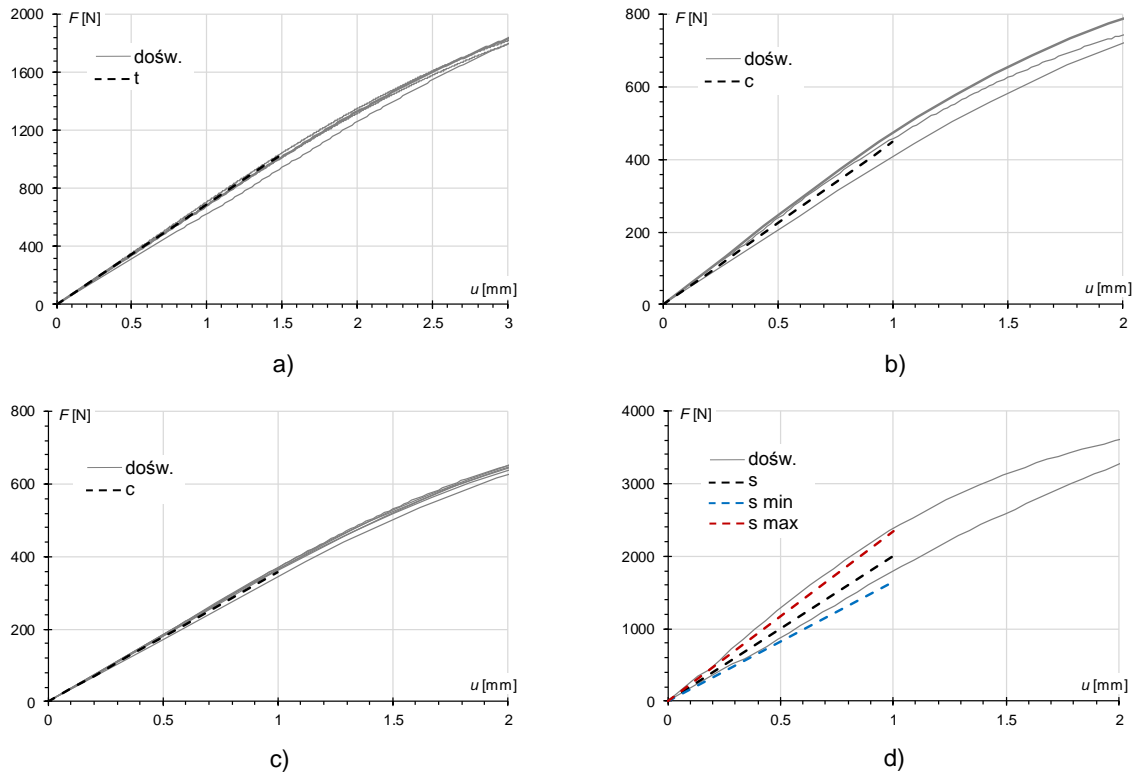
Wstępne porównanie z wynikami doświadczalnymi

Z dotychczasowych obserwacji wynika, że dobór wartości parametrów opisujących zakres sprężysty zastosowanych modeli materiałowych jest jednoznaczny jedynie w przypadku symulacji badań na materiałach składowych (rys. 3.2). W ich przypadku można posłużyć się wartościami odpowiadającymi stanowi naprężenia dominującemu w danej próbce, otrzymanymi bezpośrednio z badań doświadczalnych (tab. 3.1). W symulacjach badań na próbkach CSIP (rys. 3.3-3.4) wybór nie jest tak oczywisty; moduły sprężystości materiałów rdzenia i okładzin są różne przy różnych stanach naprężenia, dlatego określenie, które z tych wartości prowadzą do zachowania najbliższego rzeczywistemu wymagało przeprowadzenia serii analiz porównawczych.

Symulacje numeryczne wszystkich badań przeprowadzono korzystając z wartości modułu sprężystości odpowiadających różnym stanom naprężenia, a uzyskane wyniki porównano z danymi doświadczalnymi; dla zwięzłości i czytelności opisu, posłużono się tymi samymi oznaczeniami, co w tabeli 3.1. Zakres danych na wykresach ograniczono tak, żeby sprężysta część krzywej doświadczalnej była wyraźnie widoczna; we wszystkich wypadkach wyniki numeryczne wykreślono linią przerywaną lub kropkowaną, zaś dane doświadczalne linią ciągłą. Zestawienia tabelaryczne przedstawiono tylko przy porównywaniu różnych wariantów modelu, w celu określenia, które z nich są w lepszej zgodności z danymi doświadczalnymi; otrzymany błąd względny odnosi się do tangensa kąta nachylenia porównywanych zależności siła - przemieszczenie.

Porównanie wyników grupy badań na materiałach składowych (rys. 3.2) rozpoczęto od analiz próbek EPS poddanych rozciąganiu, ściskaniu i ścinaniu. Wyniki numeryczne stanów jednoosiowych (rys. 3.6a-c) uzyskano stosując wartości średnie z tabeli 3.1 dla odpowiadających stanów naprężenia, przy danej gęstości materiału; zestawienie pokazuje, że dla tak wybranych wartości parametrów wyniki obliczeń dobrze wpisują się w zakres danych doświadczalnych, co zdecydowało o ich przyjęciu do dalszych obliczeń. Przy ścinaniu EPS przeprowadzono analizy z użyciem wartości najmniejszej, największej oraz średniej (rys. 3.6d) i otrzymano błąd, względem odpowiadających im wyników doświadczalnych, zawierający się w zakresie $(7.3 \div 8.3)\%$ (tab. 3.7). O kwestii tej wspomniano już we wnioskach sekcji 2.1.1, powołując się na [Chuda-Kowalska 2011] gdzie pokazano, że wzór (2.15) prowadzi do niedoszacowania modułu ścinania, ponieważ zbyt upraszcza rzeczywiste zachowanie próbki. Wyniki numeryczne potwierdzają tę obserwację, przyjęto jednak, że uzyskany poziom błędu jest akceptowalny; za najbardziej miarodajny uznano na tym etapie wynik otrzymany po przyjęciu wartości średniej modułu.



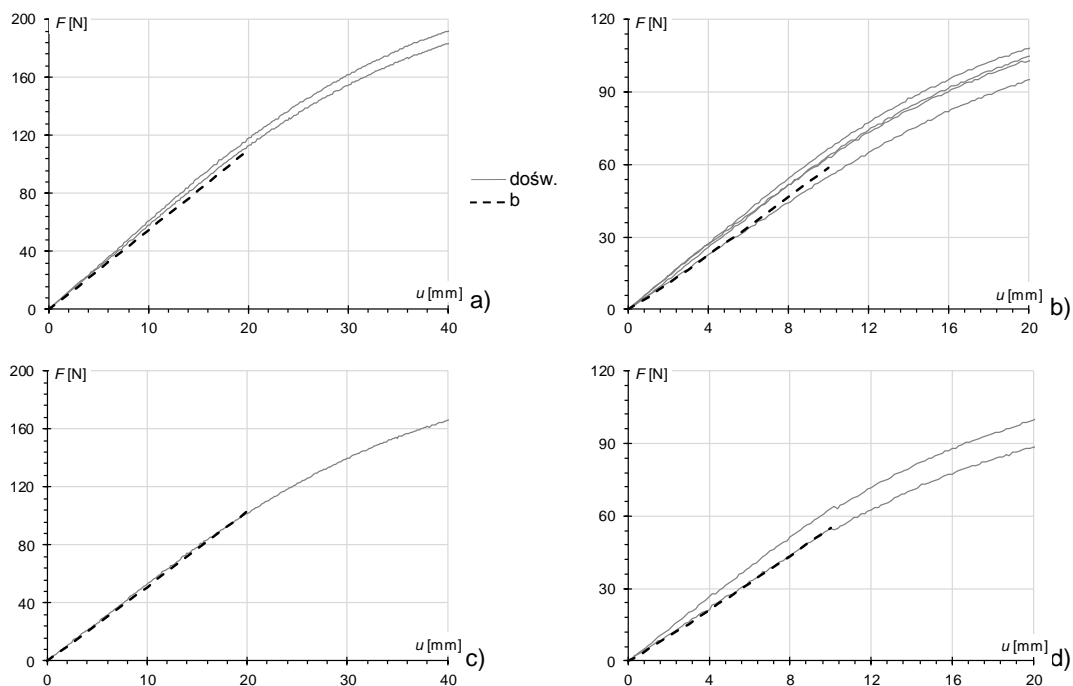


Rysunek 3.6. Porównanie zależności siła - przemieszczenie otrzymanych z symulacji badań rozciągania, ściskania i ścinania EPS z danymi doświadczalnymi;
a) EPS21 t; b) EPS21 c; c) EPS19 c; d) EPS21 s

Tabela 3.7. Porównanie wyników symulacji ścinania EPS przy użyciu różnych wartości modułu sprężystości z danymi doświadczalnymi

zestaw parametrów	błąd [%]
s min	7.7
s	7.3
s max	8.3

Symulacje zginania EPS przeprowadzono używając wartości średnich modułu sprężystości przy zginaniu, dla materiału o odpowiedniej gęstości (tab. 3.1). Wyniki zaprezentowane na rysunku 3.7 i w tabeli 3.8 pokazują, że użycie tych danych prowadzi do błędów z przedziału (3.8 ÷ 11.7)%; poziom błędów określono względem średniej z danej grupy próbek.

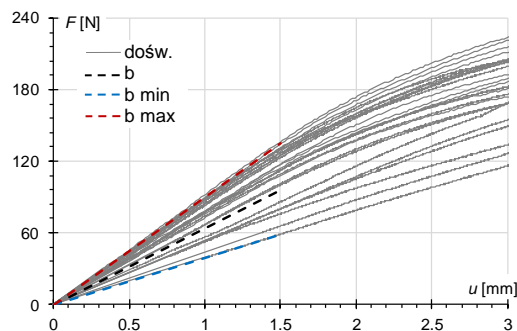


Rysunek 3.7. Porównanie zależności siła - przemieszczenie otrzymanych z symulacji trójpunktowego zginania belek EPS z danymi doświadczalnymi; a) EPS21 L_0 ; b) EPS21 $L_0/2$; c) EPS19 L_0 ; d) EPS19 $L_0/2$

Tabela 3.8. Porównanie wyników symulacji zginania EPS dla wartości średniej modułu sprężystości przy zginaniu z danymi doświadczalnymi

	EPS21		EPS19	
	L_0	$L_0/2$	L_0	$L_0/2$
błąd [%]	7.9	11.7	3.8	11.3

Symulacje zginania płyty MgO przeprowadzono przyjmując z tabeli 3.1 wartości modułu sprężystości: najmniejszą, średnią i największą (rys. 3.8); błąd względem danych doświadczalnych odpowiadających tym poziomom parametru wyniósł we wszystkich przypadkach 2.2%. W dalszych analizach, jako wyjściową przyjęto wartość średnią modułu, jednak, ze względu na znaczący rozrzut danych doświadczalnych, zdecydowano, aby dodatkowo zbadać, jaki wpływ na wyniki ma przyjęcie wartości skrajnych.



Rysunek 3.8. Porównanie zależności siła - przemieszczenie otrzymanych z symulacji trójpunktowego zginania płyty MgO z danymi doświadczalnymi

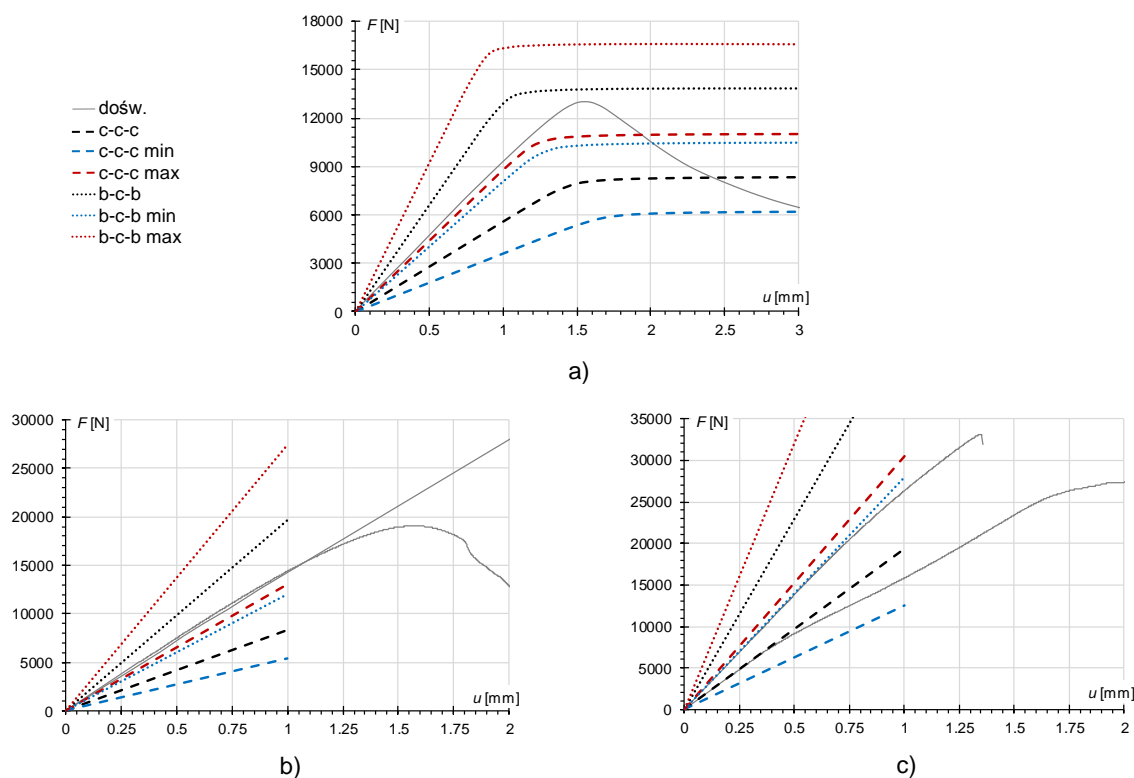
Kolejne grupy analiz odnoszą się do próbek o przekroju kompozytowym; zastosowane oznaczenia odnoszą się kolejno do warstw: (1) okładzina górna, (2) rdzeń, (3) okładzina dolna, i określają, jakiemu stanowi naprężenia odpowiada przyjęta wartość modułu sprężystości. Przykładowo, opis "c-b-b" oznacza, że przyjęto następujące wartości modułu sprężystości:

- okładzina górna – płyta MgO przy ściskaniu,
- rdzeń – EPS danej gęstości przy zginaniu,
- okładzina dolna – płyta MgO przy zginaniu.

Dopisek "min" lub "max" w opisie oznacza, że dla obu okładzin przyjęto wartości, odpowiednio, najmniejsze lub największe; w przypadku rdzenia wszędzie zastosowano wartości średnie odpowiadające danemu stanowi naprężenia.

Symulacje ściskania pocienionych próbek CSIP (rys. 3.3) przeprowadzono dla różnych wartości modułu sprężystości okładzin – przy ściskaniu i zginaniu, na poziomach minimalnym, średnim i maksymalnym – oraz dla stałej wartości modułu sprężystości rdzenia – średniej przy ściskaniu. Wyniki w formie wykresów (rys. 3.9) pokazują, że w przypadku próbek o zwiększonej smukłości najbliższe danych doświadczalnych są wyniki uzyskane dla największego modułu przy ściskaniu (c-c-c max) i najmniejszego przy zginaniu (b-c-b min), zaś dla próbek krótkich najlepszą zgodność daje użycie średniego modułu przy ściskaniu (c-c-c). Porównanie w formie tabelarycznej (tab. 3.9), w którym przedstawiono wartości błędu względem średniej z danej grupy próbek, potwierdza te obserwacje i pokazuje, że zarówno dla próbek krótkich jak i długich najmniejszy błąd uzyskano korzystając z parametrów dla ściskania (kolejno: c-c-c, c-c-c max). Sytuacja jest odzwierciedleniem rysunku 2.50 z wniosków sekcji 2.1.3, gdzie wszystkie próbki o największej smukłości należały do przedziału górnego, a z dwóch próbek krótszych jedna zawierała się w przedziale górnym, druga w centralnym. Na tej podstawie stwierdzono, że zachowanie ściskanej okładziny najlepiej opisują wartości największa i średnia dla ściskania. Zauważono również, że maksymalny moduł przy ściskaniu, który daje wyniki o najlepszej zgodności dla próbek o zwiększonej smukłości, ma wartość zbliżoną do minimalnej przy zginaniu (tab. 3.1); stąd wniosek, że ściskanie, które prowadzi do deformacji giętej, najlepiej opisują wartości parametrów na granicy tych dwóch stanów.

Analiza próbki o największej smukłości (rys. 3.9a) pozwoliła na odwzorowanie zniszczenia wywołanego globalną utratą stateczności, zaobserwowanego w teście doświadczalnym. Wartość siły krytycznej uzyskana w symulacji z największą wartością modułu przy ściskaniu (c-c-c max) wyniosła 10.7 kN; wartość jest mniejsza o 17.2% od wyniku doświadczalnego (13 kN) i większa o 40.6% od szacowanej wg wzoru (2.38) dla tych samych parametrów (7.7 kN), zatem model MES daje wynik znacznie bliższy doświadczalnemu niż wzór (2.38). Warto również zauważyć, że próbka w badaniu doświadczalnym była umieszczona na podlewce betonowej, co ograniczało do pewnego stopnia możliwość obrotu jej końców, należało się zatem spodziewać, że wartość siły krytycznej w modelu, w którym przyjęto podparcie czysto przegubowe będzie mniejsza.



Rysunek 3.9. Porównanie zależności siła - przemieszczenie otrzymanych z symulacji ściskania na sztorc próbek CSIP z danymi doświadczalnymi; a) CSIP c L_0 , b) CSIP c $L_0/1.5$, c) CSIP c $L_0/3.5$

Tabela 3.9. Porównanie wyników symulacji ściskania próbek CSIP dla wybranych wartości modułu sprężystości poszczególnych warstw z danymi doświadczalnymi; cieniowanie komórek: czarny – poniżej 10%, szary – (10 ÷ 15)%, biały – powyżej 15%

zestaw parametrów	błąd [%]		
	L_0	$L_0/1.5$	$L_0/3.5$
c-c-c min	61.6	43.0	46.7
c-c-c	40.3	63.3	17.1
c-c-c max	6.2	10.4	30.2
b-c-b min	14.1	17.9	19.3
b-c-b	41.0	34.7	96.0
b-c-b max	97.2	88.3	174.0

Przy symulacji zginania belek CSIP (rys. 3.4) konieczne było przeanalizowanie, jaki wpływ na odpowiedź próbki mają przyjęte parametry materiałowe, zarówno rdzenia jak i okładzin. Komplet przeanalizowanych kombinacji przydziału parametrów do poszczególnych warstw przedstawiono w tabeli 3.10, wybrane rezultaty w formie wykresów porównano z danymi doświadczalnymi na rysunku 3.11.

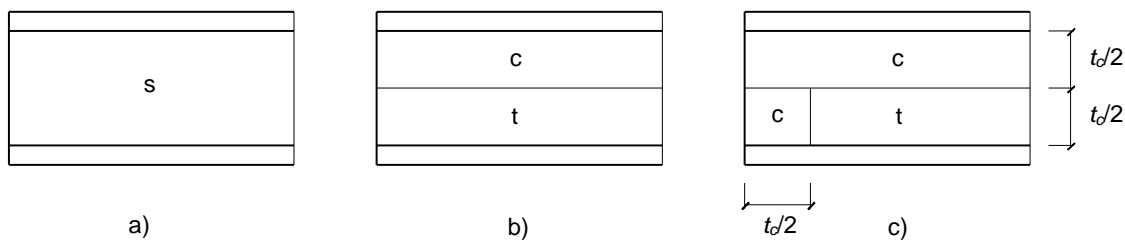
W pierwszym etapie analizy we wszystkich warstwach przyjęto wartości modułu sprężystości przy zginaniu; w rdzeniu przyjęto wartość średnią, w okładzinach testowano kolejno wartości: średnią (b-b-b), najmniejszą (b-b-b min), i największą (b-b-b max). Przy średnim module w okładzinach uzyskano bardzo dobrą zgodność symulacji z badaniami na próbkach najdłuższych, jednak w przypadku obu grup próbek krótszych otrzymana sztywność

była znacznie zawyżona. Przyjęcie najmniejszych wartości modułu poprawiło zgodność w przypadku próbek krótszych, lecz pogorszyło w przypadku najdłuższej próbki trójpunktowo zginanej; najmniejszą zgodność uzyskano po przyjęciu maksymalnych wartości parametrów.

Próbkę poprawy zgodności podjęto przez przyjęcie, zgodnie z wykresem naprężeń normalnych w przekroju zginanym, parametrów dla ściskania w okładzinie górnej i dla zginania w okładzinie dolnej, w rdzeniu pozostawiono niezmiennie średni moduł przy zginaniu. Ponownie rozpatrzono różne poziomy parametry w okładzinach – średni (c-b-b), najmniejszy (c-b-b min) i największy (c-b-b max) – przy stałej wartości modułu rdzenia. Podejście doprowadziło do ogólnego spadku sztywności wszystkich próbek, co zaowocowało poprawą zgodności w przypadku próbek krótszych i jej pogorszeniem w przypadku próbek dłuższych.

Kolejnym krokiem było przyjęcie w obu okładzinach stałego modułu sprężystości, równego wartości średniej przy zginaniu, i testowaniu różnych rozkładów parametrów w rdzeniu, odpowiadających trzem przyjętym rozkładom naprężeń:

- s – średni moduł przy ścinaniu (rys. 3.10a);
- ct – średnie moduły przy ściskaniu górną i przy rozciąganiu dołem (rys. 3.10b);
- ctc – średnie moduły przy ściskaniu górną, przy rozciąganiu dołem i przy ściskaniu nad podporą (rys. 3.10c).

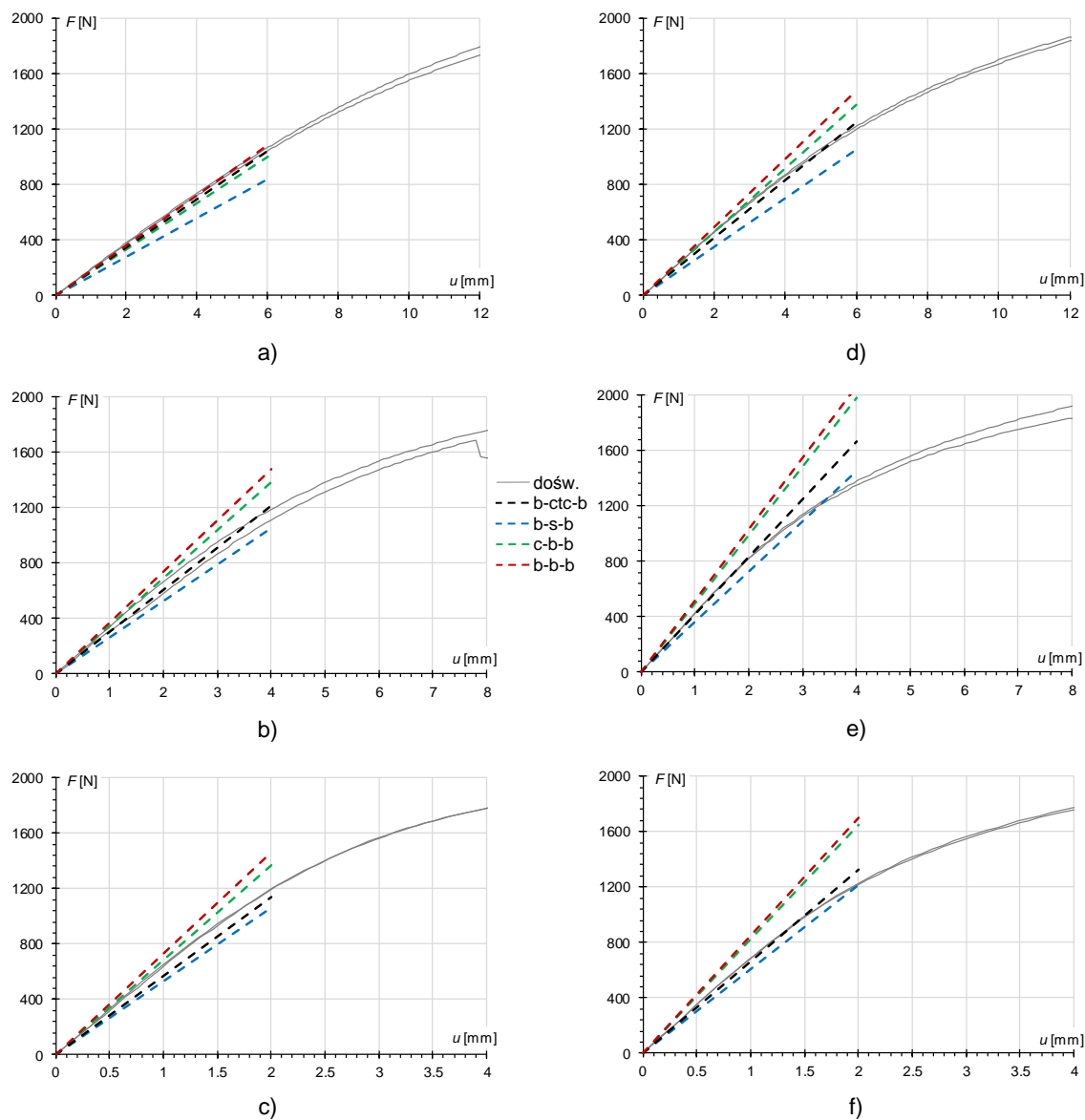


Rysunek 3.10. Schematy rozkładu dominujących stanów naprężeń w rdzeniu przy zginaniu belki CSIP; a) ścinanie; b) ściskanie górną i rozciąganie dołem; c) ściskanie górną, rozciąganie dołem i ściskanie nad podporą

Przypisanie całemu obszarowi rdzenia modułu uzyskanego w teście ścinania (b-s-b) doprowadziło we wszystkich symulacjach do znacznego spadku sztywności względem wyników doświadczalnych. Z kolei wydzielenie w rdzeniu obszarów ściskanego i rozciąganego (b-ct-b) zaowocowało znacznym przybliżeniem rezultatów MES do wyników doświadczalnych. Po przypisaniu strefie przypodporowej charakterystyk obszarów ściskanych (b-ctc-b), tylko jeden z uzyskanych wyników przekroczył nieznacznie 10-procentowy próg błędu.

Ostatnim etapem analizy zginania belek CSIP było testowanie różnych wartości modułu w okładzinach, przy zachowaniu w rdzeniu rozkładu parametrów 'ctc', dającego najlepsze wyniki. W górnej okładzinie przyjęto moduł przy ściskaniu, w dolnej przy zginaniu, oba o wartościach średnich (c-ctc-b), najmniejszych (c-ctc-b min) i największych (c-ctc-b max). Rozwiązania uzyskane dla tych wariantów charakteryzują się zmniejszoną sztywnością, prowadzącą do nieznacznego spadku zgodności z wynikami próbek dłuższych i nieznaczącej poprawy wyników próbek krótszych.





Rysunek 3.11. Porównanie zależności siła - przemieszczenie otrzymanych z symulacji trój- i czteropunktowego zginania próbek CSIP z danymi doświadczalnymi;
 3pb: a) L_0 , b) $L_0/2$, c) $L_0/4$; 4pb: d) L_0 , e) $L_0/2$, f) $L_0/4$



Tabela 3.10. Porównanie błędów wyników symulacji zginania próbek CSIP dla wybranych wartości modułu sprężystości poszczególnych warstw względem danych doświadczalnych;
cieniowanie komórek: czarny – poniżej 10%, szary – (10 ÷ 15)%, biały – powyżej 15%

zestaw parametrów	L_0		$L_0/2$		$L_0/4$	
	3pb	4pb	3pb	4pb	3pb	4pb
b-b-b min	10.7	0.4	10.6	16.3	4.9	16.7
b-b-b	4.0	7.7	17.0	21.8	12.7	23.4
b-b-b max	0.1	11.9	22.0	25.9	19.4	29.2
c-b-b min	18.5	8.2	4.8	11.5	0.6	14.1
c-b-b	11.1	0.1	9.9	16.8	5.8	19.9
c-b-b max	5.5	6.2	15.0	21.5	12.3	25.5
b-s-b	25.7	23.5	16.5	14.0	18.1	11.5
b-ct-b	4.1	3.1	5.4	11.5	2.5	13.4
b-ctc-b	7.5	9.0	3.8	1.5	11.7	3.5
c-ctc-b min	21.3	21.3	14.3	9.7	23.1	11.7
c-ctc-b	14.2	14.8	9.8	5.3	17.4	6.4
c-ctc-b max	8.9	10.0	5.2	1.2	11.6	1.3

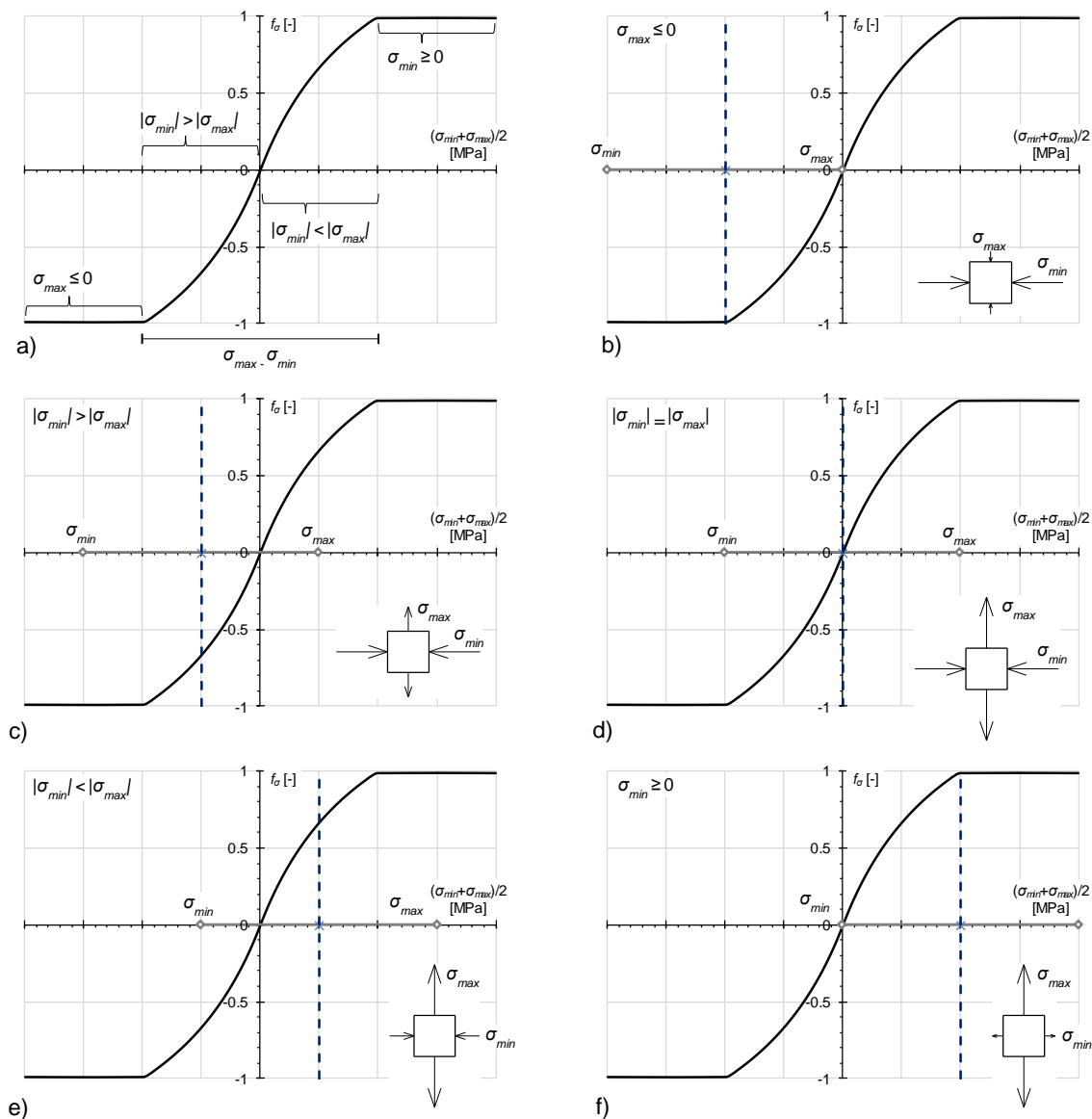
Zależność parametrów materiałowych od stanu naprężenia

W poprzedniej sekcji pokazano, że zastosowanie w symulacjach komputerowych pojedynczej wartości modułu sprężystości dla każdej warstwy, niezależnie od panującego w niej stanu naprężenia, nie pozwala na uzyskanie zadawalającej zgodności wyników z rezultatami badań doświadczalnych próbek o różnej geometrii. Parametry odpowiadające zginaniu dobrze opisują próbki najdłuższe, lecz zawyżają sztywność próbek krótszych; zastosowanie w całym rdzeniu modułu odpowiadającego stanowi ścinania, powoduje znaczny spadek sztywności wszystkich belek, co ma szczególnie negatywny wpływ na wyniki próbek najdłuższych i nieznacznie poprawia wyniki próbek krótszych. Zdecydowaną poprawę zgodności dla wszystkich badanych geometrii uzyskano dzieląc obszar rdzenia na części i przypisując każdej z nich wartość parametru odpowiadającą dominującemu w nim stanowi naprężenia.

Symulacje pokazały zatem, że przy ogólnym podziale modelu na obszary uznane za rozciągane bądź ściskane, którym przypisuje się moduły sprężystości uzyskane z odpowiednich testów, możliwe jest uzyskanie wyników bliższych rzeczywistości. Taki tok postępowania wymaga jednak korzystania z kilku opisów tego samego materiału i ich ręcznego przyporządkowywania w zależności od geometrii próbki i rodzaju testu. Ponadto ręczny podział rdzenia na strefy rozciągane i ściskane, dający dobre przybliżenie rzeczywistej sytuacji, nie jest oczywisty i nawet w przypadku zginania prostego wymaga wstępnej analizy. Podejście nie uwzględnia również zmian w stanie naprężenia, do których dochodzi w trakcie obciążania, oraz – w dalszych analizach – redystrybucji następującej po wejściu w zakres plastyczny.

W celu rozwiązania powyższych trudności stworzono procedurę użytkownika, która każdemu punktowi całkowania przypisuje w każdym przyroście wartość zmiennej stanu f_σ , określaną na podstawie wartości naprężeń głównych, od której uzależniona jest wartość modułu sprężystości przyjęta w dalszych obliczeniach.





Rysunek 3.12. Sposób określania wartości zmiennej stanu f_σ w zależności od przykładowych naprężeń głównych; a) opis przedziałów, b) $f_\sigma = -1$, c) $f_\sigma \in (-1; 0)$, d) $f_\sigma = 0$, e) $f_\sigma \in (0; 1)$, f) $f_\sigma = 1$

W procedurze wyróżniono dwa stany skrajne:

- $f_\sigma = -1$, ściskanie, przyjmowane gdy oba naprężenia główne są niedodatnie, czyli $\sigma_{max} \leq 0$;
- $f_\sigma = 1$, rozciąganie, przyjmowane gdy oba naprężenia główne są nieujemne, czyli $\sigma_{min} \geq 0$.

Wartości f_σ w przedziałach pomiędzy stanami bazowymi przyjęto zgodnie z zależnościami:

$$f_\sigma = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{min}} - 1, \text{ gdy } |\sigma_{min}| \geq |\sigma_{max}|, \quad (3.1)$$

$$f_\sigma = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} + 1, \text{ gdy } |\sigma_{min}| < |\sigma_{max}|. \quad (3.2)$$

Na rysunku 3.12 przedstawiono przykładowe konfiguracje naprężeń głównych oraz odpowiadające im przedziały wartości zmiennej f_σ , przyjęte zgodnie z zaprezentowaną procedurą.

Procedura pozwala na zdefiniowanie stanu charakterystycznego przez przypisanie dowolnemu $f_\sigma \in \langle -1; 1 \rangle$ zestawu parametrów materiałowych. Zdefiniowanie co najmniej dwóch stanów skrajnych, odpowiadających $f_\sigma = -1$ i $f_\sigma = 1$, jest wymagane, wprowadzenie stanów dodatkowych jest opcjonalne. Wszystkim f_σ , należącym do przedziałów znajdujących się pomiędzy stanami charakterystycznymi, przypisywane są automatycznie wartości parametrów wynikające z interpolacji liniowej.

Zastosowanie takiego podejścia w zakresie sprężystym, pozwoliło na opisanie każdej z warstw kompozytu zestawem parametrów przypisanych wybranym wartościom f_σ . Na podstawie wcześniejszych wyników symulacji zginania belek CSIP ustalono, że najlepszą zgodność z wynikami doświadczalnymi uzyskano przypisując warstwom kompozytu zestawy parametrów b-ctc-b oraz c-ctc-b, czyli używając wyłącznie parametrów rdzenia przy ściskaniu i rozciąganiu. Symulacje, w których rdzeń opisano modułem sprężystości uzyskanym z badań bezpośredniego ścinania, skutkowały znacznym zaniżeniem sztywności próbki. Na tej podstawie przyjęto tylko dwa stany charakterystyczne: $f_\sigma = -1$ i $f_\sigma = 1$, odpowiadające ściskaniu i rozciąganiu. W zastosowanym podejściu zmiennej $f_\sigma = 0$ przypisano nie moduł uzyskany z badania bezpośredniego ścinania, odrzucony jako wielkość niemiarodajna, lecz wartość interpolowaną ze stanów rozciągania i ściskania. Do opisu sprężystego zachowania rdzenia nie wykorzystano też modułu uzyskanego w teście zginania EPS, ponieważ jest on wielkością efektywną, prowadzącą do zawyżenia sztywności próbek CSIP o niski stosunku L_0/h poddanych zginaniu.

Alternatywnym podejściem byłoby przypisanie stanowi $f_\sigma = 0$ modułu sprężystości przy ścincaniu, wyznaczonego wg metod doświadczalnych odzwierciedlających efektywną odpowiedź rdzenia w tych warunkach, czyli pomiaru ugięcia lub kątów obrotu przy zginaniu panelu warstwowego [Chuda-Kowalska 2011], [Chuda-Kowalska i Garstecki 2011], [Pozorski 2016]; podobne rozwiązanie zastosowano z powodzeniem w [Alwin 2002] używając parametrów EPS przy ścincaniu uzyskanym ze zginania belki CSIP oraz ściskaniu.

Wartości wykorzystane w obliczeniach przedstawiono w tabeli 3.11. Na podstawie analiz ściskania próbek CSIP na sztorc ustalono, że wyniki najbliższe doświadczalnym uzyskano po przyjęciu wartości średniej (rys. 3.9d) i największej (rys. 3.9a-c) modułu sprężystości przy ściskaniu; stanowi rozciągania przypisano odpowiadające im wartości parametrów z testów zginania, kolejno, średnią i największą; symulacje ściskania dla wartości najmniejszej dają znacznie zaniżone wyniki (przyczynę tego stanu przedstawiono we wnioskach sekcji 2.1.2) i dlatego została ona wyłączona z dalszych analiz. Ze względu na duży rozrzut danych pomiarowych uznano, że w analizie MES należy uwzględnić oba te zestawy parametrów i uznać je za miarodajne wartości skrajne. Każda z dalszych symulacji została przeprowadzona dwukrotnie – dla zestawu parametrów o większych ("MgO max") i mniejszych ("MgO min") wartościach – a obszar między uzyskanymi wynikami uznano za przewidywaną

odpowiedź próbki. W przypadku materiału rdzenia zmienność wyników doświadczalnych była znacznie mniejsza; z tego względu dla EPS o danej gęstości przyjęto wartości średnie (bądź uzyskane z odpowiednich wzorów empirycznych, w przypadku braku danych z badań własnych). Ostatecznie, w tabeli 3.11 zaprezentowano dwa zestawy danych dla płyty MgO i po jednym zestawie dla trzech różnych gęstości EPS.

Tabela 3.11. Wartości parametrów sprężystych przypisane wybranym wartościom f_{σ}

f_{σ} [-]	E [MPa]	ν [-]
MgO min		
-1	2430	0.18
1	5750	0.18
MgO max		
-1	3886	0.18
1	8040	0.18
EPS 21		
-1	6.8	0.12
1	10.5	0.12
EPS 19		
-1	5.4	0.11
1	9.2	0.11
EPS 15		
-1	5.0	0.09
1	7.2	0.09

Rezultaty obliczeń zaprezentowano w formie map rozkładu zmiennej stanu f_{σ} (rys. 3.13, 3.15, 3.17, 3.18) oraz wykresów siła - przemieszczenie (rys. 3.14, 3.16, 3.19). Na wykresach cienką linią ciągłą przedstawiono wyniki doświadczalne, pogrubioną linią przerywaną wyniki bieżących symulacji, cienką linią kropkowaną wyniki wcześniejszych symulacji (bez uwzględnienia wpływu f_{σ}).

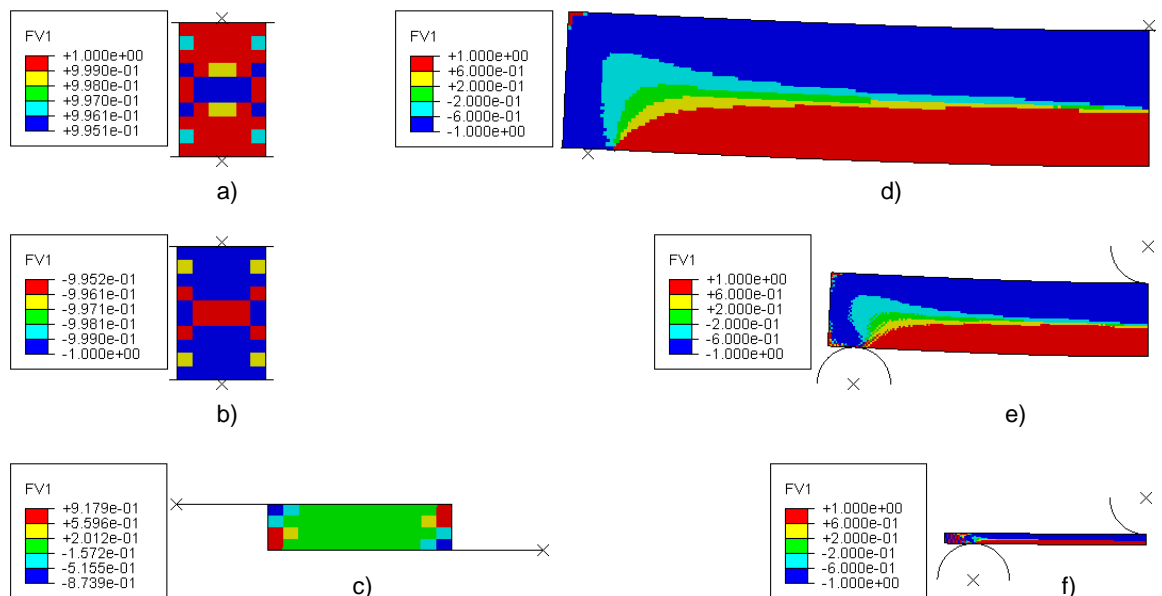
Z map f_{σ} przy rozciąganiu i ściskaniu EPS (rys. 3.13a-b) widać, że stan naprężenia w próbkach prowadzi do niemal jednorodnego rozkładu wartości f_{σ} w całym obszarze rdzenia, a więc do takiej samej sytuacji, co w symulacjach przy stałych wartościach parametrów materiałowych.

W symulacji ścinania EPS w znacznej części obszaru próbki uzyskano wartości f_{σ} bliskie zeru (rys. 3.13c), czyli parametry materiałowe w tym obszarze zostały przyjęte z interpolacji między stanami rozciągania i ściskania. Błąd względny wyniósł ok. 30% w porównaniu z uśrednionym wynikiem doświadczalnym i ok. 10% w porównaniu z wynikiem największym (rys. 3.14a). W [Chuda-Kowalska 2011], [Chuda-Kowalska i Garstecki 2011] zaprezentowano porównanie modułów ścinania pianki PU uzyskanych różnymi metodami pomiarowymi; wartość średnia z testów bezpośredniego ścinania jest w nim zaniżona o 27% względem średniej uzyskanej z badań pomiaru ugięcia i kątów obrotu paneli zginanych (metod uznanych za bardziej miarodajne wg [Błaszczuk i Pozorski 2012], [Pozorski 2016]). Zatem

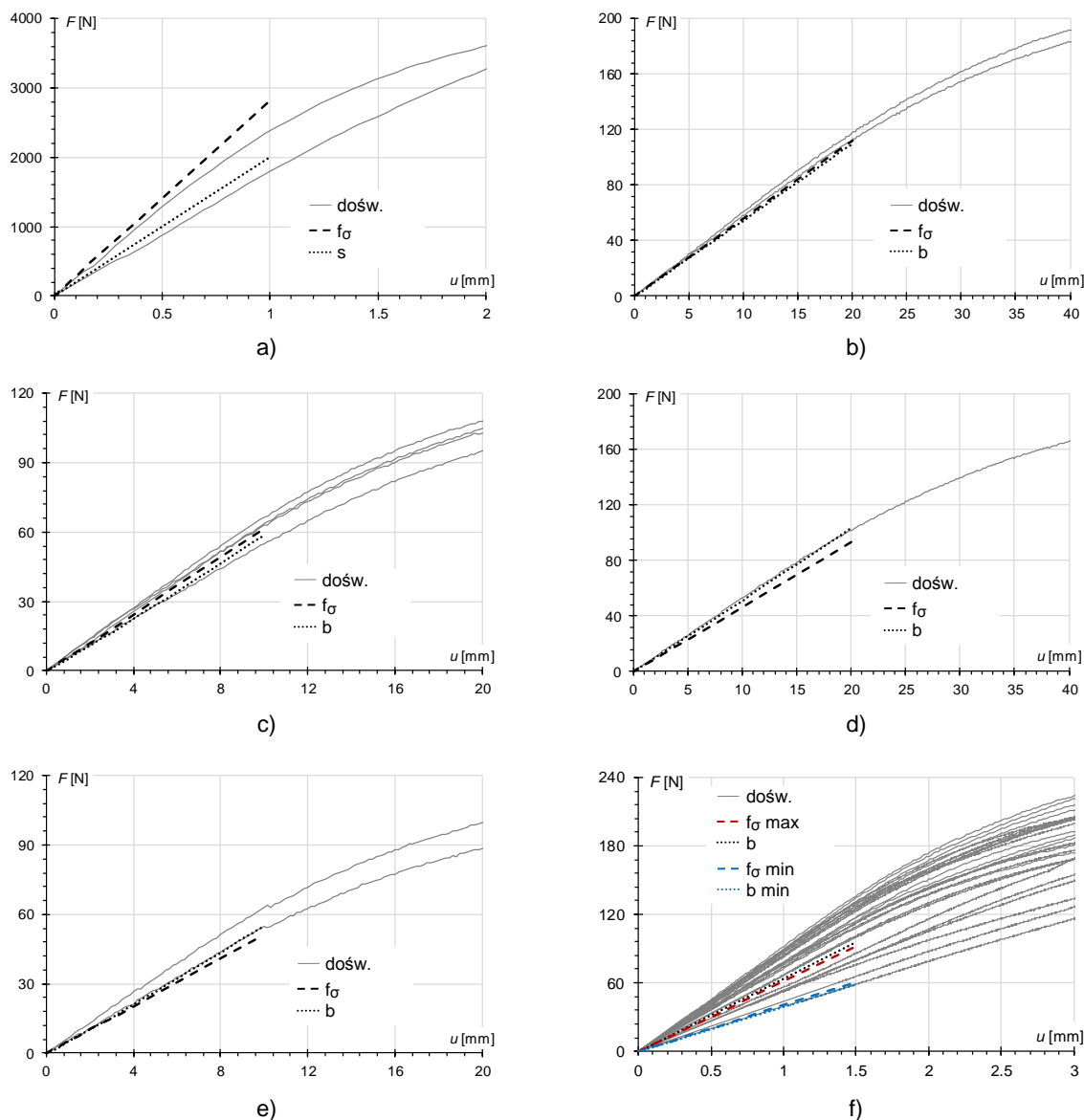
zawyżenie sztywności w stanie bezpośredniego ścinania, uzyskane w symulacji, uznano za efekt wpływający pozytywnie na zgodność symulacji zginania próbek CSIP z ich rzeczywistym zachowaniem.

Mapy zmiennej stanu z obliczeń trójpunktowego zginania belek EPS i płyty MgO dzielą obszary próbek, zgodnie z oczekiwaniami, na dwie części: dolną o $f_{\sigma}=1$ oraz górną o $f_{\sigma}=-1$ (rys. 3.13d-f). Wyniki symulacji zginania belek EPS w formie wykresów (rys. 3.14b-e) wykazują zgodność z krzywymi doświadczalnymi podobną do uzyskanej przy stałych wartościach parametrów. Różnica względem wyniku średniego próbek o gęstości 21 kg/m^3 wyniosła 5.3% dla próbek dłuższych i 4% dla próbek krótszych – wprowadzenie modułu sprężystości zależnego od stanu naprężenia, zniwelowało zatem rozbieżność powstałą po uwzględnieniu wpływu dużych przemieszczeń. W przypadku materiału o gęstości 19 kg/m^3 różnica wyniosła, odpowiednio, 13% i 15% – przyczyną zaniżenia sztywności jest, najprawdopodobniej, przyjęcie wartości modułu przy rozciąganiu uzyskanej ze wzoru empirycznego. Wyniki symulacji pokazują, że opis rdzenia za pomocą parametrów określonych przy rozciąganiu i ściskaniu dobrze odzwierciedla zachowanie EPS przy zginaniu.

Symulację zginania płyty MgO przeprowadzono dwukrotnie, dla obu zestawów danych z tabeli 3.11; wynik uzyskany po przyjęciu wartości największych jest o 6% niższy od średniej z doświadczeń, zaś po przyjęciu wartości średnich (uznanych za efektywne minimum) otrzymano odpowiedź o 1.3% sztywniejszą od najmniejszego wyniku doświadczalnego (rys. 3.14f). Przypisanie stanowi rozciągania modułu przy zginaniu osłabia więc w zrozumiały sposób odpowiedź zginanej okładziny, jednak utrzymuje ją w zakresie wyników doświadczalnych, co uznano za satysfakcjonujące.



Rysunek 3.13. Mapy rozkładu zmiennej stanu f_{σ} (FV1) w symulacjach badań na materiałach składowych; a) EPS t; b) EPS c; c) EPS s; d) EPS 3pb L_0 ; e) EPS 3pb $L_0/2$; f) MgO 3pb

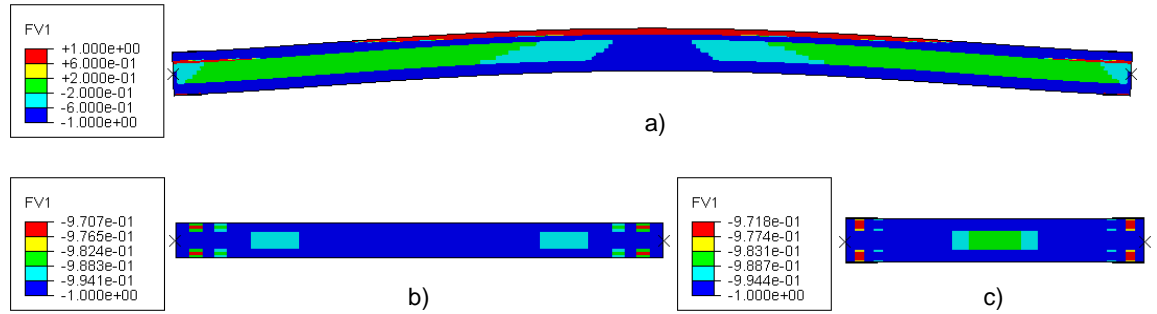


Rysunek 3.14. Porównanie zależności siła - przemieszczenie otrzymanych z symulacji badań ścinania i zginania EPS oraz zginania płyty MgO z danymi doświadczalnymi;
 a) EPS21 s; b) EPS21 3pb L_0 ; c) EPS21 3pb $L_0/2$; d) EPS19 3pb L_0 ; e) EPS19 3pb $L_0/2$; f) MgO 3pb

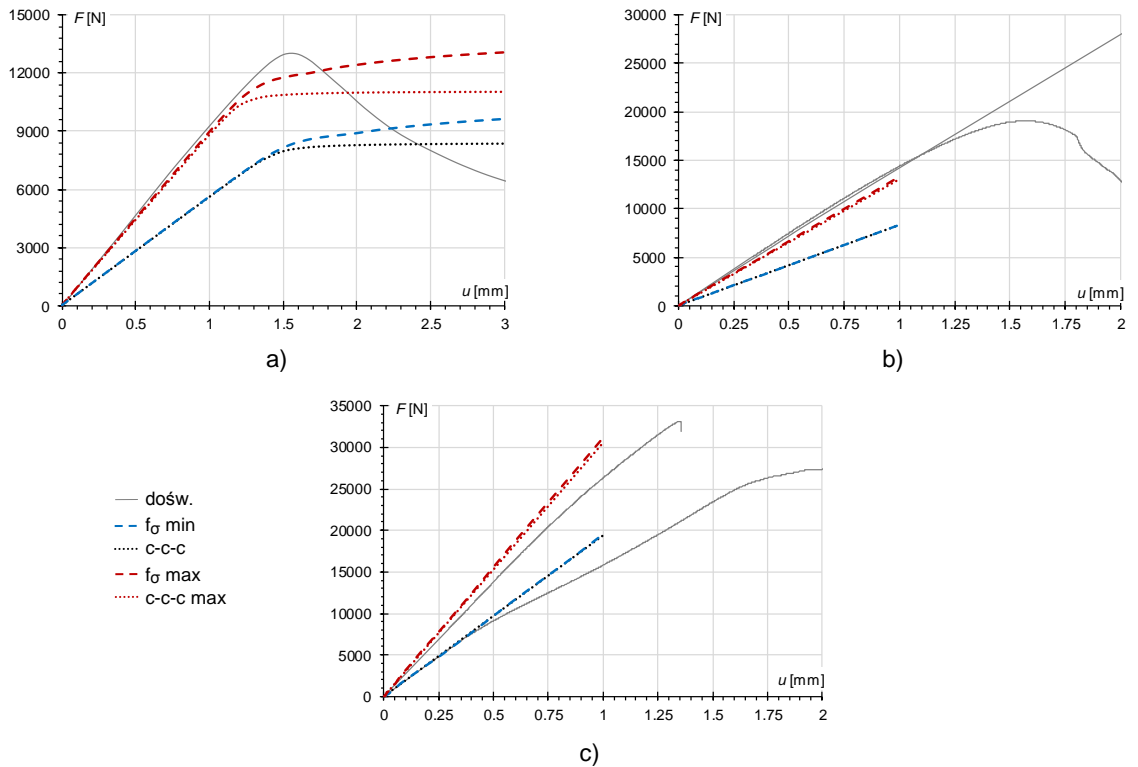
Kolejna grupa symulacji obejmuje próbki CSIP poddane ścisaniu na sztorc (rys. 3.3); uzyskane mapy f_σ i wykresy siła – przemieszczenie przedstawiono, kolejno, na rysunkach 3.15 i 3.16. W próbkach krótszych zmienna stanu utrzymuje we wszystkich warstwach wartość bliską -1 (rys. 3.15b-c), a ponieważ oznacza to przyjęcie tych samych parametrów co w obliczeniach dla stałych parametrów przy ścisaniu, to otrzymane krzywe siła - przemieszczenie pokrywają się niemal idealnie z wcześniejszymi wynikami. Zestawowi parametrów maksymalnych odpowiadają wyniki uzyskane dla największego modułu przy ścisaniu, zaś zestawowi parametrów minimalnych odpowiada rozwiązanie dla modułu średniego (rys. 3.16b-c).

Wyniki symulacji próbki najdłuższej, najlepiej pokazują jaki wpływ na odpowiedź próbki może mieć zmiana rozkładu wartości f_σ . W początkowej fazie symulacji (ok. 30% Δu_z) zmienna stanu przyjmuje we wszystkich elementach wartość bliską -1 , ale gdy dochodzi do utraty

stateczności i deformacja próbki przyjmuje postać giętą, w centralnej części jednej z okładzin pojawia się obszar w którym $f_{\sigma}=1$ (rys. 3.15a). Na obszarze tym dochodzi do przypisania wartości modułu sprężystości przy zginaniu (większej niż przy ściskaniu (tab. 3.11)), co z kolei prowadzi do wzrostu sztywności próbki. Efekt jest wyraźnie widoczny na zestawieniu z wynikami poprzedniej analizy (rys. 3.16a), w której użyto pojedynczej wartości modułu sprężystości, niezależnej od panującego stanu naprężenia.



Rysunek 3.15. Mapy rozkładu zmiennej stanu f_{σ} (FV1) w symulacjach badań ściskania próbek CSIP; a) CSIP c L_0 ; b) CSIP c $L_0/1.5$; c) CSIP c $L_0/3.5$



Rysunek 3.16. Porównanie zależności siła - przemieszczenie otrzymanych z symulacji badań ściskania próbek CSIP z danymi doświadczalnymi; a) CSIP c L_0 ; b) CSIP c $L_0/1.5$; c) CSIP c $L_0/3.5$

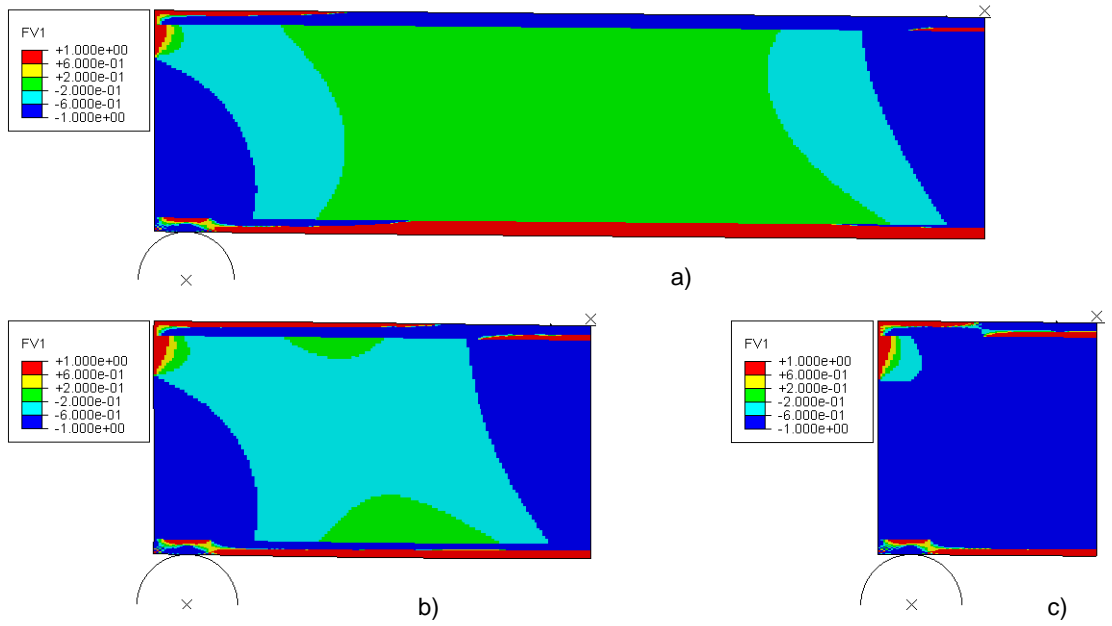
Rezultaty symulacji przeprowadzonych na ostatniej grupie próbek, belkach CSIP poddanych trój- i czteropunktowemu zginaniu, uwidaczniają jak problematyczne jest odgórne określenie realnego stanu naprężenia panującego w warstwach analizowanego panelu.

W okładzinach dolnej i górnej dominują, odpowiednio, naprężenia rozciągające i ściskające. Opis ten jest najbardziej trafny w przypadku belek o największej długości, jednak nawet w ich przypadku widoczne są niewielkie obszary, w których panują naprężenia o znaku przeciwnym: w okładzinie dolnej w sąsiedztwie podpory, w okładzinie górnej pod miejscem przyłożenia obciążenia i przy krawędzi próbki (rys. 3.17a, 3.18a). Wraz ze spadkiem rozstawu, proporcje między obszarami rozciąganymi i ściskanymi w obrębie pojedynczej okładziny stopniowo się zrównują. Każda z okładzin jest górami ściskana i dołem rozciągana (rys. 3.17b-c, 3.18b-c), co wskazuje na charakter pracy bliższy belce wielokrotnej niż zespolonej.

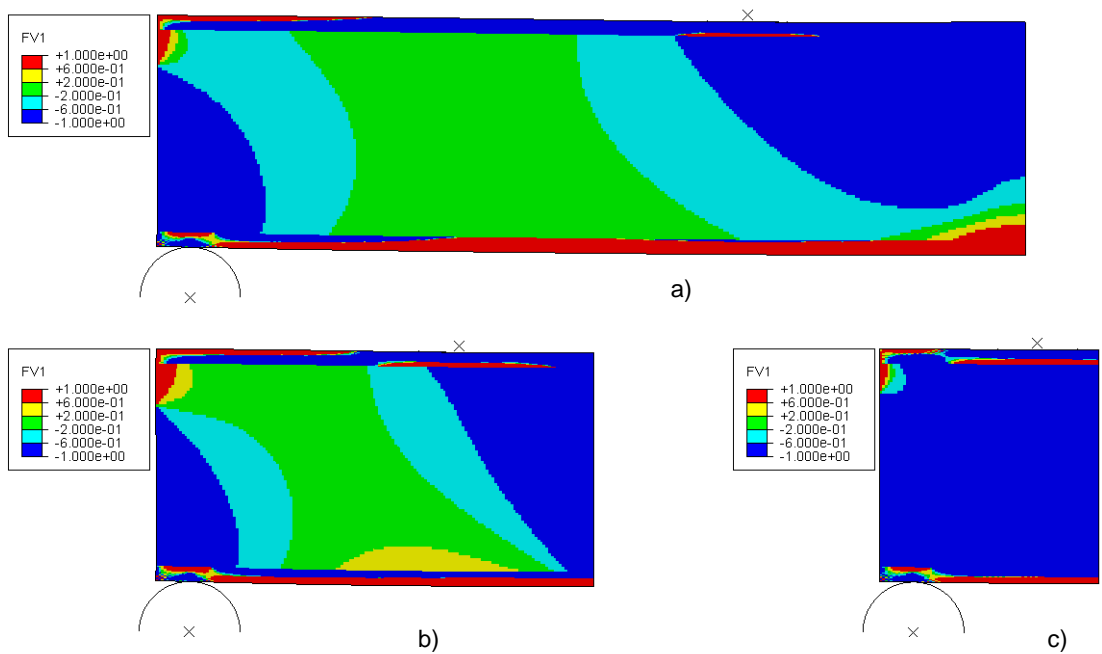
Sytuacja panująca w rdzeniu dobrze obrazuje podstawowe dwa zadania, którym ta warstwa musi sprostać: (1) zapewnienie stałej odległości między okładzinami oraz (2) uniemożliwienie wzajemnego przesuwu w kierunku długości [Allen 1969]. W belkach najdłuższych (rys. 3.17a, 3.18a) ściskanie dominuje w obszarze rdzenia, znajdującym się nad podporami oraz pod miejscem przyłożenia obciążenia; rozciąganie występuje na styku ze skrajem górnej okładziny, w dolnej części rdzenia dominuje tylko w przypadku zginania czteropunktowego, na niewielkim obszarze w środku rozpiętości belki; w największej części rdzenia dominuje ścinanie (f_{σ} bliskie zeru). Po zmniejszeniu rozstawu, próbki przestają pracować jak belki zginane (rys. 3.17b-c, 3.18b-c); w rdzeniu dominuje ściskanie, rozciąganie występuje tylko na górnej krawędzi, zaś ścinanie jest wyraźne tylko w belce czteropunktowo zginanej o rozstawie $L_0/2$, w pozostałych jego wpływ zanika.

Uzyskane rezultaty potwierdzają słuszność przyjęcia do opisu sprężystego zachowania rdzenia tylko dwóch stanów skrajnych: rozciągania i ściskania (tab. 3.11). Stworzenie stanu charakterystycznego $f_{\sigma}=0$ i przypisanie mu parametrów uzyskanych w teście bezpośredniego ścinania doprowadziłoby – przy uzyskanych mapach – do znacznego zaniżenia sztywności wszystkich belek zginanych. Wartości parametrów w f_{σ} bliskim zeru, interpolowane pomiędzy stanami rozciągania i ściskania, dają bardzo dobrą zgodność z wynikami doświadczalnymi w przypadku wszystkich zginanych belek CSIP (rys. 3.19), niezależnie od ich geometrii.

Zależności siła - przemieszczeni uzyskane w tych analizach (rys. 3.19), wskazują, że najlepszą zgodność z krzywymi doświadczalnymi uzyskano korzystając z zestawu maksymalnych wartości parametrów materiałowych okładziny. Wyniki te są również bardzo zbliżone do uzyskanych po przyjęciu stałych wartości modułów zgodnie ze schematem 'b-ctc-b' (3.10c); w porównaniu z poprzednim podejściem zgodność maleje tylko w przypadku belek o najkrótszym rozstawie: 3.3% w 3pb i 5.2% w 4pb. Sztywność po przyjęciu dla okładzin parametrów minimalnych jest niższa od średniej doświadczalnej o $(6 \div 20)\%$.

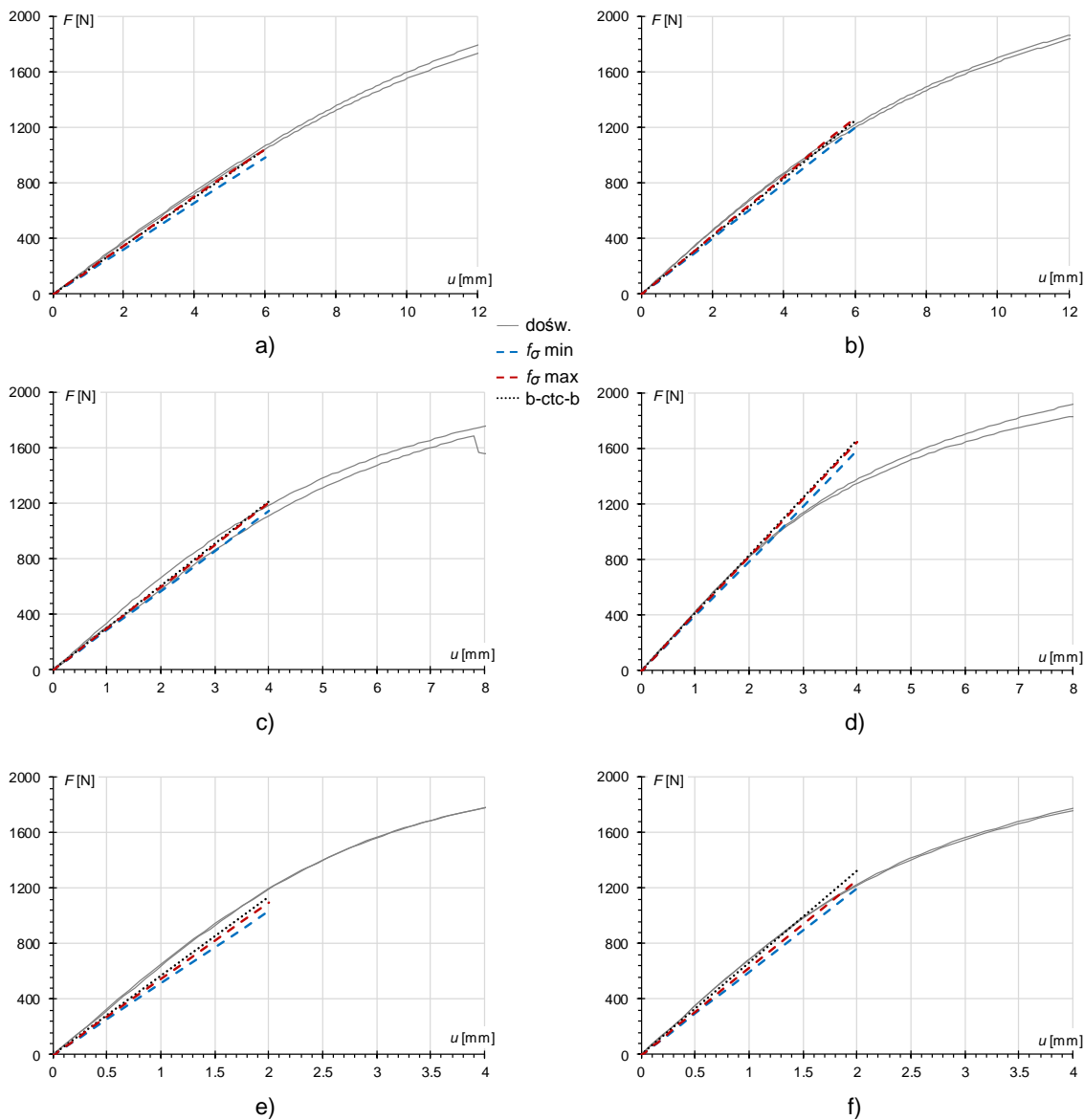


Rysunek 3.17. Mapy rozkładu zmiennej stanu f_σ (FV1) w symulacjach badań trójpunktowego zginania belek CSIP; a) CSIP b L_0 ; b) CSIP b $L_0/2$; c) CSIP b $L_0/4$



Rysunek 3.18. Mapy rozkładu zmiennej stanu f_σ (FV1) w symulacjach badań czteropunktowego zginania belek CSIP; a) CSIP b L_0 ; b) CSIP b $L_0/2$; c) CSIP b $L_0/4$





Rysunek 3.19. Porównanie zależności siła - przemieszczenie otrzymanych z symulacji trój- i czteropunktowego zginania próbek CSIP z danymi doświadczalnymi; rozstaw L_0 : a) 3pb, b) 4pb; rozstaw $L_0/2$: c) 3pb, d) 4pb; rozstaw $L_0/4$: e) 3pb, f) 4pb

Powyższe analizy pokazują, że zastosowanie zmienności parametrów materiałowych w zależności od zmiennej stanu f_σ w przyjętej konfiguracji (tab. 3.11) umożliwia uzyskanie wyników numerycznych o zadowalającej zgodności z kompletem badań doświadczalnych na próbkach o różnej geometrii i o różnych gęstościach rdzenia. Największą zaletą takiego podejścia jest możliwość zastosowania pojedynczego opisu materiałowego dla danej warstwy, niezależnego od geometrii próbki oraz działającego obciążenia.

Wszystkie wyniki przedstawione w tej serii symulacji uznano za satysfakcjonujące, dlatego przedstawiony układ parametrów sprężystych (tab. 3.11) został zaakceptowany i potraktowany jako ostateczny. Zostanie wykorzystany bez żadnych zmian we wszystkich dalszych obliczeniach.

3.2.2. Zakres niesprężysty

Opis zakresu niesprężystej pracy materiałów faz składowych panelu CSIP uznano za jeden z kluczowych składników trafnego przewidywania mechanizmów zniszczenia zaobserwowanych w testach doświadczalnych (sekcja 3.1). Z tego względu wpływ nieliniowości materiałowej uwzględniono zarówno w przypadku rdzenia jak i okładzin. Zakres niesprężysty zdefiniowano przez dodanie do modelu materiału sprężystego opisu opartego na teorii plastyczności [Lubliner 2006], [Skrzypek 1986].

Poniżej przytoczono fundamentalne równania klasycznej teorii sprężysto-plastycznej. Dla uproszczenia wszystkie wartości tensorowe i wektorowe wyróżniono przez pogrubienie. Przyjęto następującą notację wektorową naprężeń i odkształceń:

$$\boldsymbol{\sigma} = [\sigma_{11} \ \sigma_{22} \ \sigma_{33} \ \sigma_{12} \ \sigma_{23} \ \sigma_{13}]^T \quad (3.3)$$

$$\boldsymbol{\varepsilon} = [\varepsilon_{11} \ \varepsilon_{22} \ \varepsilon_{33} \ \varepsilon_{12} \ \varepsilon_{23} \ \varepsilon_{13}]^T \quad (3.4)$$

Podstawowym założeniem klasycznej teorii plastyczności jest możliwość wyrażenia całkowitego przyrostu odkształcenia jako sumy części odwracalnej (sprężystej) i nieodwracalnej (plastycznej):

$$\Delta \boldsymbol{\varepsilon} = \Delta \boldsymbol{\varepsilon}^{el} + \Delta \boldsymbol{\varepsilon}^{pl} \quad (3.5)$$

gdzie: $\boldsymbol{\varepsilon}$ – całkowite odkształcenie, $\boldsymbol{\varepsilon}^{el}$ – sprężysta część odkształcenia, $\boldsymbol{\varepsilon}^{pl}$ – plastyczna część odkształcenia. Przyrost odkształcenia wyznaczany jest z klasycznej zależności:

$$\Delta \boldsymbol{\varepsilon}^{el} = \mathbf{D}^{-1} \Delta \boldsymbol{\sigma} \quad (3.6)$$

gdzie: \mathbf{D} – sprężysta macierz konstytutywna. Materiał zachowuje się w sposób sprężysty, tj. $\boldsymbol{\varepsilon}^{pl} = \mathbf{0}$, tak długo, jak długo spełniony jest warunek nałożony na funkcję uplastycznienia, w ogólnej postaci przedstawiony jako:

$$f(\boldsymbol{\sigma}, R) < 0 \quad (3.7)$$

gdzie: R – zmienna określająca bieżący rozmiar powierzchni uplastycznienia. W momencie gdy osiągnięta zostanie powierzchnia uplastycznienia, tj. gdy zachodzi $f=0$, dochodzi do plastycznego płynięcia. Jeżeli w zakresie tym uwzględnia się wzmocnienie, to kryterium uplastycznienia zależy od zmiennej R , określającej bieżący poziom wytrzymałości materiału, wywołany efektem wzmocnienia; w przypadku materiału izotropowego R jest wielkością skalarną. Po uplastycznieniu niesprężysta część odkształcenia obliczana jest zgodnie z regułą płynięcia, którą można przedstawić jako:

$$\Delta \boldsymbol{\varepsilon}^{pl} = \Delta \zeta \frac{\partial g}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \quad (3.8)$$

gdzie: g – potencjał płynięcia, ζ – skalarny mnożnik plastyczny. Podczas przyrostu obciążenia w zakresie plastycznym, naprężenia muszą pozostawać na powierzchni uplastycznienia, zachowanie takie zapewnia spełnienie warunku spójności:



$$\Delta f = \frac{\partial f}{\partial \sigma} \Delta \sigma + \frac{\partial f}{\partial R} \Delta R = 0. \quad (3.9)$$

Dla skrócenia zapisu przyjęto następujące oznaczenia:

$$\mathbf{F} = \frac{\partial f}{\partial \sigma}, \quad \mathbf{G} = \frac{\partial g}{\partial \sigma}. \quad (3.10)$$

Moduł wzmocnienia wynika z klasycznej zależności:

$$\frac{\partial f}{\partial R} \Delta R = -H \Delta \zeta. \quad (3.11)$$

Ewolucję wielkości R i H , możliwą do opisanego na kilka sposobów, nazywa się w ogólności efektem wzmocnienia. Jeżeli przyjąć, że R zależy od pewnego wewnętrznego parametru x , który z kolei jest powiązany z mnożnikiem plastycznym ζ , to równanie (3.11) można przekształcić do postaci:

$$H = -\frac{\partial f}{\partial R} \frac{\Delta R}{\Delta x} \frac{\Delta x}{\Delta \zeta}. \quad (3.12)$$

Zależności $R=R(x)$ oraz $x=x(\zeta)$ określają przyjęty opis wzmocnienia, będący kluczowym elementem przyjętego modelu materiałowego. Jeżeli x oznacza niezmiennik odkształcenia plastycznego, to poziom wytrzymałości w zakresie plastycznym jest zależny od odkształcenia plastycznego, a opis takiego zachowania nazywany jest modelem ze wzmocnieniem odkształceniowym (ang. *strain-hardening model*).

Podstawienie (3.6) oraz (3.8) do (3.5) i lewostronne mnożenie przez \mathbf{D} prowadzi do:

$$\mathbf{D} \Delta \boldsymbol{\varepsilon} = \Delta \boldsymbol{\sigma} + \Delta \zeta \mathbf{D} \frac{\partial g}{\partial \sigma}, \quad (3.13)$$

co po lewostronnym mnożeniu przez $\mathbf{F}^T = (\partial f / \partial \sigma)^T$ i uwzględnieniu (3.9), (3.11) oraz oznaczeń (3.10) daje:

$$\Delta \zeta = \frac{\mathbf{F}^T \mathbf{D} \Delta \boldsymbol{\varepsilon}}{H + \mathbf{F}^T \mathbf{D} \mathbf{G}}. \quad (3.14)$$

Podstawienie (3.14) do (3.13) prowadzi do formuły na przyrost naprężenia:

$$\Delta \boldsymbol{\sigma} = \left[\mathbf{D} - \frac{\mathbf{D} \mathbf{G} \mathbf{F}^T \mathbf{D}}{H + \mathbf{F}^T \mathbf{D} \mathbf{G}} \right] \Delta \boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{D}_{ep} \Delta \boldsymbol{\varepsilon}. \quad (3.15)$$

gdzie \mathbf{D}_{ep} jest sprężysto-plastyczną styczną macierzą konstytutywną.

Kryterium uplastycznienia

W pakiecie ABAQUS dostępnych jest kilka różnych kryteriów uplastycznienia, spełniających założenia prowadzonej analizy. W przypadku rdzenia EPS rozważano użycie modelu ściśliwej pianki strukturalnej (ang. *crushable foam*) oraz kryterium Druckera-Pragera. Do opisu nieliniowej odpowiedzi okładzin z płyty MgO brano pod uwagę kryterium Druckera-Pragera oraz dwa modele betonu z wbudowanym kryterium zniszczenia: (1) model

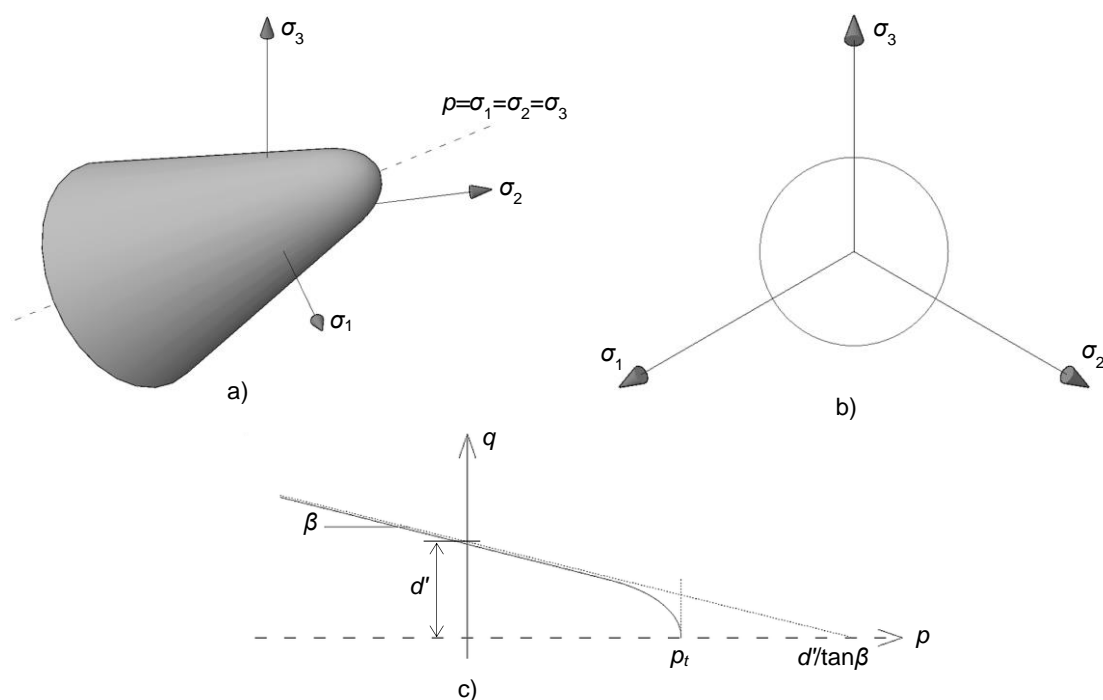
rys rozmytych (ang. *smearred crack concrete model*) i (2) model sprężysto-plastyczny z uwzględnieniem mechaniki uszkodzeń (ang. *concrete damaged plasticity model*). Z modelu zgniatanej pianki zrezygnowano ponieważ nie jest dostępny w płaskim stanie naprężenia, zaś oba modele uwzględniające wpływ współczynnika uszkodzenia na degradację sprężystej części odpowiedzi, wprowadzały dużą wrażliwość wyników na geometrię siatki ES, wynikającą z występowania stref lokalizacji, których prawidłowe modelowanie jest niemożliwe z wykorzystaniem klasycznych praw konstytutywnych w ich podstawowej formie [Tejchman i Bobiński 2013].

Ostatecznie zdecydowano się na zastosowanie kryterium Druckera-Pragera, które umożliwia uwzględnienie wszystkich cech fizycznych wymienionych w sekcji 3.1, do opisu zachowania, zarówno EPS, jak i płyty MgO. Model ten jest zazwyczaj stosowany w opisie materiałów ziarnistych oraz polimerów [Abaqus 2010], jednak jest na tyle ogólny, że został z powodzeniem wykorzystany do opisu zachowania EPS [Wong i Leo 2006], [Leo i inni 2008] oraz jako część rozbudowanego modelu materiałowego betonu [Tejchman i Bobiński 2013].

W pakiecie ABAQUS dostępne są trzy wersje kryterium uplastycznienia tej klasy, różniące się kształtem powierzchni w płaszczyźnie południkowej: (1) liniowe, (2) hiperboliczne i (3) eksponentalne. W obliczeniach wykorzystano wersję hiperboliczną kryterium, ze względu na jej lepszą stabilność zaobserwowaną we wstępnych symulacjach względem wersji liniowej; jest ona również zalecana, gdy w modelowanym układzie występują znaczące naprężenia rozciągające [Abaqus 2010]. Hiperboliczne kryterium uplastycznienia będące ciągłą kombinacją warunku dopuszczalnych naprężeń rozciągających Rankine'a oraz liniowego kryterium Druckera-Pragera opisane jest zależnością:

$$f = \sqrt{(d'_0 - p_0 \tan \beta)^2 + q^2} - p \tan \beta - d' = 0, \quad (3.16)$$

gdzie: $p = 1/3 \text{tr}(\boldsymbol{\sigma})$ – średnie naprężenie w stanie hydrostatycznym, q – równoważne naprężenia H-M-H, d' – parametr wzmocnienia, d'_0 – początkowa wartość d' , p_0 – początkowa wytrzymałość materiału w stanie hydrostatycznego rozciągania, β – kąt tarcia wewnętrznego przy wysokim poziomie hydrostatycznego ściskania. Graficzną interpretację powierzchni uplastycznienia w przestrzeni naprężeń głównych i na płaszczyźnie południkowej przedstawiono na rysunku 3.20a,c; jej przekrój płaszczyzną dewiatorową jest okręgiem von Misesa (rys. 3.20b).



Rysunek 3.20. Powierzchnia uplastycznienia Druckera-Pragera: a) w przestrzeni naprężeń głównych; b) na płaszczyźnie dewiatorowej; c) na płaszczyźnie południkowej

Potencjał płynięcia jest opisany funkcją hiperboliczną:

$$g = \sqrt{(\epsilon \sigma_{y0} \tan \psi)^2 + q^2} - p \tan \psi, \quad (3.17)$$

gdzie: ϵ – mimośród określający tempo w jakim funkcja zbliża się do asymptoty (kryterium liniowego), σ_{y0} – początkowe naprężenie uplastycznienia, ψ – kąt dylatacji. Model pozwala na przyjęcie płynięcia stowarzyszonego, gdy $\psi = \beta$, lub niestowarzyszonego gdy warunek ten nie jest spełniony. Wymagane jest podanie dodatniego kąta dylatacji, czyli wraz z przyrostem odkształceń plastycznych dochodzi do zwiększania się objętości materiału. Nie stanowi to problemu w przypadku płyty MgO, jest to zjawisko charakterystyczne dla betonu [Tejchman i Bobiński 2013], jednak w przypadku EPS poddanego działaniu dużych odkształceń ściskających współczynnik Poissona dąży do zera i dochodzi do zmniejszania się objętości materiału [Gdoutos i inni 2002]. Zjawisko to zaobserwowano wyłącznie w teście jednoosiowego ściskania EPS (sekcja 2.1.1), w badaniach próbek CSIP nie doszło do porównywalnego wgniatania rdzenia przed inicjacją zniszczenia w okładzinie, dlatego uznano, że w ramach przyjętego zakresu analizy nie odgrywa ono większej roli. W przypadku ograniczonych odkształceń plastycznych kryterium Druckera-Pragera odzwierciedla zachowanie EPS z zadowalającą dokładnością [Leo i inni 2008].

Powierzchnię uplastycznienia zdefiniowano przy użyciu parametrów zebranych w tabeli 3.12. Do opisu zachowania płyty MgO użyto jednego zestawu parametrów, wspólnego dla wersji maksymalnej i minimalnej. Wartości kątów tarcia wewnętrznego, β , i dylatacji, ψ , przyjęto zgodnie z modelem betonu prezentowanym w [Tejchman i Bobiński 2013]; wartości te są różne, co oznacza przyjęcie niestowarzyszonego prawa płynięcia plastycznego dla materiału

okładzin⁵. Zastosowano domyślną wartość mimośrod ϵ . Materiał rdzenia opisano w trzech wariantach, zależnych od gęstości rdzenia. Kąty tarcia wewnętrzznego przyjęto wg [Padade i Mandal 2012]. W tym przypadku założono $\psi = \beta$, co oznacza przyjęcie stowarzyszonego prawa płynięcia plastycznego dla materiału rdzenia. W takim przypadku wartość mimośrod określa jest automatycznie, wg zależności:

$$\epsilon = \frac{d'_0 - p_{t0} \tan \beta}{\sigma_{y0} \tan \beta}. \quad (3.18)$$

Wartość początkowej wytrzymałości w stanie hydrostatycznego rozciągania, p_{t0} , określono w przypadku obu materiałów na drodze eksperymentów numerycznych, wybrano te wartości, które zapewniły utrzymanie zbieżności obliczeń do momentu inicjacji zniszczenia.

Tabela 3.12. Parametry powierzchni uplastycznienia opisanej hiperboliczną funkcją Druckera-Pragera

β [°]	ψ [°]	p_{t0} [MPa]	ϵ [-]
MgO			
25	10	8	0.1
EPS21			
2	2	0.5	wg (3.18)
EPS19			
2	2	0.5	wg (3.18)
EPS15			
1.5	1.5	0.7	wg (3.18)

Model korzysta ze wzmocnienia izotropowego, polegającego na równomiernej zmianie rozmiaru powierzchni uplastycznienia we wszystkich kierunkach przestrzeni naprężeń w trakcie plastycznego płynięcia. Jego opis może być podany w formie naprężeń uplastycznienia przy jednoosiowym ściskaniu, rozciąganiu, lub na podstawie kohezji. Możliwy jest wybór tylko jednej z wymienionych opcji, zależnie od stan naprężeń dominującego w symulacji. Za stan taki uznano ściskanie, które prowadziło do największych deformacji plastycznych, tak w przypadku materiału rdzenia, jak i okładzin. Wzmocnienie zdefiniowano w formie tabelarycznej, przez podanie efektywnych wartości plastycznej części odkształcenia oraz odpowiadającego jej poziomu naprężenia po uplastycznieniu.

W przypadku rdzenia użyto aproksymacji krzywych doświadczalnych z poszczególnych stanów. Wielkości opisujące wzmocnienie muszą być wprowadzane w formie odkształceń logarytmicznych Hencky (ϵ_{tru}) i naprężeń Cauchy (σ_{tru}) [Abaqus 2010], dlatego dane doświadczalne, wyrażone w miarach inżynierskich (ϵ_{nom} , σ_{nom}), przekształcono korzystając z zależności:

⁵ Wprowadzenie niestowarzyszonego prawa płynięcia może, w ogólnym przypadku, prowadzić do niesymetrycznej macierzy sztywności, jednak przy ograniczonym obszarze uplastycznienia pominięcie elementów niesymetrycznych nie powoduje problemów ze zbieżnością.

$$\sigma_{eff} = \sigma_{tru} = \sigma_{nom} (1 + \varepsilon_{nom}), \quad (3.19)$$

$$\varepsilon_{tru} = \ln(1 + \varepsilon_{nom}), \quad (3.20)$$

$$\bar{\varepsilon}_{pl} = \varepsilon_{tru} - \frac{\sigma_{tru}}{E}, \quad (3.21)$$

gdzie $\bar{\varepsilon}_{pl}$ oznacza efektywne odkształcenie plastyczne.

Nie dla wszystkich gęstości EPS uzyskano komplet krzywych doświadczalnych opisujących zakres nieliniowy. Żeby uprościć proces ich identyfikacji, krzywe wzmocnienia opisano za pomocą dwóch wielkości: (1) modułu wzmocnienia i (2) naprężeń uplastycznienia, co oznacza zastosowanie opisu bi-liniowego. Brakujące informacje uzupełniono na podstawie:

- ściskanie – moduł wzmocnienia ze wzoru (2.25), naprężenie uplastycznienia ze wzoru (2.26);
- rozciąganie – moduł wzmocnienia przez założenie, że stosunek σ_u / E_p jest stały i na podstawie wzoru na σ_u (2.18), naprężenie uplastycznienia przez założenie, że ε_y jest stałe i na podstawie wzoru na E (2.16);
- ścinanie – moduł wzmocnienia przez założenie, że stosunek G_p / G jest stały i na podstawie wzoru na G (2.22), naprężenie uplastycznienia przez założenie, że γ_y jest stałe i na podstawie wzoru na G (2.22).

To, które z wymienionych powyżej proporcji dają wyniki bliskie doświadczalnym, ustalono w serii eksperymentów numerycznych na EPS (ściskanie, rozciąganie, ścinanie, zginanie) i próbkach CSIP (zginanie trój- i czteropunktowe).

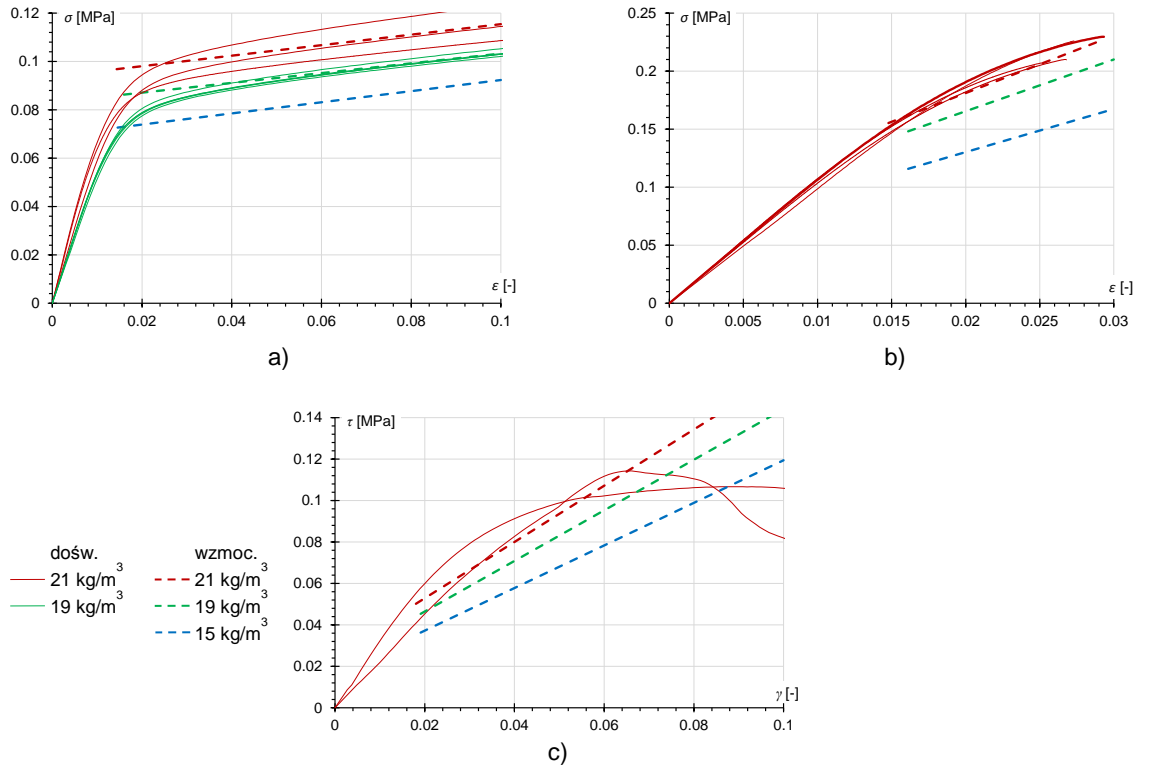
Podobnie jak w obliczeniach realizowanych w zakresie sprężystym, uwzględniono zależność parametrów materiałowych od wartości zmiennej stanu f_σ , generowanej przez procedurę autorską (sekcja 3.2.1), jednak w odróżnieniu od analizy sprężystej, wyróżniono teraz trzy stany charakterystyczne: (1) $f_\sigma = -1$ (ściskanie), (2) $f_\sigma = 0$ (ścinanie), (3) $f_\sigma = 1$ (rozciąganie). Zdecydowano się na dodatkową, niezależną definicję wzmocnienia przy ścinaniu, ponieważ różni się ona wyraźnie od tych ze stanów sąsiednich i obowiązuje w znacznym obszarze uplastycznionego rdzenia, a symulacje pokazały, że jej uwzględnienie odgrywa ważną rolę w uzyskaniu prawidłowego mechanizmu zniszczenia. Potrzebne parametry otrzymano na podstawie wyników bezpośredniego ścinania, przekształcając uzyskane wartości na wielkości efektywne, zgodnie z zależnościami [NPL 2007], [Abaqus 2010]:

$$\sigma_{eff} = \tau\sqrt{3}, \quad (3.22)$$

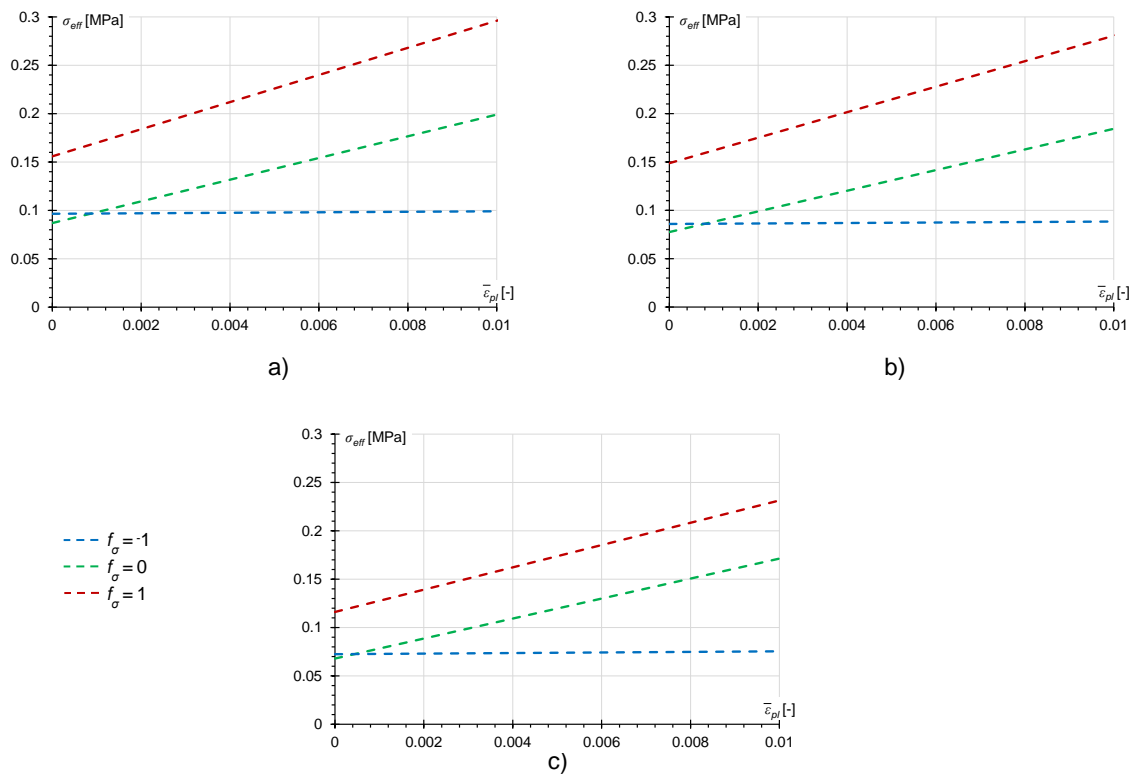
$$\gamma_{pl} = \gamma - \frac{\tau}{G}, \quad (3.23)$$

$$\bar{\varepsilon}_{pl} = \frac{\gamma_{pl}}{\sqrt{3}}. \quad (3.24)$$

Interpretację wzmocnienia w EPS, w formie porównania z krzywymi doświadczalnymi oraz jako zestawienie danych dla poszczególnych stanów charakterystycznych, pokazano na rysunkach 3.21 i 3.22. Przyjęte parametry zestawiono w tabeli 3.13.



Rysunek 3.21. Porównanie opisu wzmocnienia EPS z krzywymi doświadczalnymi; a) ściskanie, b) rozciąganie, c) ścinanie



Rysunek 3.22. Zestawienie parametrów wzmocnienia EPS przypisanych określonym wartościom f_σ ; a) $\rho = 21 \text{ kg/m}^3$, b) $\rho = 19 \text{ kg/m}^3$, c) $\rho = 15 \text{ kg/m}^3$

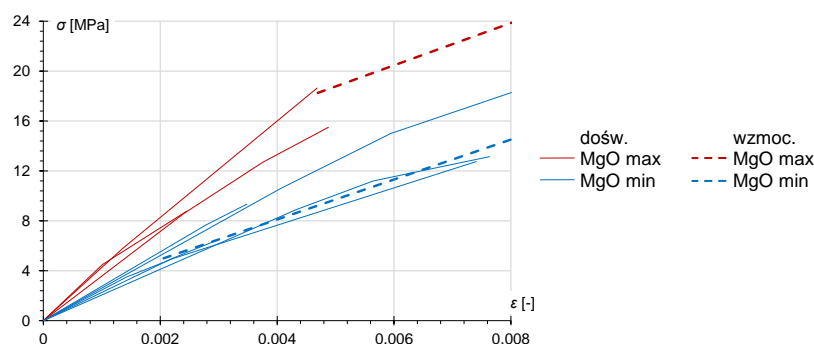
Tabela 3.13. Parametry wzmocnienia EPS przypisane określonym wartościom f_σ

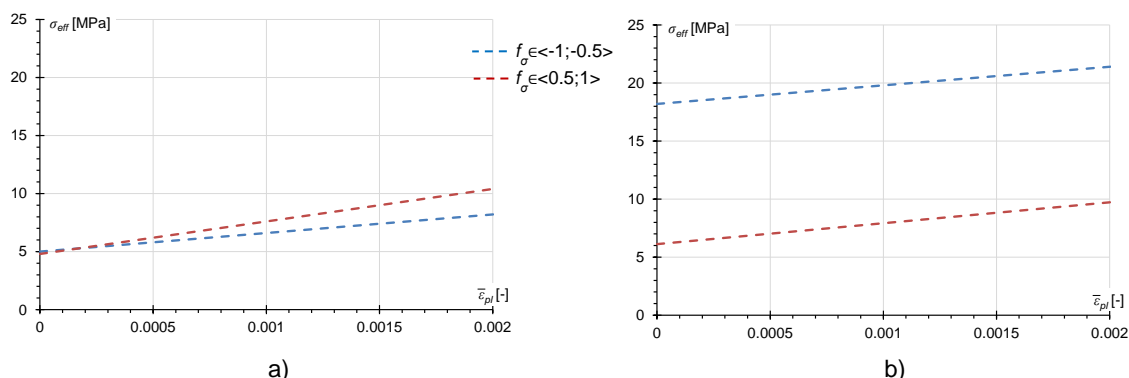
f_σ [-]	σ_{y0} [MPa]	E_p [MPa]
EPS 21		
-1	0.10	0.2
0	0.09	8.0
1	0.16	10.0
EPS 19		
-1	0.09	0.2
0	0.08	7.5
1	0.15	9.2
EPS 15		
-1	0.07	0.2
0	0.07	7.3
1	0.12	8.1

W przyjętym modelu materiałowym okładzin, parametrom wzmocnienia przypisano ustalone wartości w dwóch przedziałach: (1) $f_\sigma \in \langle -1; -0.5 \rangle$ (ściskanie) i (2) $f_\sigma \in \langle 0.5; 1 \rangle$ (rozciąganie); w zakresie $f_\sigma \in (-0.5; 0.5)$ wartości parametrów określane są automatycznie, z interpolacji liniowej. Odcinkowy podział stanów charakterystycznych, inny niż w przypadku EPS, przyjęto na podstawie eksperymentów numerycznych; nie prowadzi on do widocznej zmiany wyników względem opisu punktowego, ale zapewnia lepszą zbieżność obliczeń. Zdefiniowano, tak samo jak w sprężystości, dwa warianty wzmocnienia: maksymalny i minimalny.

Opis odpowiedzi przy ściskaniu uzyskano jako aproksymację krzywych doświadczalnych. Krzywe naprężenie - odkształcenie przy zginaniu nie wynikają z bezpośredniego pomiaru tensometrycznego, dlatego na ich podstawie przyjęto tylko wartość naprężeń uplastycznienia, σ_{y0} . Moduł wzmocnienia przy rozciąganiu ustalono na drodze eksperymentów numerycznych, przez porównanie wyników symulacji zginania płyty MgO z krzywymi doświadczalnymi. Ze względu na usprawnienie tego procesu, również w przypadku okładzin przyjęto opis bi-liniowy.

Uzyskany opis wzmocnienia przedstawiono poniżej, w formie graficznej (rys. 3.23-3.24) i tabelarycznej (tab. 3.14).

**Rysunek 3.23.** Porównanie opisu wzmocnienia płyty MgO przy ściskaniu z krzywymi doświadczalnymi



Rysunek 3.24. Zestawienie parametrów wzmocnienia płyty MgO przypisanych określonym przedziałom f_σ ; a) MgO min, b) MgO max

Tabela 3.14. Parametry wzmocnienia płyty MgO przypisane określonym wartościom f_σ

f_σ [-]	σ_{y0} [MPa]	E_p [MPa]
MgO min		
$\langle -1; -0.5 \rangle$	5.0	1600
$\langle 0.5; 1 \rangle$	4.8	2800
MgO max		
$\langle -1; -0.5 \rangle$	18.2	1600
$\langle 0.5; 1 \rangle$	6.1	1800

Po uwzględnieniu nieliniowości materiałowej, w części symulacji dochodziło do przedczesnej utraty zbieżności rozwiązania: na etapie gdy znaczna część próbki podlegała uplastycznieniu, ale przed inicjacją zniszczenia. W celu rozwiązania tego problemu zastosowano współczynnik numerycznego tłumienia równy $1.0E-9$; jego wartość dobrano na podstawie serii porównawczych symulacji, w ten sposób, żeby miał pomijalnie mały wpływ na uzyskane wyniki.

Warunki inicjacji zniszczenia

Ponieważ wszystkie zaobserwowane mechanizmy zniszczenia charakteryzowały się utratą zdolności przenoszenia obciążeń w momencie wystąpienia pierwszego uszkodzenia, uznano, że symulacje numeryczne powinny przede wszystkim umożliwić identyfikację miejsca jego wystąpienia i obciążenia, które je wywołuje. Symulowanie dalszej propagacji zniszczenia wiąże się z drastycznym spadkiem zbieżności obliczeń; ponadto formowaniu się rysy towarzyszy powstanie w materiale stref lokalizacji, których rozkład i grubości prawidłowo można opisać korzystając z teorii nielokalnej, uwzględniającej długość charakterystyczną. Klasyczne, lokalne podejście MES nie jest w stanie prawidłowo odwzorować tego procesu, a uzyskane rozwiązanie jest silnie zależne od geometrii przyjętej siatki ES [Tejchman i Bobiński 2013].

Z tych względów, i ponieważ szczegółowa symulacja przebiegu pęknięcia nie prowadzi do żadnych praktycznych wniosków, obliczenia prowadzono tylko do momentu spełnienia przyjętego kryterium inicjacji zniszczenia. Takie podejście pozwoliło na uzyskanie



najważniejszych, miarodajnych wyników przy znacznym ograniczeniu czasu obliczeń. Przyjęte kryterium zniszczenia przypisano do całego obszaru symulowanej próbki: okładzin oraz rdzenia. Dzięki temu detekcja początkowego uszkodzenia jest możliwa w dowolnej warstwie, a znajomość miejsca jego wystąpienia, pozwala na identyfikację zainicjowanego mechanizmu zniszczenia.

W analizie zastosowano kryterium inicjacji zniszczenia ciągliwego (ang. *ductile criterion*), kompatybilne z modelem Druckera-Pragera. Jest to model fenomenologiczny, służący przewidywaniu formowania się uszkodzenia, na skutek zapoczątkowania, wzrostu i łączenia się pustek w materiale. Model zakłada, że równoważne plastyczne odkształcenie uszkodzenia jest funkcją trójosiowości naprężeń (ang. *stress triaxiality*):

$$\bar{\varepsilon}_{pl,D}(\eta), \quad (3.25)$$

gdzie: $\eta = p/q$ – trójosiowość naprężeń, $p = 1/3 \text{tr}(\boldsymbol{\sigma})$ – średnie naprężenie w stanie hydrostatycznym, q – równoważne naprężenia H-M-H. Kryterium inicjacji zniszczenia jest spełnione, gdy zachodzi:

$$\omega_D = \int \frac{d\bar{\varepsilon}_{pl}}{\bar{\varepsilon}_{pl,D}(\eta)} = 1, \quad (3.26)$$

gdzie ω_D jest nieujemnym współczynnikiem wyężenia, rosnącym monotonicznie wraz z deformacją plastyczną [Abaqus 2010]. Ponieważ w symulacjach nie uwzględniono opisu ewolucji zniszczenia, sygnałem do zakończenia obliczeń było spełnienie warunku (3.26).

Zestawy parametrów opisujące kryterium (3.26) zdefiniowano w zależności od panującego stanu naprężenia, wyrażonego zmienną stanu f_σ . Przyjęto te same stany charakterystyczne, co przy opisie wzmocnienia, zarówno w przypadku EPS, jak i płyty MgO. Wartości parametrów w danym stanie określono w serii eksperymentów numerycznych.

Identyfikacja parametrów EPS polegała na przeprowadzeniu nieliniowych symulacji badań rozciągania i ścinania; z uzyskanych wyników odczytano ekstremalne wartości η i $\bar{\varepsilon}_{pl,D}$ w okolicy wystąpienia uszkodzenia w rzeczywistym badaniu, przy wywołującym je poziomie obciążenia. W przypadku braku danych doświadczalnych przy danej gęstości EPS, wartości odczytywano przy poziomie obciążenia odpowiadającym naprężeniom niszczącym uzyskanym z zależności regresyjnych (2.18) i (2.23). Zmiennej $f_\sigma = -1$ przypisano wysokie wartości, zapewniające, że przy umiarkowanej deformacji ściskanie rdzenia będzie opisane przez plastyczne płynięcie, a kryterium zniszczenia będzie dotyczyło rozciągania i ścinania. Ustalone w ten sposób wartości parametrów przedstawiono w tabelicy 3.15.

Tabela 3.15. Parametry kryterium inicjacji zniszczenia ciągłego w EPS

f_{σ} [-]	$\bar{\varepsilon}_{pl,D}$ [-]	η [-]
EPS 21		
-1	1	-1
0	0.0135	-0.0157
1	0.0071	0.3282
EPS 19		
-1	1	-1
0	0.0135	-0.0134
1	0.0071	0.3400
EPS 15		
-1	1	-1
0	0.0083	-0.0173
1	0.0080	0.3290

W analogiczny sposób określono parametry inicjacji zniszczenia, przyjmując ich wartości na podstawie symulacji ściskania próbek CSIP i zginania płyty MgO w dwóch wariantach: minimalnym i maksymalnym. Wartości uzyskane w stanie ściskania zostały wykorzystane w kolejnych symulacjach, jednak wartości w stanie rozciągania, opisujące zniszczenie zginanej płyty MgO, prowadziły do dużych rozbieżności z krzywymi doświadczalnymi po zastosowaniu w symulacjach zginania próbek CSIP o rozstawie podpór L_0 . Ostatecznie przygotowano po trzy zestawy danych opisujących inicjację zniszczenia przy rozciąganiu, przyjęte na podstawie symulacji następujących badań: (1) MgO 3pb, (2) CISP 3pb L_0 , (3) CSIP 4pb L_0 . Przyjęte wartości parametrów przedstawiono w tabeli 3.16.

Tabela 3.16. Parametry kryterium inicjacji zniszczenia ciągłego w płycie MgO

f_{σ} [-]	$\bar{\varepsilon}_{pl,D}$ [-]			η [-]		
	MgO 3pb	CISP 3pb	CSIP 4pb	MgO 3pb	CISP 3pb	CSIP 4pb
MgO min						
$\langle -1; -0.5 \rangle$	0.0016	0.0016	0.0016	-0.3214	-0.3214	-0.3214
$\langle 0.5; 1 \rangle$	0.0015	- ⁶	0.0018	0.3333	- ⁶	0.3333
MgO max						
$\langle -1; -0.5 \rangle$	0.0003	0.0003	0.0003	-0.3214	-0.3214	-0.3214
$\langle 0.5; 1 \rangle$	0.0021	0.0006	0.0019	0.3333	0.3333	0.3333

W symulacjach zginania belek CSIP o największej długości dochodziło do przedwczesnego zniszczenia, wynikającego z koncentracji naprężeń w okolicach podpór oraz miejsca przyłożenia obciążenia. Żeby zniwelować ten efekt, dokonano sztucznej modyfikacji wartości parametrów w stanie rozciągania ($f_{\sigma}=1$) dla pasma okładziny o grubości 1 mm, znajdującego się na styku z rdzeniem. Modyfikacja polegała na zwiększeniu parametrów

⁶ W symulacji nie doszło do zniszczenia przez rozciąganie, szerszy opis w sekcji 3.2.3.

sprężystych, wzmocnienia oraz inicjacji zniszczenia, zgodnie z danymi przedstawionymi w tabeli 3.17; nowe wartości ustalono empirycznie, na podstawie symulacji trój- i czteropunktowego zginania próbek CSIP o rozstawie podpór L_0 . Ponieważ wpływ tego zabiegu ogranicza się do bardzo małego obszaru (rozciągane włókna okładziny od strony rdzenia, nad podporami i pod obciążeniem), służy on tylko lokalnemu zabezpieczeniu okładziny przed zniszczeniem wynikającym z koncentracji naprężeń w modelu numerycznym i nie prowadzi do zauważalnej zmiany globalnej sztywności próbki. Zastosowanie takiego zabiegu w modelu obliczeniowym jest do pewnego stopnia uzasadnione obecnością na styku warstw rzeczywistej próbki kleju poliuretanowego, wnikażącego w okładzinę i poprawiającego jej parametry wytrzymałościowe. W celu zachowania jednolitego podejścia, pasmo wzmocnione zastosowano we wszystkich symulacjach próbek CSIP, zarówno rozciąganych, jak i ściskanych.

Tabela 3.17. Parametry wzmocnionego pasma płyty MgO na styku z rdzeniem EPS w stanie rozciągania

f_{σ} [-]	E [MPa]	σ_{y0} [MPa]	E_p [MPa]	$\bar{\varepsilon}_{pl,D}$ [-]	η [-]
1	24000	50.0	1800	0.0080	0.4600

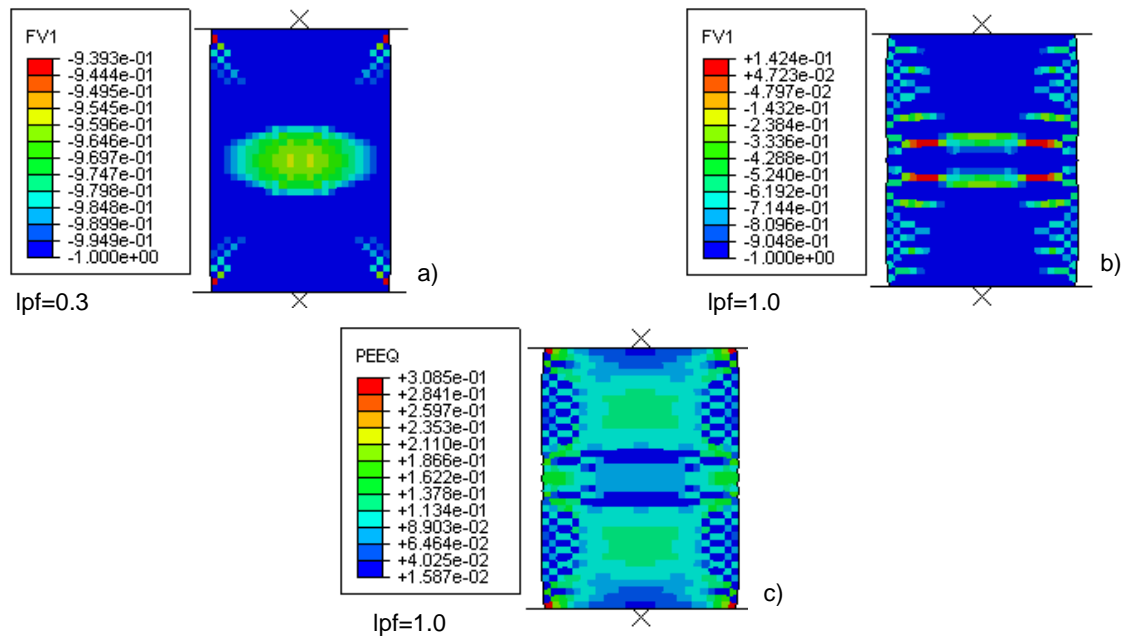
3.2.3. Wyniki symulacji badań w małej skali

Po uwzględnieniu wszystkich założeń przedstawionych w sekcjach 3.2.1-3.2.2 i przy użyciu przyjętych na ich podstawie wartości parametrów opisujących model numeryczny, przeprowadzono serię analiz na układach zaprezentowanych na rysunkach 3.2-3.4. Poniżej przedstawiono uzyskane wyniki oraz wynikające z nich obserwacje i wnioski. Identyfikacja parametryczna modeli materiałowych odbywała się na podstawie porównań wyników symulacji z danymi doświadczalnymi z 15 typów testów. Oznacza to, że wprowadzenie zmiany danego parametru wymagało prześledzenia jej efektów przynajmniej w części z tych modeli. Ocena wpływu każdej zmiany odbywała się na podstawie analizy szerokiej grupy wyników jednocześnie, dlatego zdecydowano, że powinna mieć ona charakter intuicyjny. Uznano, że szczegółowe określanie wartości błędu względnego dla wybranych punktów na krzywych doświadczalnych byłoby mało efektywne i niezbyt czytelne.

Prezentację wyników otwierają symulacje testów na materiale rdzenia, przy użyciu przyjętych opisów sprężystości (tab. 3.11), plastyczności (tab. 3.13) i warunków inicjacji zniszczenia (tab. 3.15). Ponieważ utworzono trzy zestawy parametrów, odpowiadające różnym gęstościom EPS, na wszystkich wykresach siła - przemieszczenie zaprezentowano po trzy krzywe numeryczne, a zatem również te, które nie mają swojego odpowiednika w danych doświadczalnych. Pozwoliło to na lepsze uwidocznienie różnic w przewidywanej odpowiedzi EPS, wynikających z przyjętego odwzorowania wpływu gęstości EPS. W każdej serii obliczeń uzyskano również po trzy zestawy analogicznych map; ponieważ nie różnią się od siebie jakościowo, to przy opisie każdej symulacji pokazano tylko pojedynczy zestaw, odpowiadający gęstości materiału $\rho = 21 \text{ kg/m}^3$.

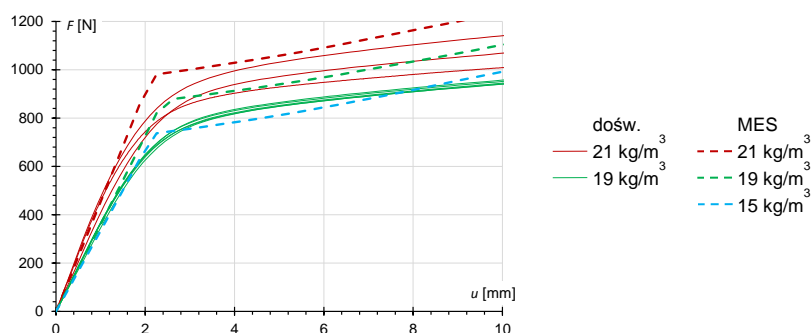
Symulacje ściskania EPS (rys. 3.2b) przeprowadzono przy siatce zagęszczonej względem geometrii uzyskanej z analizy zbieżności (tab. 3.2); czterokrotnie mniejszy rozmiar elementu (4 mm) przyjęto wyłącznie w celu poprawienia czytelności uzyskanych map. Ściskanie EPS jest jedynym stanem, dla którego nie ustalono realistycznego kryterium inicjacji zniszczenia; zamiast tego próbkę poddano działaniu ustalonego wymuszenia pionowego $\Delta u = 10$ mm, stanowiącego ok. 7% początkowej wysokości próbki i umożliwiającego śledzenie odpowiedzi zdefiniowanego materiału przy rosnącej deformacji.

Na rysunku 3.25a-b przedstawiono mapy rozkładu zmiennej stanu f_σ , wyróżniając dwie fazy analizy: przy współczynniku obciążenia (lpf, ang. *load proportionality factor*) na poziomie 0.3 oraz 1.0. We wczesnej fazie deformacji plastycznej (rys. 3.25a) wartości f_σ są bliskie -1 , ale przy dużych deformacjach (rys. 3.25b) wartości f_σ w znacznej części próbki zbliżają się do 0. Ponieważ punktom całkowania przypisywane są parametry wzmocnienia interpolowane między zdefiniowanymi stanami charakterystycznymi, dochodzi do wyraźnego wzrostu sztywności materiału, wywołanego coraz większym wpływem stanu ścinania ($f_\sigma = 0$).



Rysunek 3.25. Mapy uzyskane w symulacjach ściskania EPS o gęstości 21 kg/m^3 ; zmienna stanu f_σ w chwili: a) lpf=0.3, b) lpf=1.0; c) równoważne odkształcenia plastyczne $\bar{\epsilon}_{pl}$ przy lpf=1.0

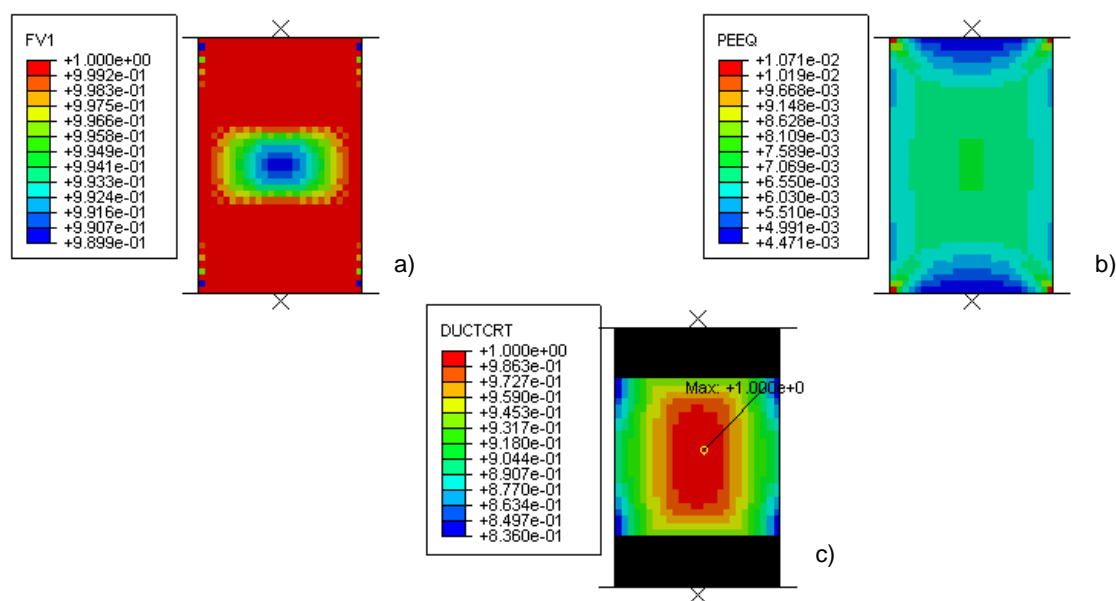
Proces ten widoczny jest na wykresie zależności siła – przemieszczenie (rys. 3.26). Zaobserwowany, sztuczny przyrost sztywności jest wynikiem zachowania przyjętego kryterium uplastycznienia dla dużych deformacji przy ściskaniu. Stan ten nie prowadzi do pogorszenia wyników dalszych symulacji, ponieważ rozkład naprężeń nad podporą panelu zginanego jest inny niż w próbce jednoosiowo ściskanej. Ściskanie występuje tam w cienkiej warstwie rdzenia w bezpośrednim sąsiedztwie podpory, i wraz ze wzrostem odległości przechodzi płynnie w ścinanie [Pozorski i Pozorska 2016]. Ponieważ zakres sprężysty i początek plastycznego są w dobrej zgodności z danymi doświadczalnymi, wyniki uznano za satysfakcjonujące.



Rysunek 3.26. Porównanie zależności siła - przemieszczenie otrzymanych z symulacji jednoosiowego ściskania EPS z wynikami doświadczalnymi

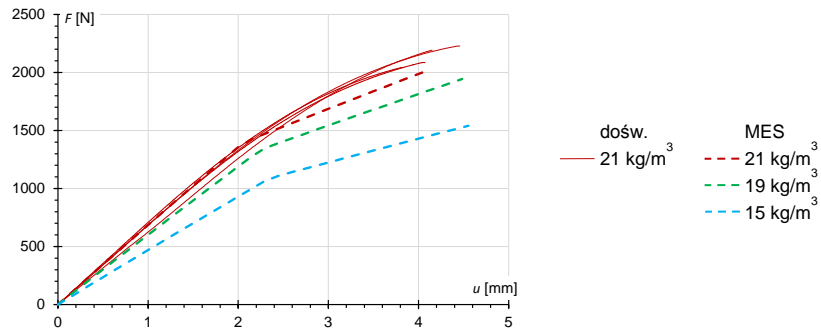
W symulacjach rozciągania (rys. 3.2a) zastosowano zagęszczoną siatkę ES, tę samą co przy ściskaniu (4 mm). Na ich podstawie ustalono wartości parametrów kryterium inicjacji zniszczenia (tab. 3.15); ponieważ na styku EPS z obiektami sztywnymi powstawały punktowe koncentracje odkształceń (rys. 3.27b), w ich sąsiedztwie kryterium dezaktywowano (rys. 3.27c).

Przedstawione na rysunku 3.27 mapy zmiennej stanu f_{σ} , równoważnych odkształceń plastycznych $\bar{\epsilon}_{pl}$ i współczynnika wyężenia ω_D , odpowiadają momentowi spełnienia kryterium inicjacji zniszczenia ($\omega_D = 1$). Wszystkie wartości zmiennej stanu (rys. 3.27a) są bliskie 1, czyli całemu obszarowi próbki przypisano parametry odpowiadające rozciąganiu.



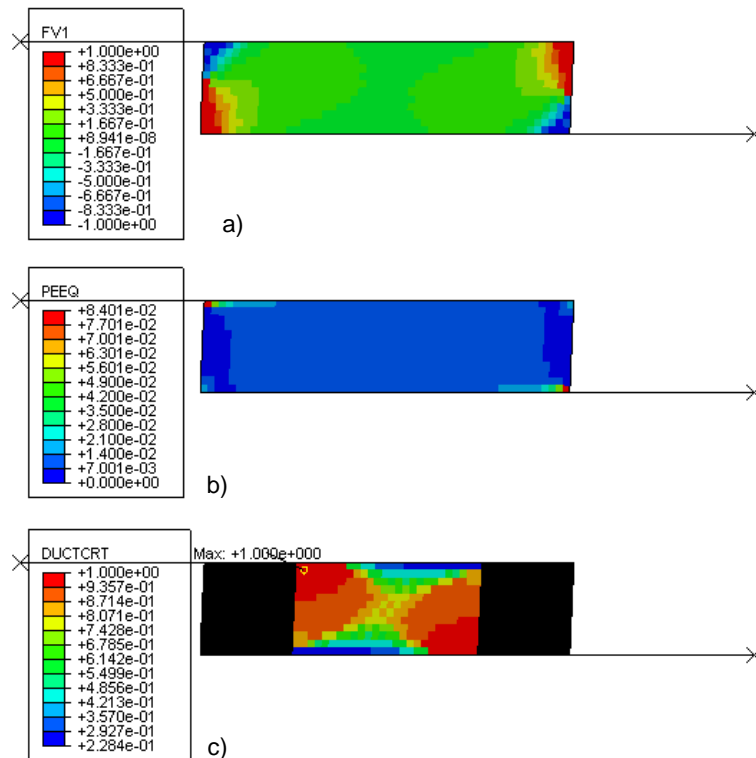
Rysunek 3.27. Mapy uzyskane w symulacjach rozciągania EPS o gęstości 21 kg/m^3 w chwili inicjacji zniszczenia; a) zmienna stanu f_{σ} , b) równoważne odkształcenia plastyczne $\bar{\epsilon}_{pl}$, c) współczynnik wyężenia ω_D

Porównanie dostępnych krzywych doświadczalnych z wynikami obliczeń numerycznych (rys. 3.28) wskazuje na dobrą zgodność w całym analizowanym zakresie. Wyniki tej serii symulacji uznano za zadowalające.



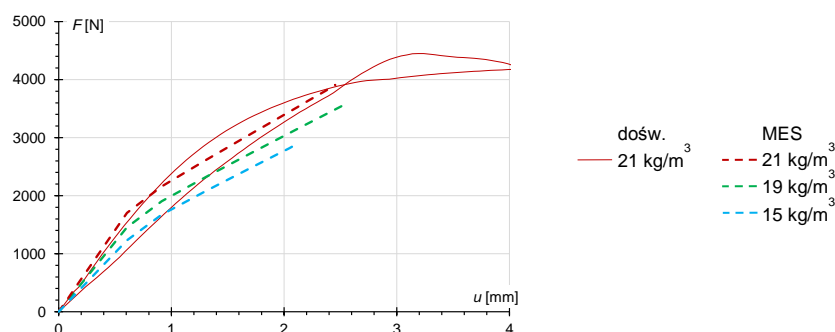
Rysunek 3.28. Porównanie zależności siła - przemieszczenie otrzymanych z symulacji jednoosiowego rozciągania EPS z wynikami doświadczalnymi

W symulacjach ścinania EPS (rys. 3.2c) użyto siatki ES o gęstości uzyskanej w analizie zbieżności (4 mm). Z powodu obecności koncentracji odkształceń występujących w strefie ściskanej ($f_\sigma = -1$, rys. 3.29a-b), w części próbki wyłączono kryterium zniszczenia (rys. 3.29c). Na podstawie tej serii analiz przyjęto wartości parametrów kryterium inicjacji zniszczenia, odpowiadające stanowi ścinania ($f_\sigma = 0$). Rozkład f_σ pokazuje jak działa mechanizm ścinania w próbce: rozciąganie i ściskanie działające parami w przeciwległych narożach wywołuje ścinanie w większości obszaru próbki.



Rysunek 3.29. Mapy uzyskane w symulacjach ścinania EPS o gęstości 21 kg/m^3 w chwili inicjacji zniszczenia; a) zmienna stanu f_σ , b) równoważne odkształcenia plastyczne $\bar{\epsilon}_{pl}$, c) współczynnik wyężenia ω_D

Wykresy uzyskane z obliczeń (rys. 3.30) charakteryzują się lekkim zawyżeniem sztywności w części sprężystej, co w przypadku tej symulacji jest efektem pożądanym (co omówiono szerzej w sekcji 3.2.1), zaś nachylenie plastycznej części krzywej jest zbliżone do średniego z wyników doświadczalnych. Moment inicjacji zniszczenia występuje nieco poniżej poziomu obciążenia odnotowanego w badaniu. Można więc zauważyć, że zastosowany opis materiału, oparty na opisie stanów rozciągania i ściskania, dobrze oddaje jakościowy charakter odpowiedzi próbki ścinanej.



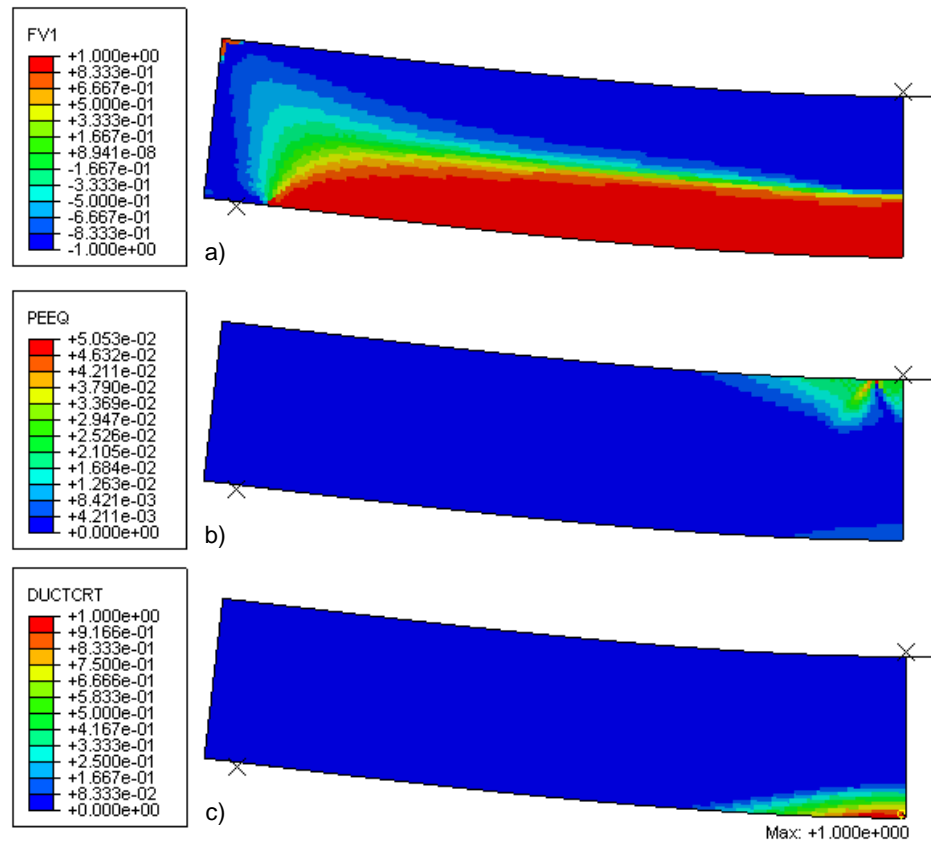
Rysunek 3.30. Porównanie zależności siła - przemieszczenie otrzymanych z symulacji czystego ścinania EPS z wynikami doświadczalnymi

Obliczenia zginania próbek EPS (rys. 3.2d-e) przeprowadzono przy siatkach elementów przyjętych w trakcie analizy zbieżności, czyli o rozmiarze oczka 4 mm i 2 mm, odpowiednio w próbkach o rozstawie podpór L_0 i $L_0/2$. Symulacje te miały charakter kontrolny: zastosowano opisy modeli materiałowych uzyskane wcześniej na podstawie ściskania, rozciągania i ścinania, następnie otrzymane wyniki porównano z krzywymi doświadczalnymi ze zginania.

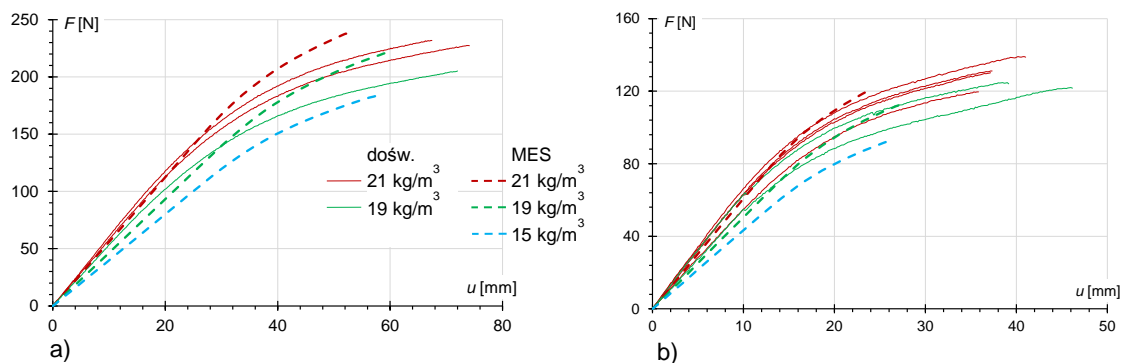
Na rysunku 3.31 przedstawiono mapy uzyskane w symulacjach belek o rozstawie podpór L_0 ; wyniki belek krótszych mają ten sam charakter. Uzyskany rozkład f_σ (rys. 3.31a) jest taki, jakiego należało się spodziewać przy zginaniu prostym: w górnej części belki dominuje ściskanie ($f_\sigma = -1$), w dolnej rozciąganie ($f_\sigma = 1$); stan ściskania panuje również bezpośrednio nad podporami, co pozwala na zaobserwowanie lokalnego miażdżenia w belkach o niskim stosunku L_0/t_c . Na mapie $\bar{\epsilon}_{pl}$ (rys. 3.31b) widać wyraźnie, że największe odkształcenia plastyczne koncentrują się pod miejscem przyłożenia obciążenia, jednak ponieważ zjawisko to zachodzi w strefie ściskanej, w której kryterium inicjacji zniszczenia zezwala na bardzo duże deformacje plastyczne, do zniszczenia dochodzi ostatecznie we włóknach dolnych belki (rys. 3.31c), w strefie rozciąganej, przy znacznie niższym poziomie efektywnych odkształceń plastycznych.

Wykresy na rysunku 3.32 pokazują, że przyjęty model materiałowy nieznacznie zawyża sztywność próbek w zakresie plastycznym; efekt jest bardziej widoczny w przypadku próbek dłuższych (rys. 3.32a) niż krótszych (rys. 3.32b). Parametry inicjacji zniszczenia, przyjęte na podstawie testu rozciągania, w przypadku próbek dłuższych powodują zawyżenie obciążenia niszczącego, zaś w przypadku próbek krótszych prowadzą do jego zaniżenia. Ostatecznie

uznano, że przyjęty model w zadowalającym stopniu przybliża zachowanie zarówno próbek dłuższych jak i krótszych.



Rysunek 3.31. Mapy uzyskane w symulacjach zginania belek EPS o gęstości 21 kg/m^3 przy rozstawie podpór L_0 w chwili inicjacji zniszczenia; a) zmienna stanu f_σ , b) równoważne odkształcenia plastyczne $\bar{\epsilon}_{pl}$, c) współczynnik wyężenia ω_D



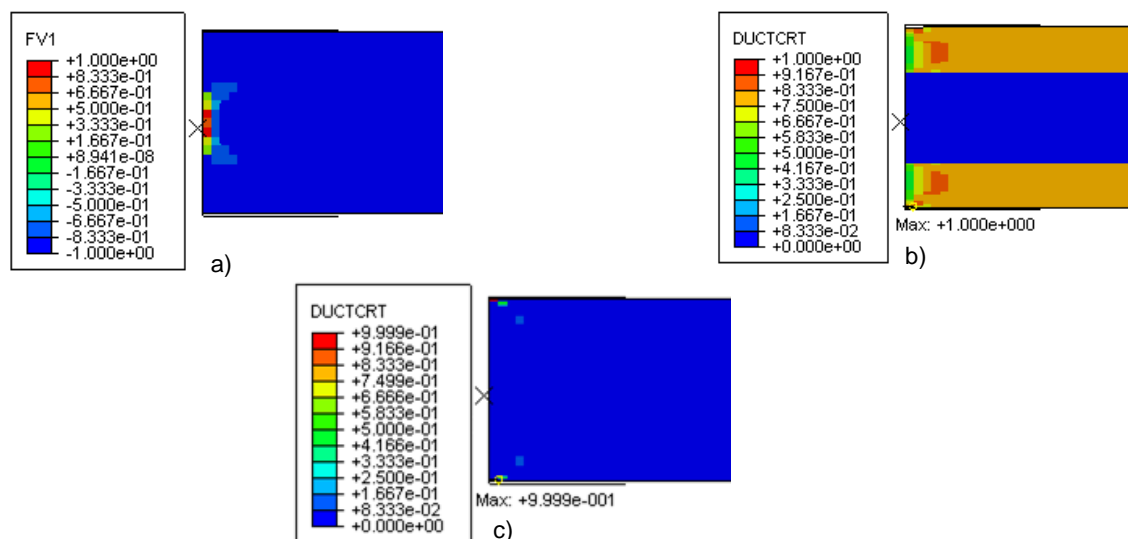
Rysunek 3.32. Porównanie zależności siła - przemieszczenie otrzymanych z symulacji zginania belek EPS z wynikami doświadczalnymi

Następna grupa symulacji odnosi się zarówno do testów prowadzonych na płycie MgO, jak i próbkach CSIP, ponieważ, jak wskazano we wnioskach sekcji 2.1.3, niektóre zachowania materiału okładziny są najlepiej widoczne w badaniach próbek kompozytowych. We wszystkich obliczeniach uwzględniono dwa, uznane za skrajne warianty modelu materiałowego okładziny: MgO max i MgO min (tab. 3.11, 3.14, 3.16). Pasmu okładziny o grubości 1 mm, znajdującemu się na styku z rdzeniem, przypisano zmodyfikowane parametry stanu rozciągania (tab. 3.17), w

celu uniknięcia przedwczesnego zniszczenia okładzin, wynikającego z koncentracji naprężeń w miejscach przyłożenia obciążeń i nad podporami (zgodnie z opisem w sekcji 3.2.2). We wszystkich symulacjach przyjęto pojedynczy wariant modelu materiałowego rdzenia (tab. 3.11, 3.13, 3.15), odpowiadający rzeczywistej gęstości EPS w analizowanej próbce. Ze względu na poprawienie czytelności prezentowanych map, we wszystkich symulacjach opisanych w tej części, zastosowano gęstą siatkę ES o geometrii, jaką uzyskano w analizie zbieżności zginanych belek CSIP (tab. 3.4).

Na podstawie symulacji ściskania próbek CSIP (rys. 3.3) przyjęto parametry inicjacji zniszczenia płyty MgO w stanie ściskania ($f_\sigma = -1$). Analizy dotyczyły trzech grup próbek o długościach: $L_0/3.5$, $L_0/1.5$ oraz L_0 (rys. 3.3).

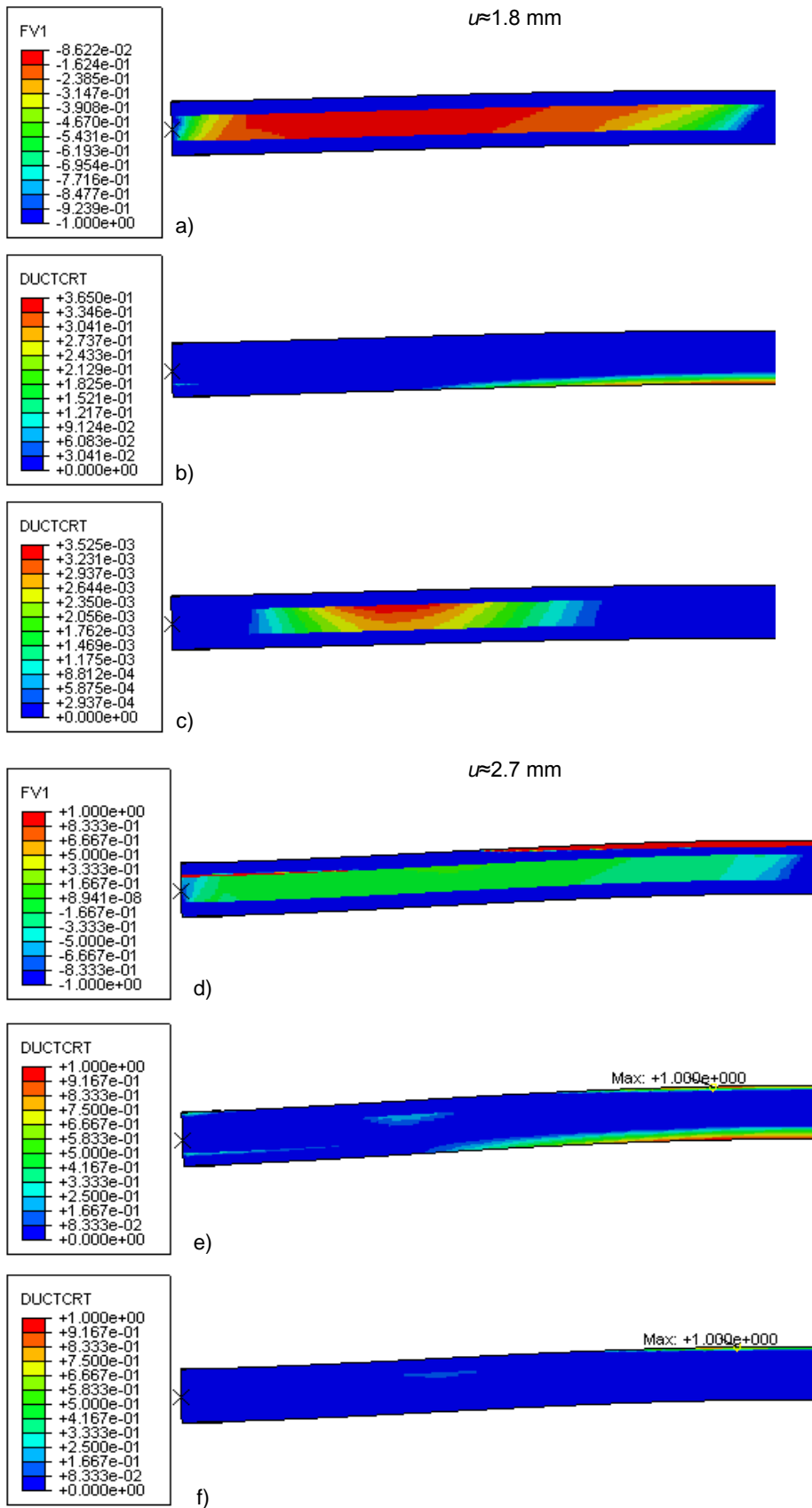
Za najlepiej obrazujące odpowiedź próbki uznano mapy zmiennej stanu f_σ i współczynnika wyężenia ω_D . W przypadku próbek krótszych ($L_0/3.5$, $L_0/1.5$) otrzymane mapy mają ten sam charakter, dlatego zdecydowano się na prezentację ich pojedynczego zestawu (rys. 3.33). Ponadto, ponieważ wartości ekstremalne koncentrują się w strefie przypodporowej, to w celu lepszego uwidocznienia zachodzących zjawisk przedstawiono tylko zbliżenie na ten obszar. Rozkład zmiennej stanu f_σ (rys. 3.33a) prowadzi do przypisania niemal całemu obszarowi obu modeli stanu ściskania; rozciąganie na kierunku grubości występuje tylko w niewielkim obszarze na styku z profilem podporowym. Wariant analizy z parametrami wzmocnienia "MgO min" prowadzi do uplastycznienia całego obszaru okładzin, w wariacie "MgO max" uplastycznia się tylko niewielki ich obszar w bezpośrednim sąsiedztwie profilu podporowego; w obu przypadkach zniszczenie rozpoczyna się w narożach płyt MgO, na styku z profilem podporowym.



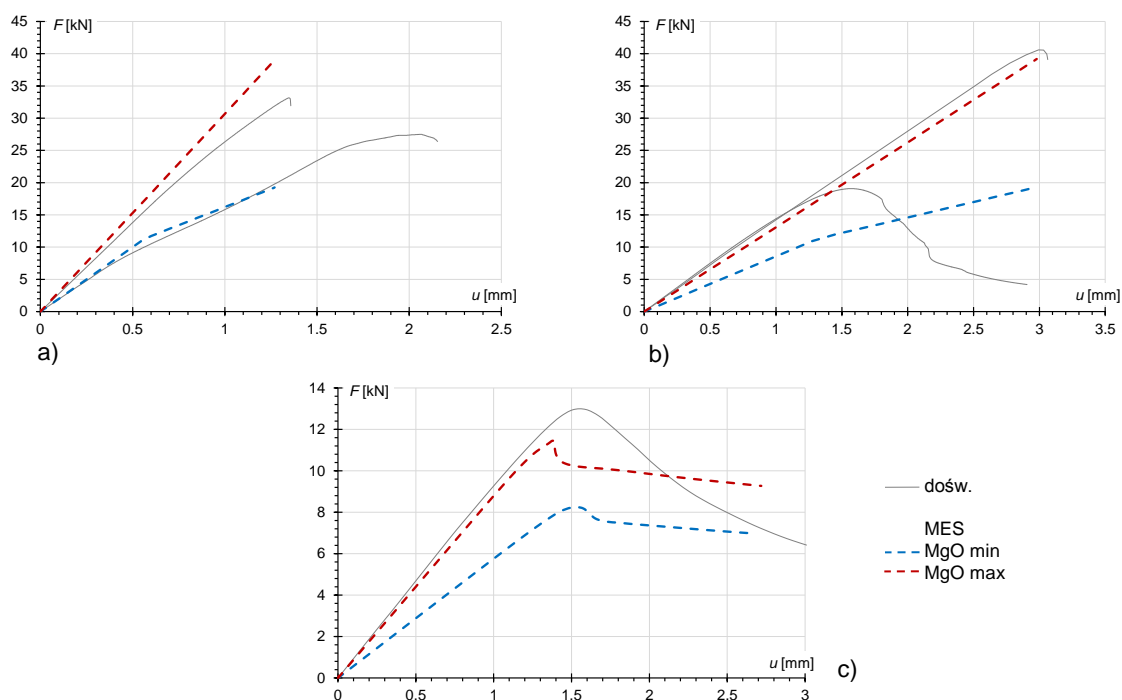
Rysunek 3.33. Mapy uzyskane w symulacjach ściskania próbek CSIP o długości $L_0/3.5$ w chwili inicjacji zniszczenia; a) zmienna stanu f_σ ; współczynnik wyężenia ω_D wariant: b) MgO min, c) MgO max

Sytuacja wygląda zupełnie inaczej w przypadku próbki najdłuższej, ponieważ po wystąpieniu globalnej utraty stateczności, dochodzi do jakościowej zmiany w rozkładzie zmiennej stanu f_σ . W związku z tym na rysunku 3.34 wyróżniono dwie fazy analizy: na krótko po wyboczeniu i w chwili inicjacji zniszczenia. Zarówno przed wyboczeniem jak i krótko po nim (rys. 3.34a) cały obszar okładzin podlega ścisaniu ($f_\sigma = -1$), zaś w znacznej części rdzenia dochodzi do ścinania ($f_\sigma \approx 0$). Dalszy przyrost obciążenia prowadzi do giętej deformacji próbki (rys. 3.34d) i w centralnej części jednej z okładzin stopniowo formuje się obszar rozciągany ($f_\sigma = 1$); jest to też jedyny moment w tej serii analiz, kiedy w strefie podporowej, na styku z rdzeniem, aktywuje się wzmocnione pasmo rozciąganej okładziny, nie prowadząc jednak do zauważalnych zmian w odpowiedzi modelu. Proces uplastycznienia rozpoczyna się dopiero po wyboczeniu sprężystym i ma różny przebieg w zależności od przyjętego zestawu parametrów materiałowych okładziny. W wariancie "MgO min" pierwsza uplastycznia się okładzina poddana większemu ścisaniu (rys. 3.34b), strefa uplastycznienia, wraz z przyrostem obciążenia, rozszerza się na strefę rozciąganą, aż do momentu inicjacji zniszczenia w centralnej części próbki (rys. 3.34e). Uplastycznienie rdzenia ma w tym przypadku charakter lokalny. W wariancie "MgO max" uplastycznieniu ulega duży obszar rdzenia przy ścinaniu (rys. 3.34c) i dopiero pod koniec analizy dochodzi do uplastycznienia niewielkiego fragmentu okładziny w centralnej części próbki, prowadzącego do jej zniszczenia (rys. 3.34f). Warto również wspomnieć, że o tym, czy do inicjacji zniszczenia dojdzie na skraju okładziny rozciąganej, czy ścisanej decyduje wybrany zestaw parametrów zniszczenia (tab. 3.16; 1, 3 – ścisanie, 2 – rozciąganie).

Porównanie wyników symulacji w formie wykresów, z danymi doświadczalnymi przedstawiono na rysunku 3.35. W przypadku próbek najkrótszych (rys. 3.35a) wyniki testów doświadczalnych są bardzo bliskie zakresowi rezultatów symulacji. Oba wyniki próbek o wysokości $L_0/1.5$ (rys. 3.35b) pod względem sztywności są bliskie wynikowi wariantu "MgO max"; wartości siły niszczonej próbki wytrzymalszej są bliskie wynikowi z "MgO max", zaś próbka słabsza niszczy się na poziomie obciążenia z modelu "MgO min". Wyniki doświadczalnego ścisania próbki najdłuższej (rys. 3.35c) najlepiej przybliża model "MgO max", chociaż dochodzi do bardziej gwałtownego spadku sztywności w chwili wyboczenia sprężystego. Ostatecznie uznano, że model numeryczny dostatecznie dobrze oddaje gamę zachowań ścisanych próbek CSIP o różnej geometrii.



Rysunek 3.34. Mapy uzyskane w symulacjach ściskania próbek CSIP o długości L_0 ; po wyboczeniu: a) f_σ ; ω_D w wariancie: b) MgO min, c) MgO max; w chwili inicjacji zniszczenia: d) f_σ ; ω_D wariant: e) MgO min, f) MgO max

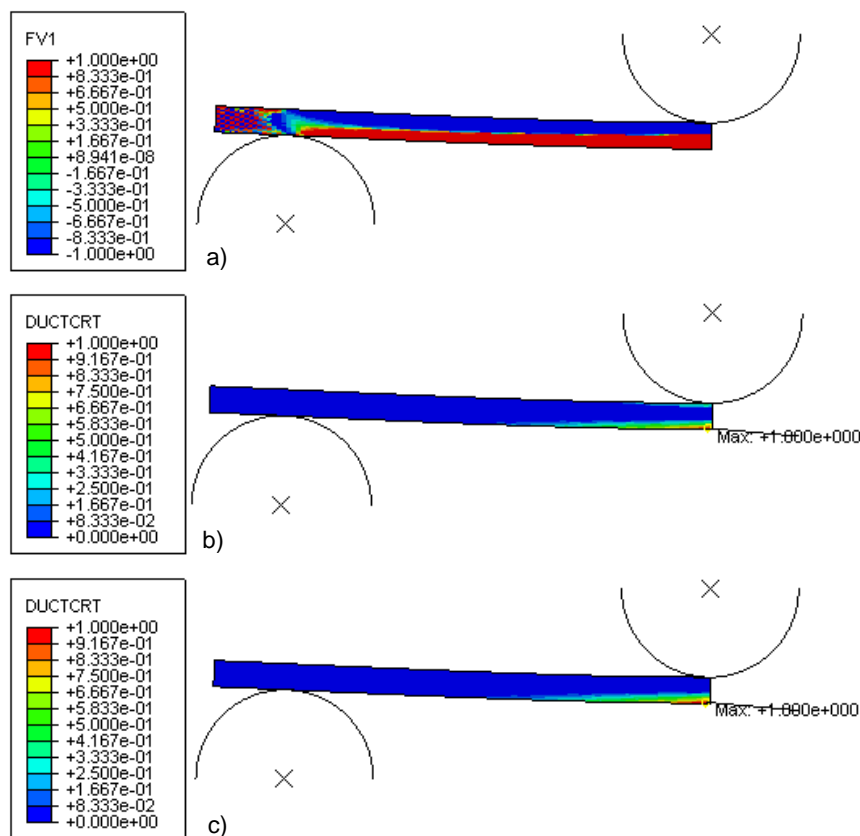


Rysunek 3.35. Porównanie zależności siła - przemieszczenie otrzymanych z symulacji ściskania próbek CSIP z wynikami doświadczalnymi

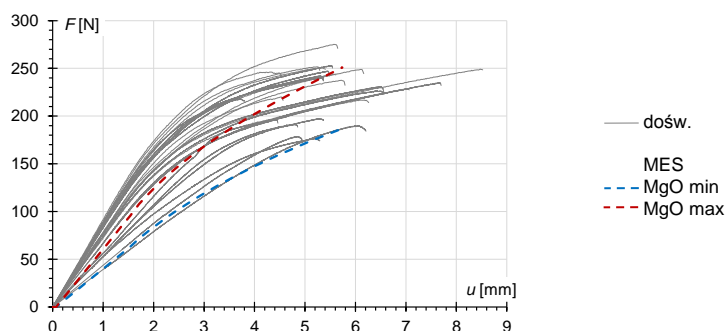
Symulacje zginania płyty MgO (rys. 3.2f) posłużyły do ustalenia zestawu nr 1 parametrów inicjacji zniszczenia modelu materiału okładziny w stanie rozciągania (tab. 3.16).

Mapa rozkładu zmiennej stanu f_σ (rys. 3.36a) wskazuje na prawidłowe odzwierciedlenie stanu zginania prostego: w dolnej części próbki panuje stan rozciągania ($f_\sigma = 1$), w górnej ściskania ($f_\sigma = -1$). Zaburzenia widoczne na swobodnym końcu wynikają z wartości naprężeń bliskich zeru i nie mają wpływu na przebieg analizy. Wartości współczynnika wyężenia w wariancie "MgO min" pokazują, że do uplastycznienia dochodzi zarówno w strefie rozciąganej jak i ściskanej (rys. 3.36b); w przypadku wariantu "MgO max" wartość naprężeń uplastycznienia przy ściskaniu jest na tyle wysoka, że uplastycznia się tylko rozciągana część próbki (rys. 3.36c). Do inicjacji zniszczenia w obu wariantach dochodzi w strefie rozciąganej, w środku rozpiętości.

Krzywe siła - przemieszczenie uzyskane z symulacji nałożono na zbiór wyników doświadczalnych (rys. 3.37). Porównanie pokazuje, że parametry w wariancie "MgO max" dobrze odzwierciedlają średnią sztywność w zakresie sprężystym i prowadzą do niewielkiego wzrostu sztywności w zakresie plastycznym. Wariant "MgO min" odwzorowuje wiernie zachowanie dolnego skraju pęku krzywych doświadczalnych. Warunki zniszczenia przyjęto tak, żeby lekko zaniżyć poziom obciążenia niszczącego względem wyników doświadczalnych. Uznano, że oba modele dobrze odzwierciedlają zachowanie zginanej płyty MgO.



Rysunek 3.36. Mapy uzyskane w symulacjach zginania płyty MgO w chwili inicjacji zniszczenia; a) zmienna stanu f_{σ} ; współczynnik wyężenia ω_D wariant: b) MgO min, c) MgO max



Rysunek 3.37. Porównanie zależności siła - przemieszczenie otrzymanych z symulacji zginania próbek MgO z wynikami doświadczalnymi

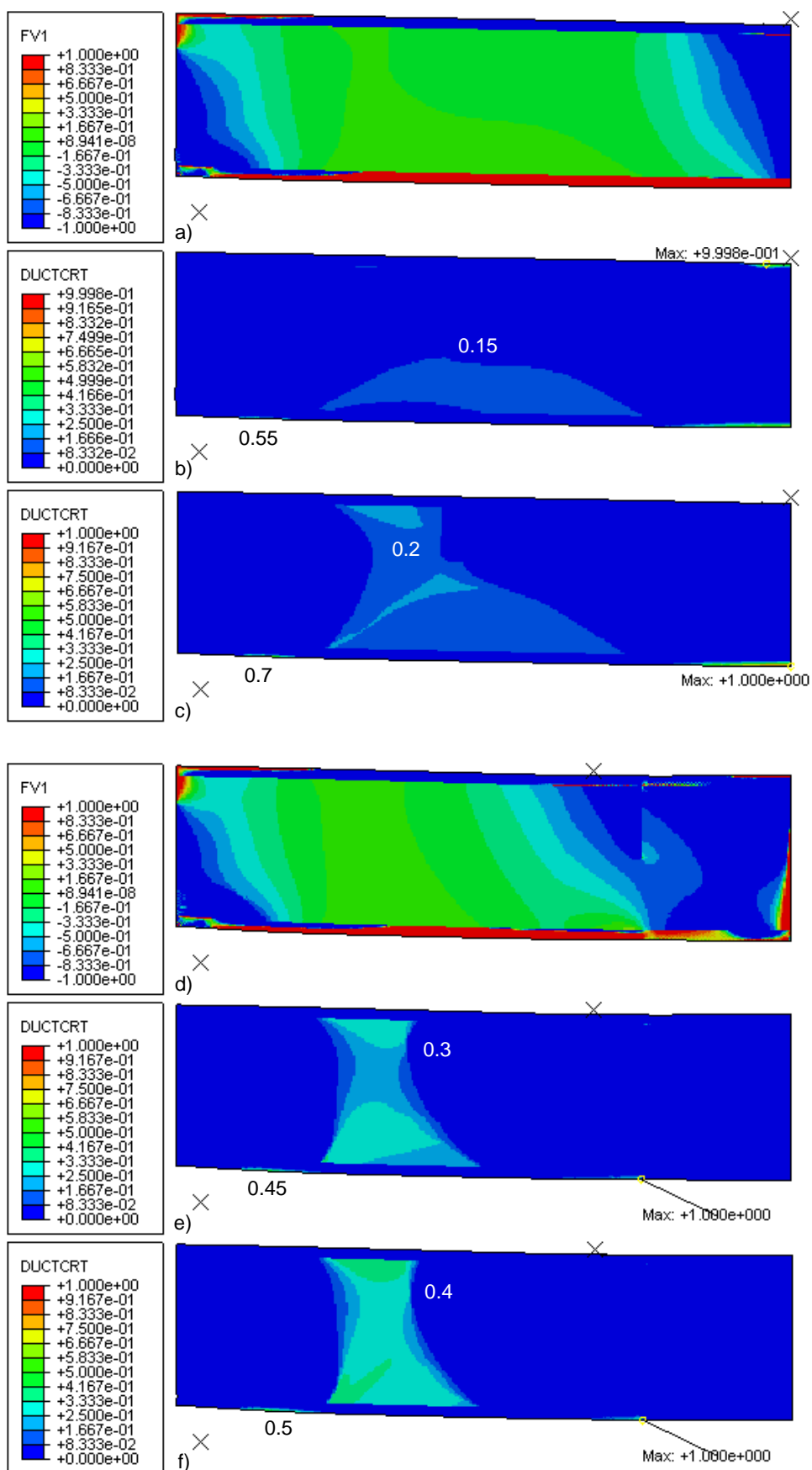
Kolejne symulacje badań, których mechanizm zniszczenia polegał również na wyczerpaniu nośności płyty MgO na rozciąganie, to trój- i czteropunktowe zginanie belek CSIP przy rozstawie podpór L_0 (rys. 3.4a,d). Na ich podstawie ustalono, kolejno, zestawy nr 3 i 4 parametrów inicjacji zniszczenia okładziny w stanie rozciągania (tab. 3.16). W symulacjach sztywną podporę w kształcie półkola zastąpiono odcinkiem długości 4 mm połączonym z punktem referencyjnym oddalonym o długość promienia pierwotnej podpory. Zabieg ten zastosowano, ponieważ przesuw próbki po załamaniach oryginalnej podpory wywoływał w fazie zaawansowanego uplastycznienia materiału problemy ze zbieżnością, uniemożliwiające

zakończeniu symulacji. Zastosowane rozwiązanie poprawia zbieżność i nie prowadzi do zmiany odpowiedzi próbki.

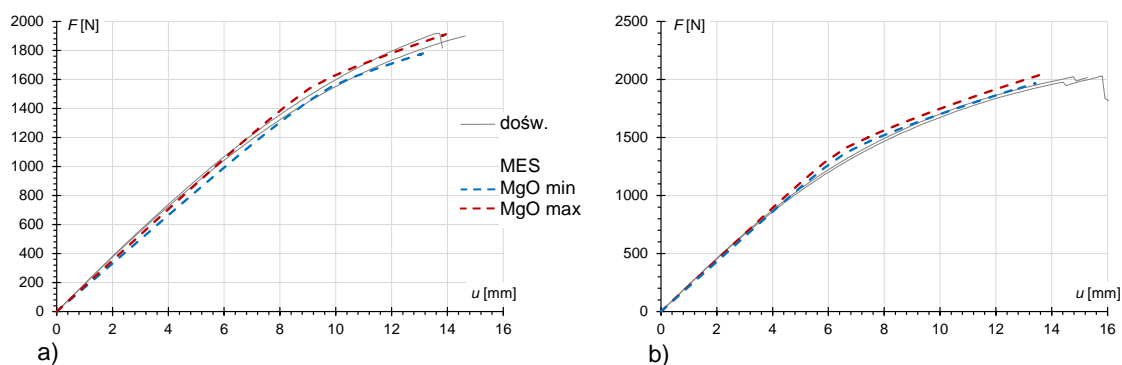
Mapy zmiennej f_{σ} (rys. 3.38a,d) pokazują, że w obu typach belek w większej części rdzenia panuje stan ścinania; widoczne są również strefy ściskane w okolicach podpór i obciążenia oraz niewielkie obszary rozciągane. Stan naprężeń w okładzinach ogólnie odpowiada spodziewanemu w belce zespolonej (rozciąganie dołem i ściskanie górą), poza lokalnymi strefami zaburzeń w okolicach przyłożenia oddziaływań zewnętrznych.

Mapy współczynnika wyężenia w belce zginanej trójpunktowo pokazują, że po zastosowaniu zestawu parametrów "MgO min" (rys. 3.38b) dochodzi do zniszczenia przez miażdżenie w strefie ściskanej górnej okładziny. Mechanizmu takiego nie zaobserwowano w trakcie badań, wynika on bezpośrednio z analizy ściskania próbek CSIP i uwzględnienia w modelu materiałowym najmniejszej odnotowanej w niej wartości naprężeń uplastycznienia. Można przypuszczać, że ściskanie przy zginaniu jest procesem bardziej stabilnym od ściskania na sztorc, w którym występuje dodatkowo silne tarcie, jednak w razie wystąpienia lokalnych defektów w materiale nie można wykluczyć takiego rodzaju zniszczenia. Współczynnik wyężenia w okładzinie dolnej jest w chwili inicjacji na poziomie 0.9, czyli minimalne zwiększenie wytrzymałości na ściskanie prowadziłoby do zniszczenia w okładzinie dolnej, tak jak to ma miejsce w wariancie "MgO max" (rys. 3.38c). W obu wariantach widoczne są jeszcze dwa inne obszary zwiększonych wartości współczynnika wyężenia: przy podporze (ok. 0.6) i w strefie ścinania rdzenia (ok. 0.2). Przy czteropunktowym zginaniu w obu wariantach dochodzi do inicjacji zniszczenia w dolnej okładzinie (rys. 3.38e-f), zgodnie z obserwacjami z doświadczeń. Również tutaj widoczne jest formowanie się dodatkowych stref zniszczenia: przy podporze (ok. 0.5) i w strefie ścinania rdzenia (ok. 0.4).

Wykresy siła - przemieszczenie otrzymane z symulacji są bardzo zbliżone do krzywych doświadczalnych (rys. 3.39). W przypadku wariantu "MgO min" w zginaniu trójpunktowym, nie było możliwe uzyskanie parametrów zniszczenia przy rozciąganiu, które umożliwiłyby osiągnięcie najmniejszego doświadczalnego obciążenia niszczącego w tej grupie próbek. Ostatecznie uznano, że wszystkie uzyskane wyniki symulacji dobrze oddają zachowanie rzeczywistych próbek i przewidują prawdopodobne mechanizmy ich zniszczenia.



Rysunek 3.38. Mapy uzyskane w symulacjach zginania belek CSIP długości L_0 ;
trójpunktowo: a) f_{σ} ; ω_D wariant: b) MgO min, c) MgO max;
czteropunktowo: d) f_{σ} ; ω_D wariant: e) MgO min, f) MgO max



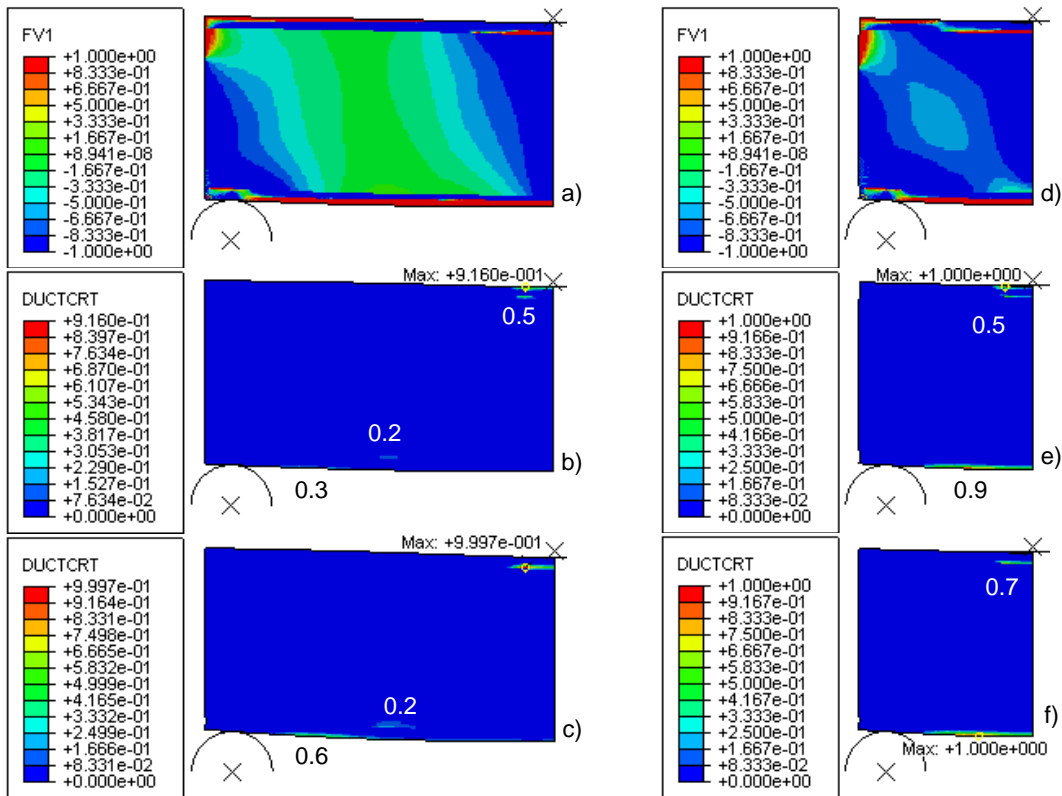
Rysunek 3.39. Porównanie zależności siła - przemieszczenie otrzymanych z symulacji zginania belek CSIP długości L_0 ; a) trójpunktowo, b) czteropunktowo

Ostania seria symulacji badań w małej skali to trój- i czteropunktowe zginanie belek CSIP o zredukowanej długości (rys. 3.4b,c,e,f). Obliczenia miały charakter kontrolny, na tym etapie nie wprowadzono żadnych zmian w opisie modelu, śledzono jedynie zgodność uzyskanych wyników z danymi doświadczalnymi. Do opisu warunków inicjacji zniszczenia użyto zestawu parametrów nr 1, odpowiadającego zginaniu płyty MgO (tab. 3.16).

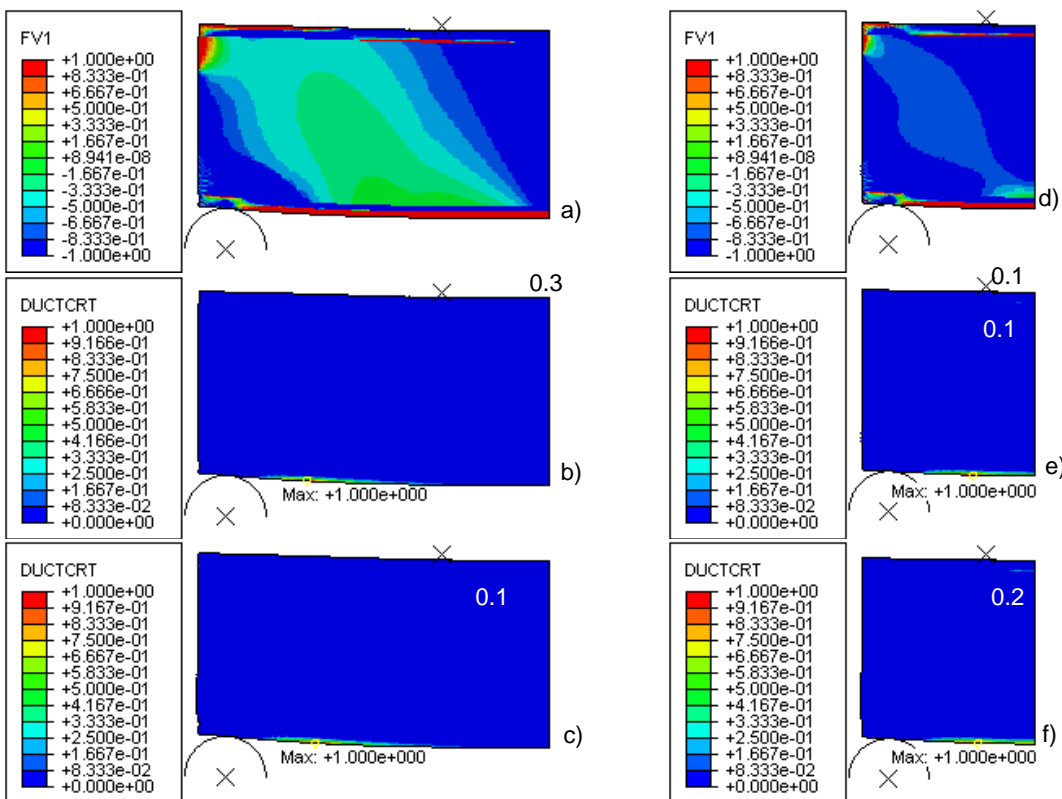
Mapy zmiennej stanu f_σ belek o rozstawie podpór $L_0/2$ przedstawione na rysunkach 3.40a i 3.41a pokazują, że przy zginaniu, zarówno trój- jak i czteropunktowym, w centralnej części rdzenia pojawia się pasmo ścinane o szerokości zbliżonej do łącznej szerokości pasm ściskanych, zlokalizowanych nad podporami i pod obciążeniem. W belkach krótszych (rys. 3.40d i 3.41d) stan ściskania dominuje w całym rdzeniu. Rozkład współczynnika wyężenia belek obciążonych pojedynczą siłą, w obu wariantach opisu materiałowego okładziny przy rozstawie podpór $L_0/2$ (rys. 3.40b,c) oraz w wariantcie minimalnym przy rozstawie podpór $L_0/4$, wskazuje na inicjację zniszczenia w okładzinie górnej, co nie jest zgodne z mechanizmem zaobserwowanym w testach doświadczalnych. We wszystkich pozostałych symulacjach z tej grupy (rys. 3.40f i 3.41b,c,e,f) uzyskano prawidłowy mechanizm zniszczenia, zapoczątkowany w strefie przypodporowej okładziny dolnej. Na rysunkach zaznaczono również zaczątki innych, potencjalnych stref zniszczenia, zlokalizowano w okładzinie górnej i w rdzeniu.

Wszystkie uzyskane z obliczeń wykresy zależności siła - przemieszczenie dla zginania próbek CSIP o zredukowanej długości charakteryzują się satysfakcjonującą zgodnością z wynikami badań doświadczalnych (rys. 3.42). Najbliższe krzywom doświadczalnym, zarówno pod względem kształtu jak i momentu inicjacji zniszczenia są wyniki symulacji zginania trójpunktowego belek długości $L_0/2$ (rys. 3.42a), pomimo niezgodnego z doświadczalnym mechanizmu zniszczenia. Wyraźniej sztywniejsza odpowiedź modelu występuje tylko w przypadku czteropunktowego zginania belek dłuższych (rys. 3.42b), jednak nawet w tym przypadku uzyskany charakter krzywej nie odbiega znacznie od rezultatów doświadczalnych. Pomimo zaobserwowania rozbieżności w uzyskanych mechanizmach zniszczenia w dwóch symulacjach z tej grupy, ostatecznie uznano, że przyjęte parametry materiałowe prowadzą do zachowania o charakterze bliskim rzeczywistemu.

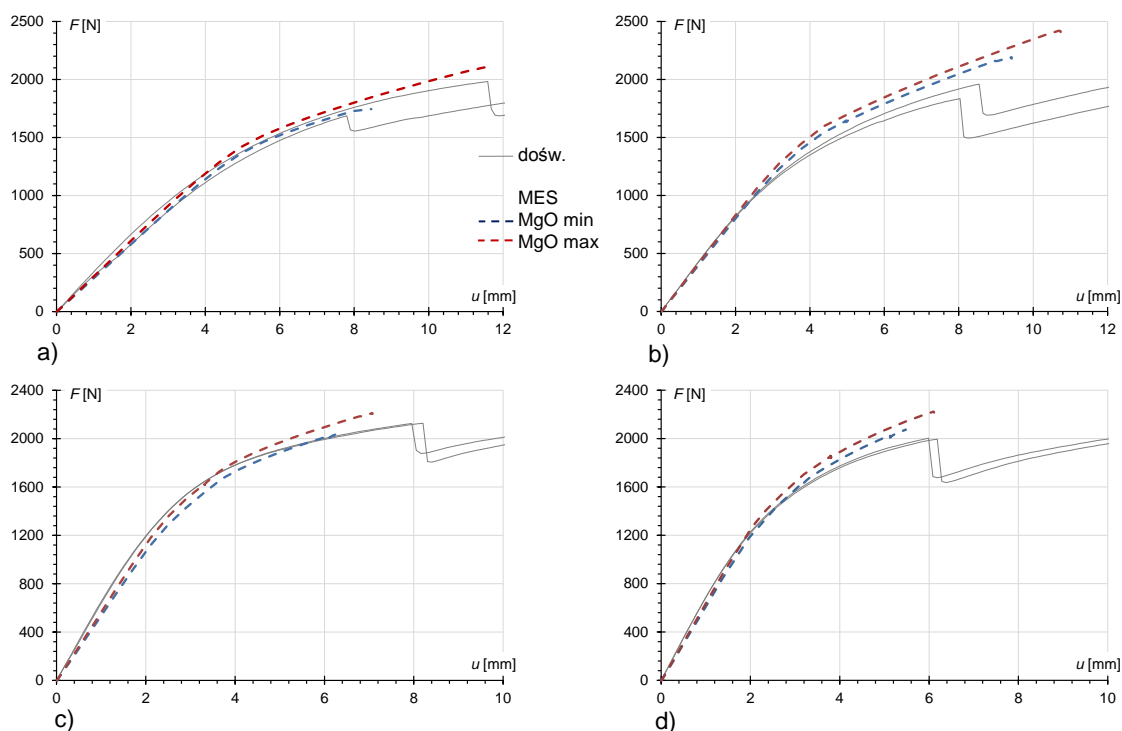




Rysunek 3.40. Mapy uzyskane w symulacjach trójpunktowego zginania belek CSIP o zredukowanej długości; rozstaw $L_0/2$: a) f_σ , b) ω_D MgO min, c) ω_D MgO max; rozstaw $L_0/4$: d) f_σ , e) ω_D MgO min, f) ω_D MgO max



Rysunek 3.41. Mapy uzyskane w symulacjach czteropunktowego zginania belek CSIP o zredukowanej długości; rozstaw $L_0/2$: a) f_σ , b) ω_D MgO min, c) ω_D MgO max; rozstaw $L_0/4$: d) f_σ , e) ω_D MgO min, f) ω_D MgO max



Rysunek 3.42. Porównanie zależności siła - przemieszczenie otrzymanych z symulacji trój- i czteropunktowego zginania próbek CSIP o zredukowanej długości z danymi doświadczalnymi; rozstaw $L_0/2$: a) 3pb, b) 4pb; rozstaw $L_0/4$: c) 3pb, d) 4pb

3.3. Końcowa weryfikacja i walidacja modelu

Cykl symulacji badań w małej skali, obejmujący szeroką grupę 15 testów, przeprowadzonych na próbkach o zróżnicowanych geometriach, układzie warstw i warunkach obciążeniowych, dał bardzo zadowalające rezultaty. Pomimo pewnych rozbieżności, zaobserwowanych w pojedynczych analizach, ogół wszystkich wyników, rozpatrywanych jednocześnie, wpisuje się bardzo dobrze w zbiór danych doświadczalnych. Cały proces polegał przede wszystkim na identyfikacji zestawów parametrów modelu materiałowego rdzenia i okładzin, ale również na ich częściowej walidacji. Ostatnim etapem przeprowadzonej analizy numerycznej była weryfikacja wybranych założeń stworzonego modelu i jego walidacja przez przeprowadzenie symulacji badań w skali naturalnej i porównanie wyników z danymi doświadczalnymi.

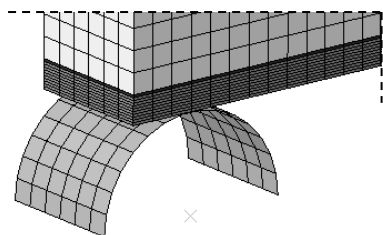
3.3.1. Weryfikacja wybranych założeń

Przed ostateczną walidacją w analizach próbek w skali naturalnej, przeprowadzono weryfikację dwóch ważnych aspektów modelu numerycznego: (1) założenia o płaskim stanie naprężenia i (2) wrażliwości wyników na zmianę gęstości siatki. W tym celu porównano wyniki trójpunktowego zginania najdłuższej belki CSIP, przedstawione w sekcji 3.2.3, z wynikami otrzymanymi po odpowiedniej modyfikacji modelu. Do porównania wybrano akurat ten test, ponieważ prezentuje najszerszą gamę zachowań charakterystycznych dla analizowanych paneli – pozwala na obserwację rozciągania i ściskania w okładzinach oraz złożonej odpowiedzi rdzenia: ściskania w okolicach oddziaływań skupionych i ścinania w pasmach

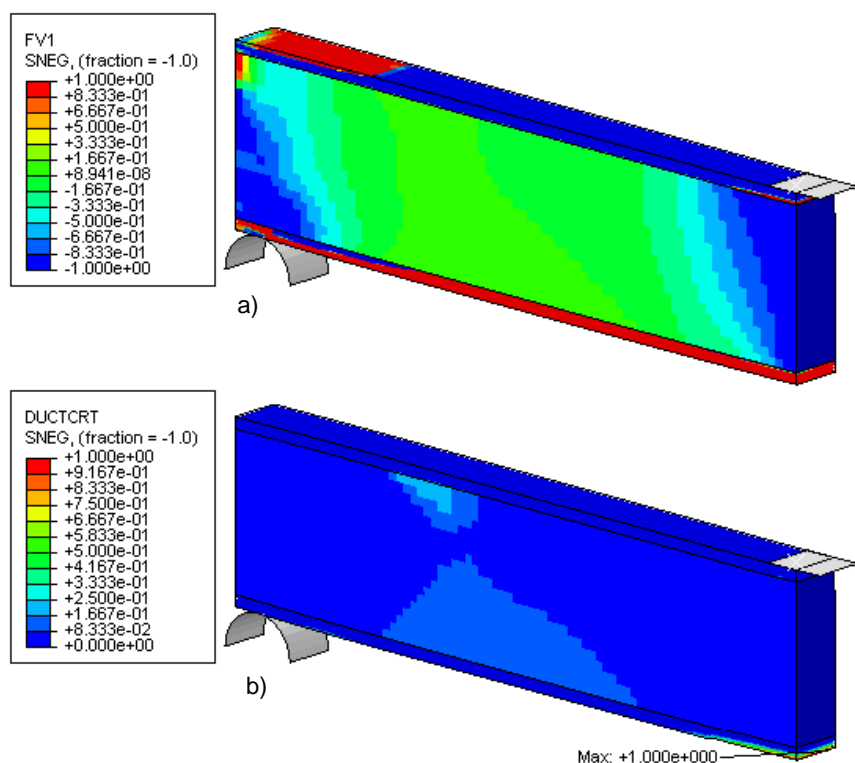


między nimi. Obie analizy porównawcze wykonano dla wariantu "MgO max", przy którym w symulacjach głównych uzyskano prawidłowy mechanizm zniszczenia.

Geometrię modelu przestrzennego zginanej belki CSIP przedstawiono na rysunku 3.5, do jej dyskretyzacji użyto elementów C3D8R i SC8R (rys. 3.1b,c) opisanych na wspólnej siatce węzłów (na podstawie wstępu sekcji 3.2), zaś gęstość siatki ES przyjęto zgodnie z wynikami analizy zbieżności (tab. 3.5). Dyskretyzację fragmentu modelu w strefie przypodporowej pokazano na rysunku 3.43. Wszystkie pozostałe ustawienia modelu przyjęto identycznie z użytymi w obliczeniach nieliniowych, opisanych w sekcji 3.2.3.



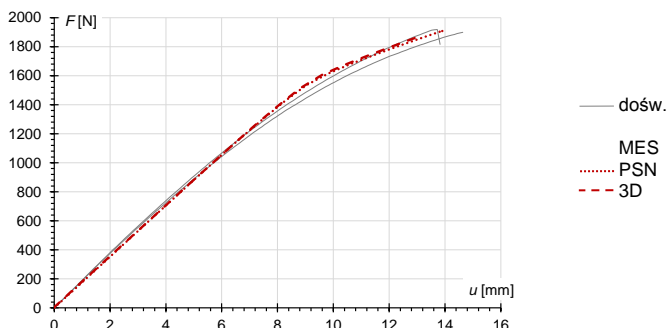
Rysunek 3.43. Fragment siatki ES przestrzennego modelu belki CSIP



Rysunek 3.44. Mapy uzyskane w przestrzennej symulacji trójpunktowego zginania belki CSIP przy rozstawie podpór L_0 ; a) zmienna stanu f_σ , b) współczynnik wyężenia ω_D

Uzyskane mapy rozkładu zmiennej stanu (rys. 3.44a) i współczynnika wyężenia (rys. 3.44b) jakościowo są bardzo zbliżone do swoich odpowiedników w PSN (rys. 3.38a,c). W symulacji dochodzi również do inicjacji tego samego mechanizmu zniszczenia – wyczerpania nośności na rozciąganie w centralnej części okładziny dolnej. Otrzymana zależność

siła - przemieszczenie pokrywa się niemal idealnie ze swoim odpowiednikiem z analizy PSN (rys. 3.45), a uzyskane obciążenie niszczące jest tylko 2% niższe. Na tej podstawie uznano, że sprowadzenie modelu obliczeniowego do zagadnienia płaskiego nie prowadzi do pogorszenia jakości uzyskanych wyników.



Rysunek 3.45. Porównanie zależności siła - przemieszczenie otrzymanych w symulacji przestrzennej zginania belek CSIP z wynikami analizy PSN i badań doświadczalnych

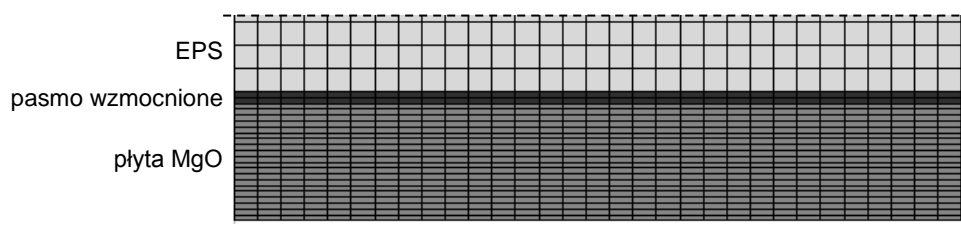
Drugim aspektem modelu, którego zweryfikowanie uznano za istotne, jest wrażliwość wyników na gęstość siatki użytej w obliczeniach. Jedną z przyczyn, dla których zrezygnowano z analizy propagacji zniszczenia, była chęć uniknięcia problemów związanych z prawidłowym odwzorowaniem zjawiska lokalizacji odkształceń; zastosowanie klasycznej teorii lokalnej prowadziłoby w takim przypadku do znacznych wahań wyników, wywołanych zmianą geometrii siatki. Modyfikacja modelu zginanej belki CSIP polegała na zastosowaniu dwóch siatek różniących się od podstawowej: (1) proporcjami elementów i (2) gęstością. Ponieważ siatka w obliczeniach bazowych została uzyskana w procesie analizy zbieżności, jej rozrzedzenie prowadziłoby do oczywistej różnicy w wynikach; z tego względu wprowadzone zmiany polegały na zagęszczaniu siatki. Zmiana proporcji (1) polegała na przyjęciu w okładzinach i rdzeniu elementów o stosunku długości boków 1/1, czyli rozmiaru oczka siatki równego 0.5 mm. Zagęszczenie (2) przeprowadzono z zachowaniem proporcji 1/4 w elementach okładziny, czyli przy oczku siatki o wymiarach 1 mm × 0.25 mm w okładzinach i 1 mm w rdzeniu. We wszystkich symulacjach porównywano poziom naprężeń i przemieszczenie pionowe w elemencie, w którym doszło do inicjacji zniszczenia ($\omega_D = 1$). Rezultaty porównania, przedstawione w tabelicy 3.18, charakteryzują się bardzo niskimi wartościami różnic względem początkowych wyników obliczeń. Na tej podstawie stwierdzono, że przyjęte kryterium inicjacji zniszczenia nie prowadzi, po zastosowaniu siatek o różnej geometrii, do istotnej różnicy wyników.

Tabela 3.18. Porównanie wyników symulacji trójpunktowego zginania przeprowadzonych przy siatkach elementów o różnej geometrii

modyfikacja		brak	(1)	(2)
globalny rozmiar ES [mm]		2	0.5	1
ES w okładzinach	proporcje	1/4	1/1	1/4
	wysokość [mm]	0.5	0.5	0.25
	długość [mm]	2	0.5	1
ES w rdzeniu	proporcje	1/1	1/1	1/1
	wys./dł. [mm]	2	0.5	1
σ_{xx} [MPa]		5.083	5.073	5.083
różnica [%]			0.20	0.00
u_z [mm]		12.72	12.64	12.51
różnica [%]			0.63	1.65

3.3.2. Wyniki symulacji badań w skali naturalnej

Końcowa walidacja modelu polegała na zastosowaniu wszystkich ustawień przyjętych w sekcji 3.2 do stworzenia modeli testów ściskania i zginania paneli ściennych w skali naturalnej. W obu badaniach użyto siatki elementów płaskiego stanu naprężenia CPS4R (rys. 3.1a) o takiej samej gęstości, przyjętej na podstawie analizy zbieżności zginanych belek CSIP (tab. 3.4); fragment siatki o geometrii wspólnej dla wszystkich analiz w skali naturalnej przedstawiono na rysunku 3.46.

**Rysunek 3.46.** Fragment siatki elementów CPS4R o gęstości przyjętej w analizach badań ściskania i zginania paneli CSIP w skali naturalnej

Pozostałe ustawienia modelu, uzasadnione w sekcji 3.2, to:

- uwzględnienie wpływu nieliniowości geometrycznej i materiałowej;
- uwzględnienie wpływu zmiennej stanu f_σ na wartości parametrów materiałowych;
- przypisanie pasmu okładzin grubości 1 mm, znajdującemu się na styku z rdzeniem, wzmocnionych parametrów materiałowych (tab. 3.17);
- przyjęcie między sztywnymi profilami a próbką warunków kontaktu bez przenikania, z możliwością odrywania, przy współczynniku tarcia 0.1;
- zastosowanie współczynnika tłumienia numerycznego o wartości 1e-09.

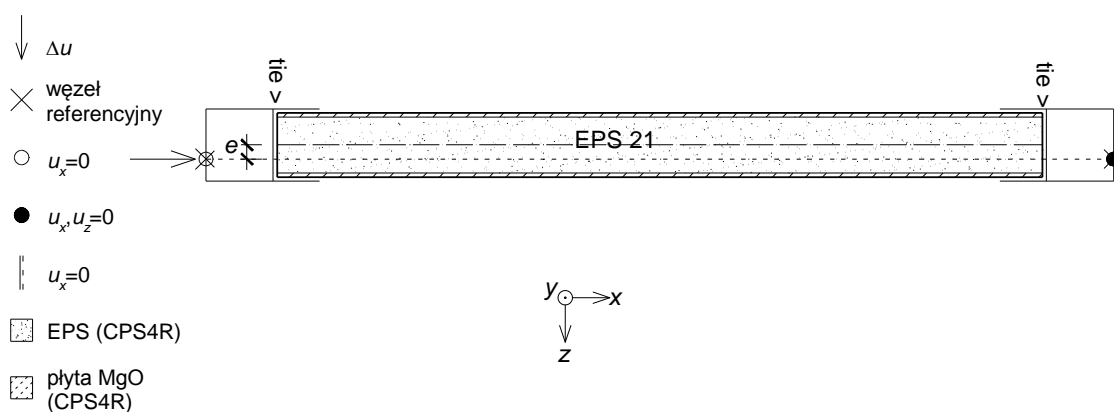
Model materiałowy i zestawy parametrów wszystkich warstw przyjęto zgodnie z przedstawionym wcześniej opisem. Dla przejrzystości, wykorzystane opisy zakresu sprężystego, plastycznego i warunki inicjacji zniszczenia przedstawiono w zbiorczej tabeli 3.19.

Tabela 3.19. Zestawienie parametrów materiałowych opisujących warstwy analizowanych paneli CSIP

$\xi_e [-]$	sprężystość		kryterium uplastycznienia D-P				wzmocnienie		inicjacja zniszczenia											
	E [MPa]	ν [-]	β [°]	ψ [°]	p_{90} [MPa]	ϵ [-]	σ_{y0} [MPa]	E_p [MPa]	MgO 3pb	CISP 3pb	CISP 4pb	MgO 3pb	CISP 3pb	CISP 3pb	CISP 4pb	MgO 3pb	CISP 3pb	CISP 3pb	CISP 4pb	
-1	2430	0.18					5.0	1600	0.0016	0.0016	0.0016	0.0016	-0.3214	-0.3214	-0.3214	-0.3214	-0.3214	-0.3214	-0.3214	
-0.5	-	-					5.0	1600	0.0016	0.0016	0.0016	0.0016	-0.3214	-0.3214	-0.3214	-0.3214	-0.3214	-0.3214	-0.3214	
0	-	-	25	10	8	0.1	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
0.5	-	-					4.8	2800	0.0015	-	0.0018	0.0018	0.3333	-	-	-	-	-	0.3333	
1	5750	0.18					4.8	2800	0.0015	-	0.0018	0.0018	0.3333	-	-	-	-	-	0.3333	
			MgO max																	
-1	3886	0.18					18.2	1600	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	-0.3214	-0.3214	-0.3214	-0.3214	-0.3214	-0.3214	-0.3214	
-0.5	-	-					18.2	1600	0.0003	0.0003	0.0003	0.0003	-0.3214	-0.3214	-0.3214	-0.3214	-0.3214	-0.3214	-0.3214	
0	-	-	25	10	8	0.1	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
0.5	-	-					6.1	1800	0.0021	0.0006	0.0019	0.0019	0.3333	0.3333	0.3333	0.3333	0.3333	0.3333	0.3333	
1	8040	0.18					6.1	1800	0.0021	0.0006	0.0019	0.0019	0.3333	0.3333	0.3333	0.3333	0.3333	0.3333	0.3333	
			EPS 21																	
-1	6.8	0.12					0.10	0.2	1	1	1	1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	
0	-	-	2	2	0.5	wg (3.18)	0.09	8.0	0.0135	0.0135	0.0135	0.0135	-0.0157	-0.0157	-0.0157	-0.0157	-0.0157	-0.0157	-0.0157	
1	10.5	0.12					0.16	10.0	0.0071	0.0071	0.0071	0.0071	0.3282	0.3282	0.3282	0.3282	0.3282	0.3282	0.3282	
			EPS 19																	
-1	5.4	0.11					0.09	0.2	1	1	1	1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	
0	-	-	2	2	0.5	wg (3.18)	0.08	7.5	0.0135	0.0135	0.0135	0.0135	-0.0134	-0.0134	-0.0134	-0.0134	-0.0134	-0.0134	-0.0134	
1	9.2	0.11					0.15	9.2	0.0071	0.0071	0.0071	0.0071	0.3400	0.3400	0.3400	0.3400	0.3400	0.3400	0.3400	
			EPS 15																	
-1	5.0	0.09					0.07	0.2	1	1	1	1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	
0	-	-	1.5	1.5	0.7	wg (3.18)	0.07	7.3	0.0083	0.0083	0.0083	0.0083	-0.0173	-0.0173	-0.0173	-0.0173	-0.0173	-0.0173	-0.0173	
1	7.2	0.09					0.12	8.1	0.0080	0.0080	0.0080	0.0080	0.3290	0.3290	0.3290	0.3290	0.3290	0.3290	0.3290	

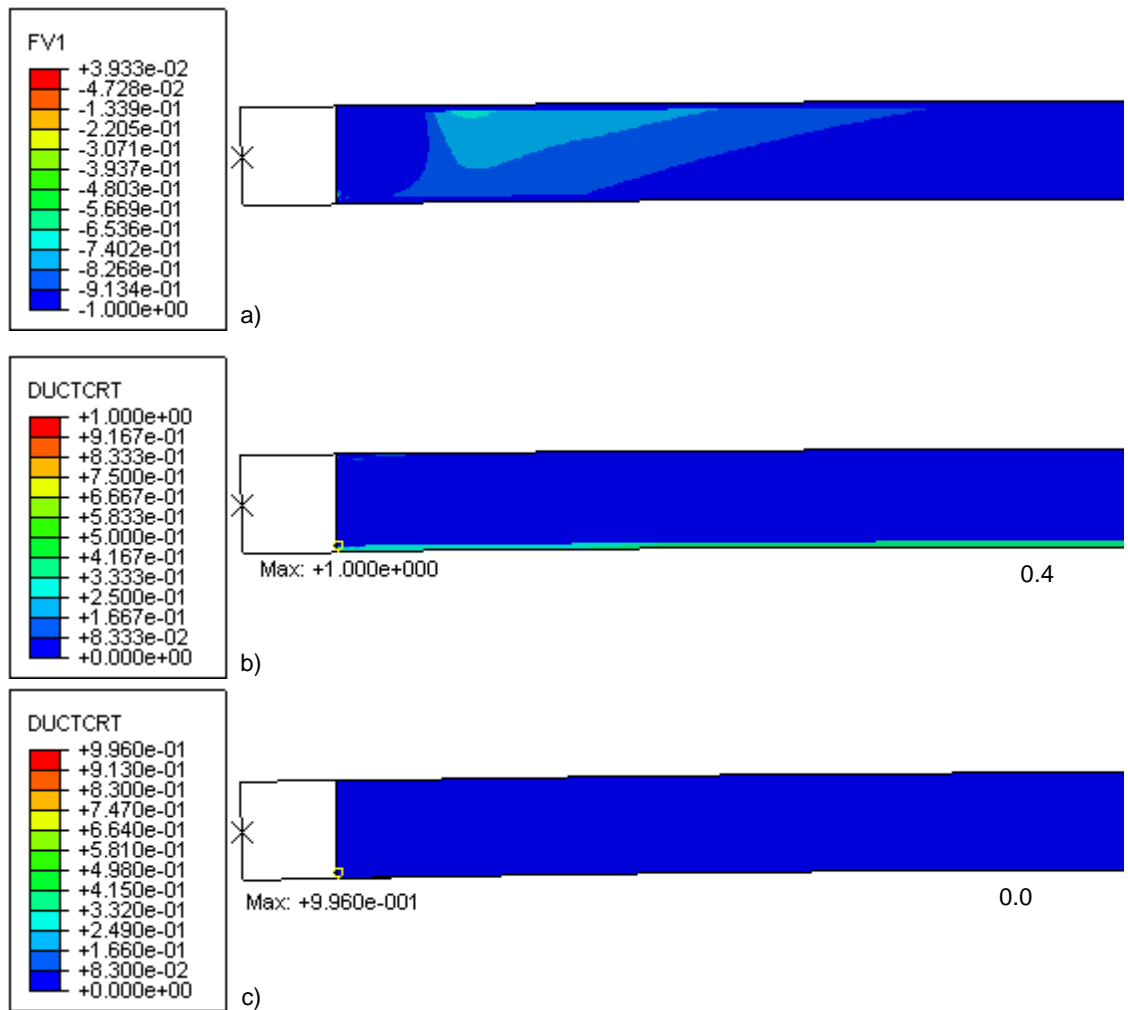
Symulacje ściskania paneli CSIP

Symulacje ściskania paneli CSIP przeprowadzono, tak jak testy doświadczalne, przy trzech różnych ustawieniach mimośrodów: (1) $e=0$ (przyjęto imperfekcję równą 1 mm), (2) $e=d/6$, (3) $e=d/3$. Schematycznie przedstawiony model stanowiska, wraz z podaniem warunków brzegowych (podpory przegubowe) i punktu przyłożenia wymuszenia, przedstawiono na rysunku 3.47. W badaniach doświadczalnych nie zaobserwowano, by którykolwiek z paneli uległ wyboczeniu, jednak na wypadek, gdyby w trakcie analizy miały pojawić się jakieś efekty związane z utratą stateczności, zdecydowano się na zamodelowanie całej próbki i nie przeprowadzono redukcji układu, potencjalnie możliwej ze względu na jego symetrię. Geometria próbki została przyjęta zgodnie z nominalnymi wymiarami badanych paneli (rys. 2.53); wymiary sztywnych profili podporowych dobrano tak, żeby uzyskać ten sam co w doświadczeniu początkowy rozstaw między przegubami, $L = 3080$ mm. Obciążanie realizowano przez przyrost poziomego wymuszenia Δu do chwili inicjacji zniszczenia. Na styku próbki ze skrzydełkami profili podporowych przyjęto kontakt z tarcieniem; między podstawami profili a krawędziami okładzin zastosowano połączenie typu "tie".



Rysunek 3.47. Schemat modelu stanowiska do ściskania paneli CSIP w skali naturalnej

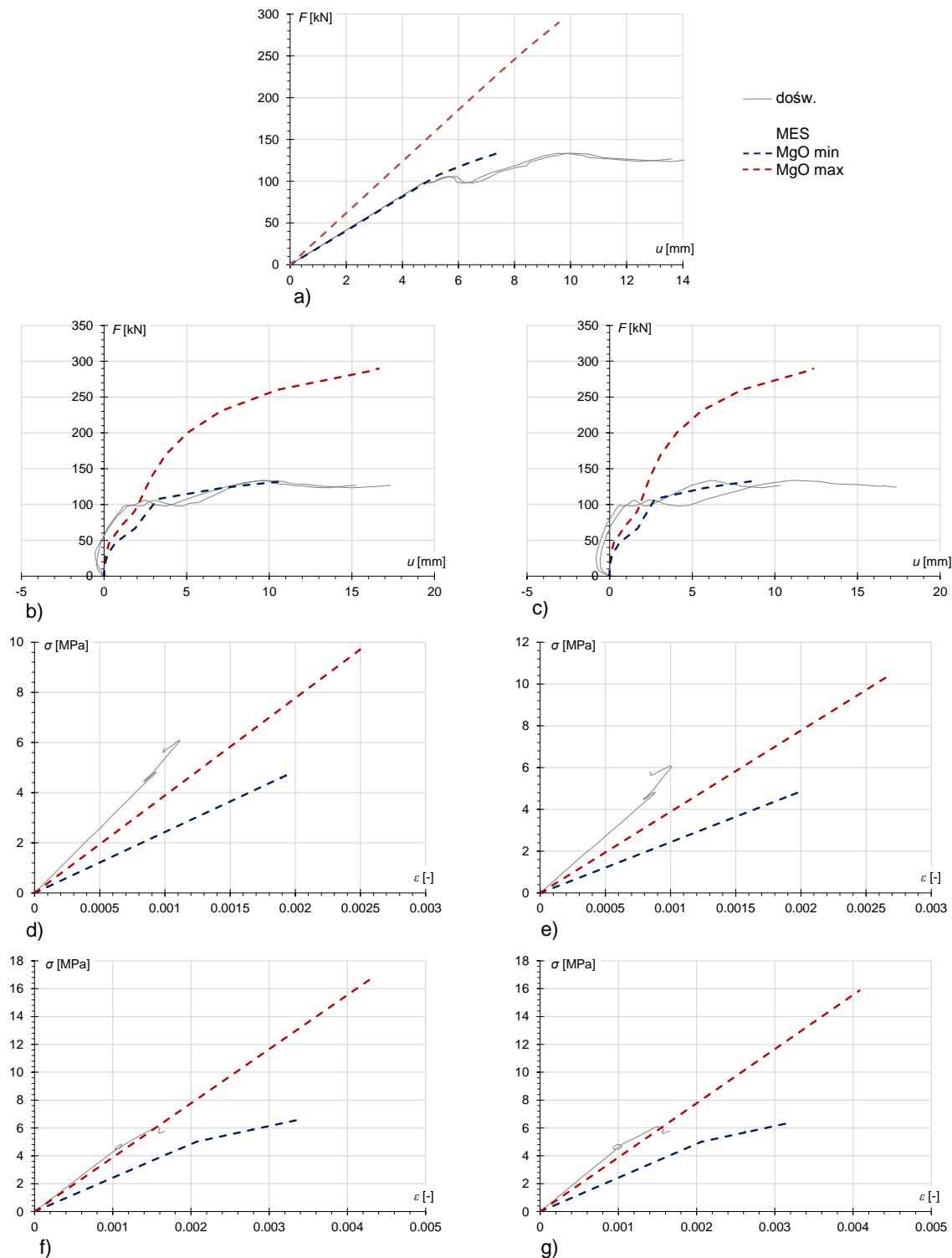
Mapa zmiennej stanu f_σ (rys. 3.48a) uzyskana w przypadku osiowego (w przybliżeniu) ustawienia obciążenia pokazuje, że w całym obszarze próbki panuje stan bliski osiowemu ściskaniu; wartości f_σ bliskie zero występują tylko lokalnie, w pobliżu miejsca inicjacji zniszczenia. Mapy współczynnika wyężenia w obu wariantach opisu materiałowego okładzin (rys. 3.48b,c), wskazują na ten sam mechanizm zniszczenia, zapoczątkowany w okładzinie dolnej, podlegającej, w wyniku giętej deformacji układu, większemu ściskaniu. W przypadku wariantu "MgO min" (rys. 3.48b) przed zakończeniem analizy dochodzi do uplastycznienia całej dolnej okładziny, ze współczynnikiem wyężenia na poziomie 0.4 w środku rozpiętości; w wariantcie "MgO max" uplastycznienie ma charakter lokalny i w chwili inicjacji zniszczenia pozostała część okładziny pracuje ciągle w zakresie sprężystym ($\omega_D = 0$).



Rysunek 3.48. Mapy uzyskane z symulacji ściskania panelu CSIP w skali naturalnej przy $e=0$;
a) f_{σ} , b) ω_D wariant MgO min, c) ω_D wariant MgO max

Zależności siła – przemieszczenie, opisujące przesuw poziomy obciążonego końca próbki (rys. 3.49a), pokazują, że zachowanie rzeczywistej próbki najlepiej oddaje w tym przypadku wariant minimalny modelu materiałowego; występuje bardzo dobra zgodność nachylenia krzywej oraz poziomu maksymalnego obciążenia, po którym w teście dochodzi do degradacji próbki. Podobieństwo charakteru krzywych, jednak przy gorszej zgodności zakresu początkowego, widać również na wykresach przemieszczeń pionowych w $L_0/2$ i $L_0/4$ (rys. 3.49b,c). W testach doświadczalnych zniszczenie panelu obciążanego osiowo przy obciążeniu niższym niż w obu wariantach mimośrodowych było efektem nieoczekiwanym; otrzymane wyniki pokazują jednak, że sytuacja taka jest możliwa, gdy natrafimy na okładziny o parametrach wytrzymałościowych z dolnej części rozpatrywanego zakresu. Krzywe numeryczne wariantu maksymalnego prognozują, że gdyby jakość użytych okładzin była lepsza, to panel mógłby przenieść nawet trzykrotnie większe obciążenie. Wykresy naprężenie – odkształcenie są w wyraźniej gorszej zgodności z danymi doświadczalnymi, które nie zawierają się w obszarze ograniczonym przez krzywe numeryczne. We wszystkich przypadkach widoczna jest zaniżona sztywność okładzin, zjawisko jest bardziej wyraźne w przypadku okładziny górnej (rys. 3.49d,e).

Model oddaje dobrze zakres, w jakim pracują okładziny: zachowanie nieliniowe widoczne jest tylko w silniej ściskanej okładzinie dolnej (rys. 3.49f,g), w wariancie materiału słabszego, zaś pozostałe krzywe wskazują na sprężystą odpowiedź w obserwowanych węzłach.

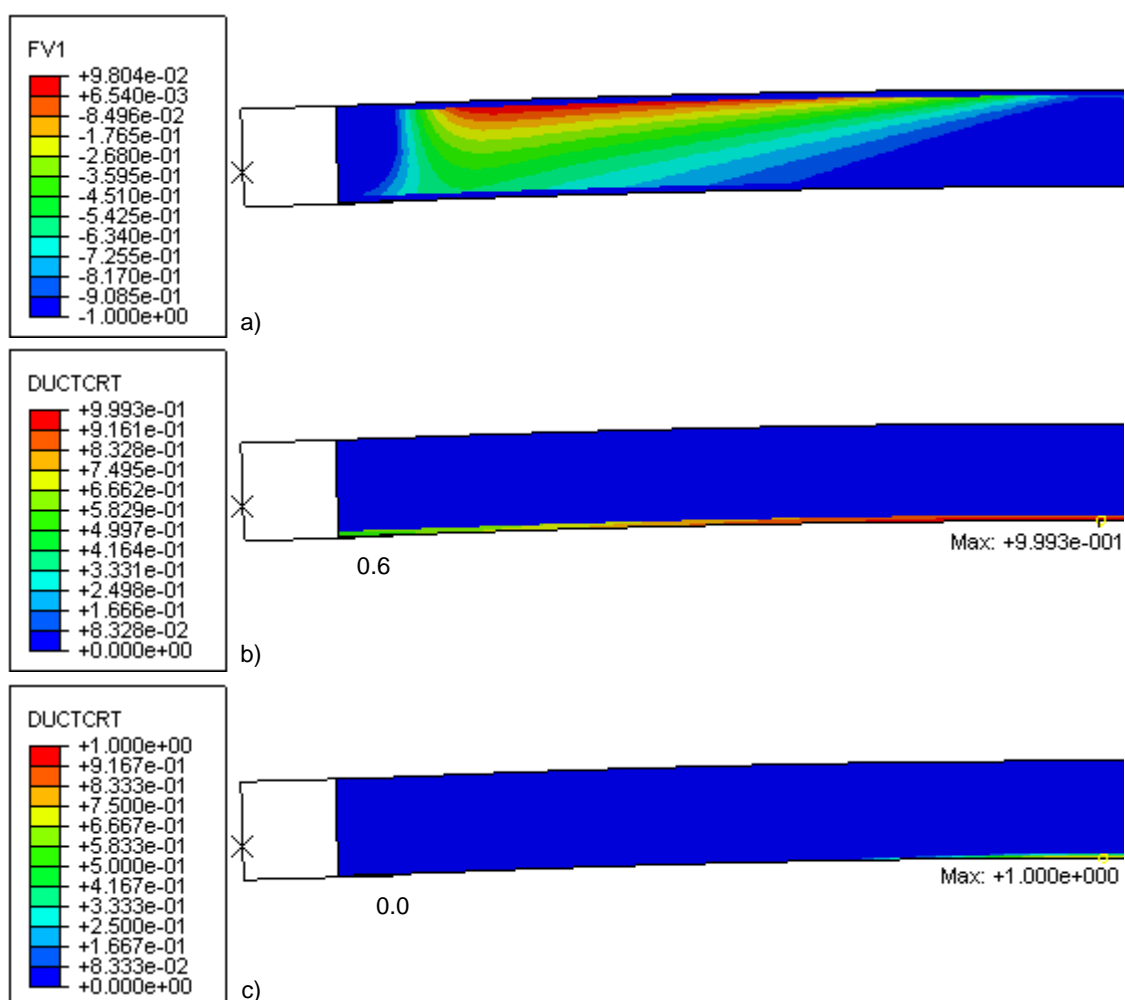


Rysunek 3.49. Porównanie zależności siła - przemieszczenie i naprężenie - odkształcenie otrzymanych z symulacji ściskania panelu CSIP w skali naturalnej przy $e = 0$ z wynikami doświadczalnymi;

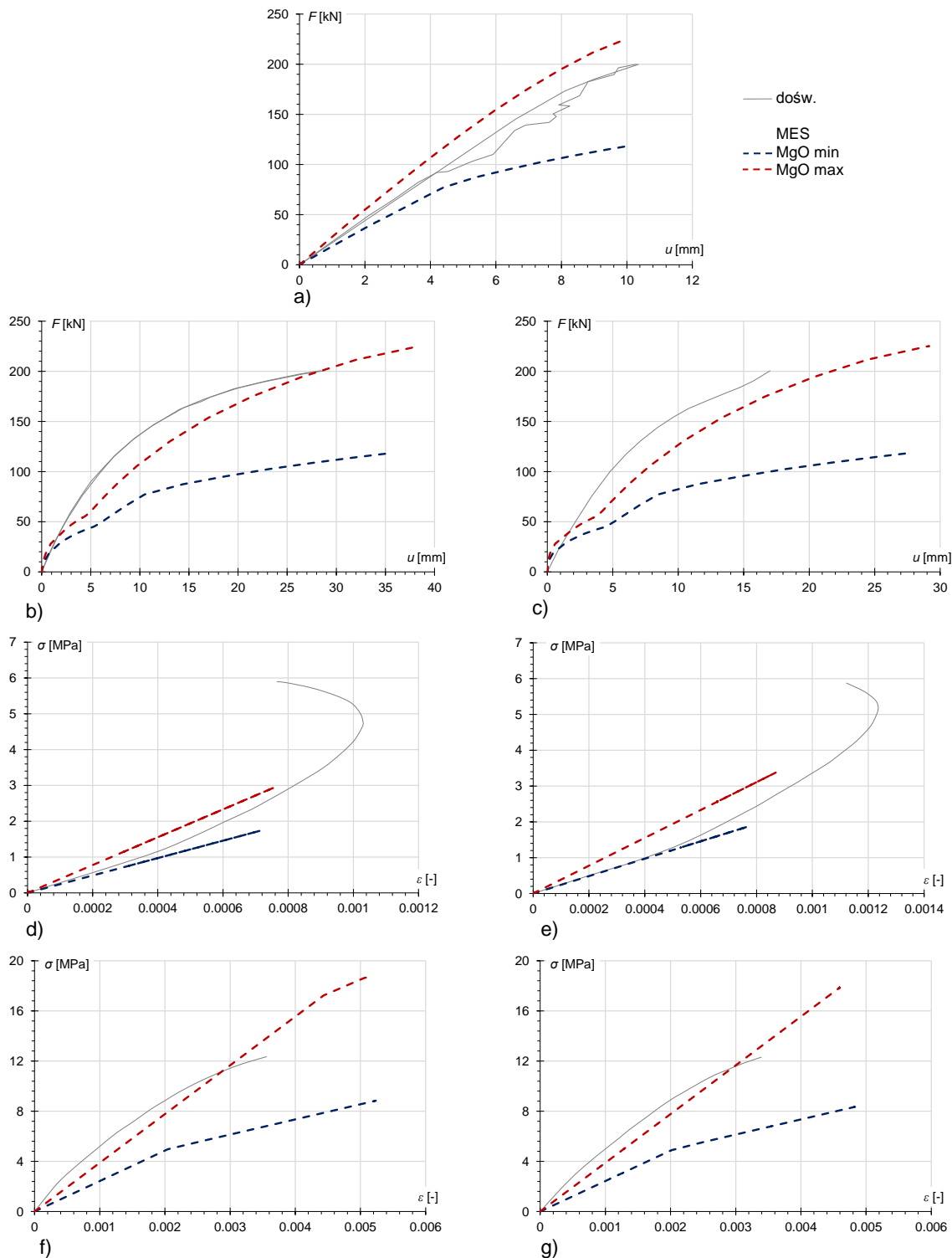
$F - u$: a) przesuw poziomy (kierunek skręcenia), ugięcie ku górze w: b) $L_0/2$, c) $L_0/4$;

$\sigma - \epsilon$: ściskanie włókien górnych w: d) $L_0/2$, e) $L_0/4$, ściskanie włókien dolnych w: f) $L_0/2$, g) $L_0/4$

Wprowadzenie mimośrodów $e = d/6$ spowodowało, że znaczna część obszaru rdzenia zaczyna pracować w stanie bliskim ścinaniu, jednak obie okładziny w trakcie całej analizy pozostają w stanie ściskania (3.50a). Doszło również do zmiany jakościowej na mapach współczynnika wyężenia: model w obu wariantach prognozuje inicjację zniszczenia w centralnej części okładziny silniej ściskanej; w wariantcie słabszym towarzyszy temu uplastycznienie całej okładziny, w wariantcie mocniejszym uplastycznienie ma charakter lokalny. We wszystkich testach doświadczalnych zniszczenie rozpoczynało się na styku z profilem podporowym. Z jednej strony może to wynikać, że zjawiska lokalnych, które prowadzą do rozszczepienia okładziny, z drugiej, krawędzie paneli są najbardziej narażone na powstanie uszczerbków w trakcie transportu i montażu. Wyidealizowane warunki podparcia modelu numerycznego nie uwzględniają tych zjawisk, dlatego do zniszczenia dochodzi w miejscu, w którym zgodnie z giętą postacią deformacji, powstaje najsilniejsze ściskanie. Oznacza to, że chociaż w trakcie przeprowadzonych doświadczeń nie uzyskano takiej postaci zniszczenia, to jest ona możliwa.



Rysunek 3.50. Mapy uzyskane z symulacji ściskania panelu CSIP w skali naturalnej przy $e = d/6$;
a) f_b , b) ω_D wariant MgO min, c) ω_D wariant MgO max

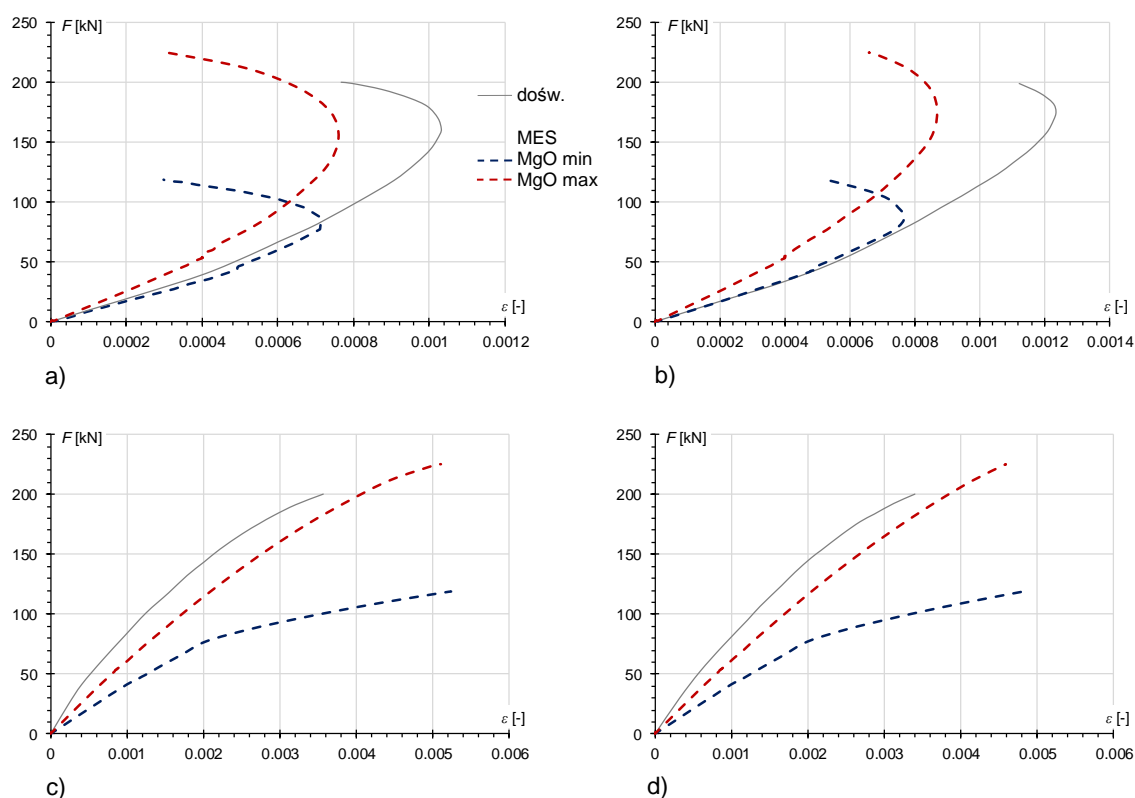


Rysunek 3.51. Porównanie zależności siła - przemieszczenie i napężenie - odkształcenie otrzymanych z symulacji ściskania panelu CSIP w skali naturalnej przy $e = d/6$ z wynikami doświadczalnymi;
 $F - u$: a) przesuw poziomy (kierunek skręcenia), ugięcie ku górze w: b) $L_0/2$, c) $L_0/4$;
 $\sigma - \epsilon$: ściskanie włókien górnych w: d) $L_0/2$, e) $L_0/4$, ściskanie włókien dolnych w: f) $L_0/2$, g) $L_0/4$

Krzywe siła – przemieszczenie uzyskane w tej wersji symulacji również charakteryzują się satysfakcjonującą zgodnością. Wyniki translacji poziomej obu wariantów (rys. 3.51a) okalają krzywe doświadczalne, zaś translacje pionowe w $L_0/2$ i $L_0/4$ (rys. 3.51b,c) są zbliżone do

krzywej "MgO max". W przypadku zależności naprężenie – odkształcenie dochodzi do poprawy zgodności: wyniki doświadczalne w okładzinie górnej mieszczą się w obszarze wyznaczonym przez prognozy numeryczne (rys. 3.51d,e), zaś w okładzinie dolnej są tylko nieznacznie od nich sztywniejsze (rys. 3.51f,g).

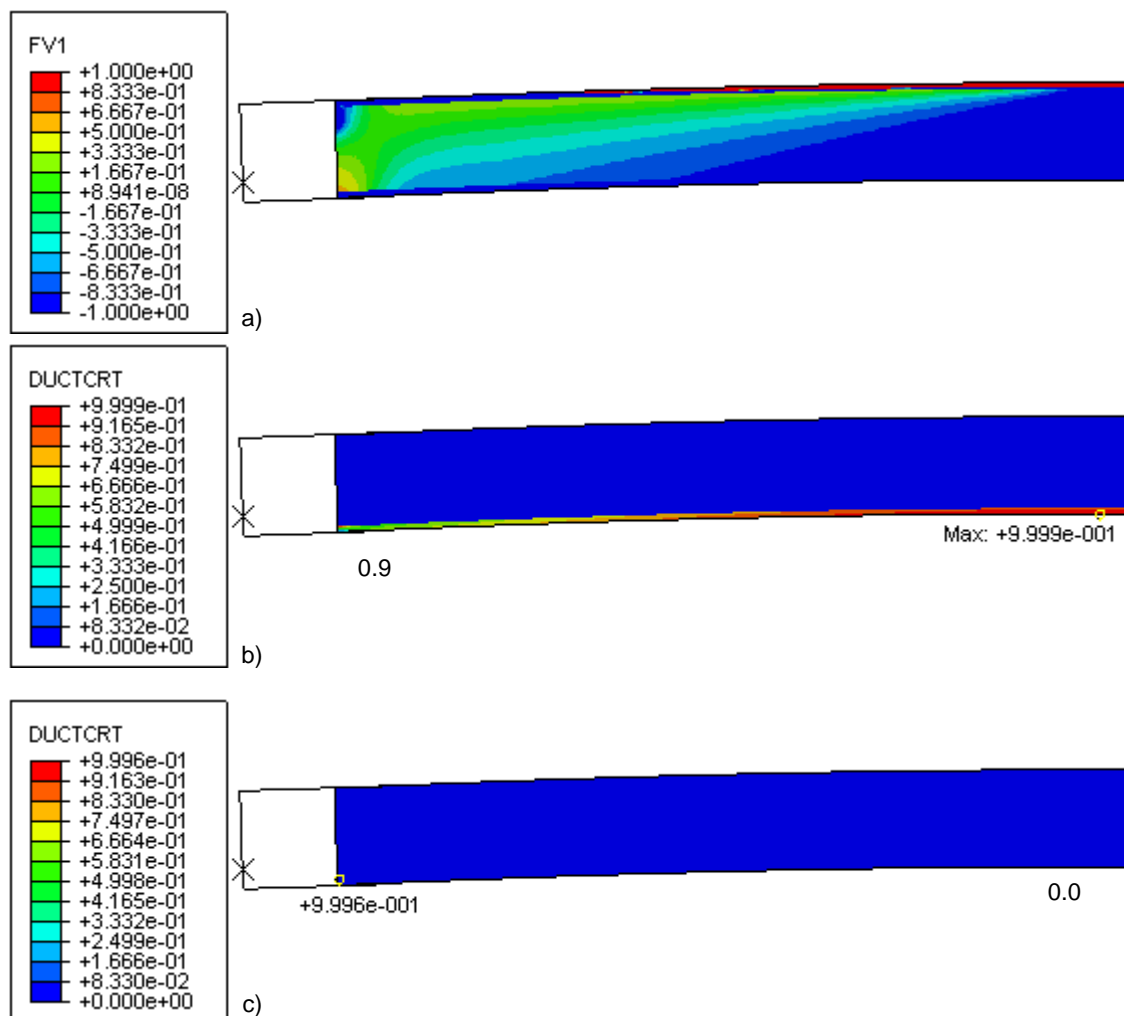
Nieliniowość wszystkich krzywych doświadczalnych na rysunkach 3.51d-g, wynika z niemożliwości określenia rzeczywistego poziomu naprężeń przy dużym mimośrodku na podstawie prostej zależności (2.39). W próbie pojawia się deformacja giętą, w okładzinie mniej ściskanej dochodzi do wolniejszego przyrostu naprężeń ściskających, zjawiska którego zastosowane podejście nie jest w stanie uchwycić. Porównanie krzywych siła - odkształcenie (rys. 3.52), stworzonych na podstawie danych odczytanych bezpośrednio z badania, pokazuje, że nieliniowa odpowiedź panelu w funkcji odkształcenia występuje również w modelu numerycznym. Ponieważ deformacja giętą modelu numerycznego jest bliska rzeczywistej, a naprężenia wyznaczone są w sposób znacznie dokładniejszy, to liniowy charakter wyników numerycznych na rysunkach 3.51d-g jest bliższy rzeczywistości, zaś nieliniowy charakter wyników doświadczalnych obrazuje tylko poziom błędów, popełnianego przy korzystaniu z założenia o małych przemieszczeniach przy wyraźnej deformacji giętą.



Rysunek 3.52. Porównanie zależności siła - odkształcenie, otrzymanych z symulacji ściskania panelu CSIP w skali naturalnej przy $e = d/6$ z wynikami doświadczalnymi; włókna górne w: a) $L_0/2$, b) $L_0/4$, włókna dolne w: c) $L_0/2$, d) $L_0/4$

Ostatnia symulacja ściskania, na mimośrodku zwiększonym do $d/3$, pogłębia trend zmian w rozkładzie f_σ (rys. 3.53a), zaobserwowanych we wcześniejszej symulacji: w końcowej

fazie symulacji dochodzi do rozciągania okładziny górnej. Miejsca inicjacji zniszczenia (rys. 3.53b,c) oraz ich interpretacja są w pełnej analogii z rezultatami wcześniejszej symulacji.

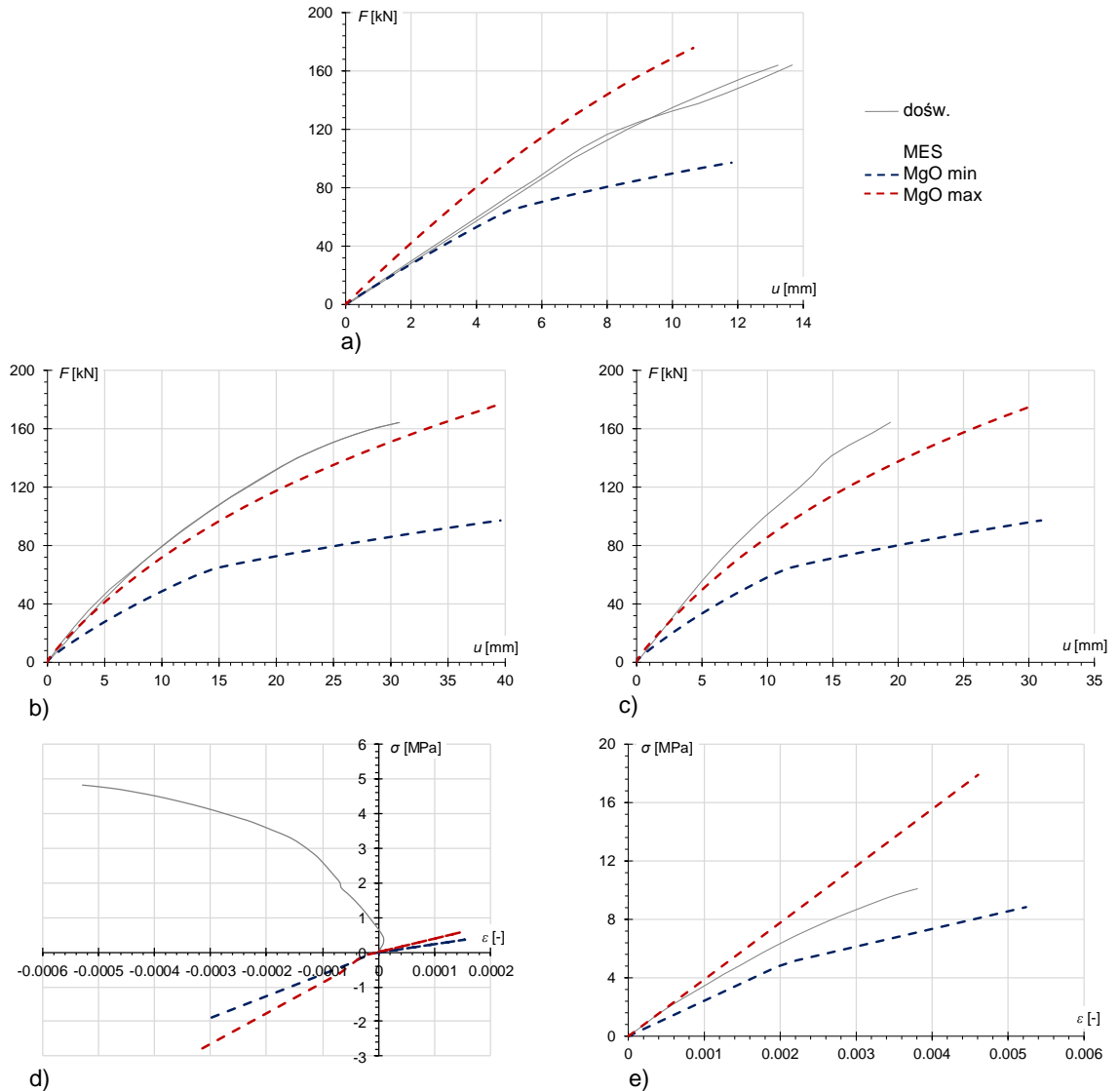


Rysunek 3.53. Mapy uzyskane z symulacji ściskania panelu CSIP w skali naturalnej przy $e = d/3$; a) f_{σ} , b) ω_D wariant MgO min, c) ω_D wariant MgO max

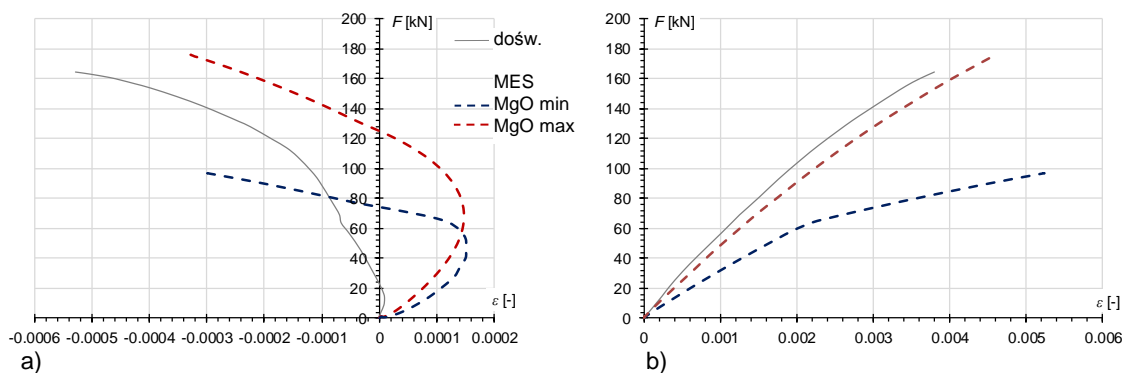
Wszystkie krzywe siła - przemieszczenie charakteryzują się podobną zgodnością jak we wcześniejszej symulacji: w przypadku przesuwu poziomego (rys. 3.54a) dane doświadczalne wpisują się w obszar prognoz numerycznych, w przypadku przesuwu pionowego (rys. 3.54b,c) sztywność odpowiedzi jest nieznacznie wyższa niż przewidywana. Krzywe naprężenie - odkształcenie w okładzinie dolnej (rys. 3.54e) obejmują uzyskany wynik doświadczalny, jednak w przypadku okładziny górnej (rys. 3.54d) charakter otrzymanych krzywych jest zupełnie inny. Panel ściskany przy największym mimośrodku podlega tak intensywnej deformacji giętej, że odczyt z tensometrów przechodzi ze ściskania na rozciąganie, a wartości naprężeń doświadczalnych obliczone na podstawie prostej zależności (2.39) nie są już w stanie przedstawić rzeczywistego stanu naprężeń w okładzinie.

Jest to zintensyfikowana wersja zachowania zaobserwowanego przy poprzednim panelu ściskanym. Zależności siła - odkształcenie (rys. 3.55) potwierdzają, że model

numeryczny dobrze oddaje charakter deformacji próbki, chociaż w symulacji zakres pracy okładziny górnej w stanie ściskania sięgnął znacznie dalej, prawdopodobnie dzięki idealizacji warunków podporowych. Oznacza to, że również w tym przypadku numeryczna zależność naprężenie - odkształcenie z rysunku (rys. 3.54d) jest bliższa rzeczywistej, czyli: następuje początkowy przyrost naprężeń ściskających, po czym, na skutek pogłębiania się deformacji giętej, krzywa cofa się po tej samej ścieżce, przechodzi przez początek układu i wchodzi w zakres naprężeń i odkształceń rozciągających (półosie ujemne). Krzywa doświadczalna była w stanie prawidłowo uchwycić jedynie krótki, początkowy fragment ściskany.



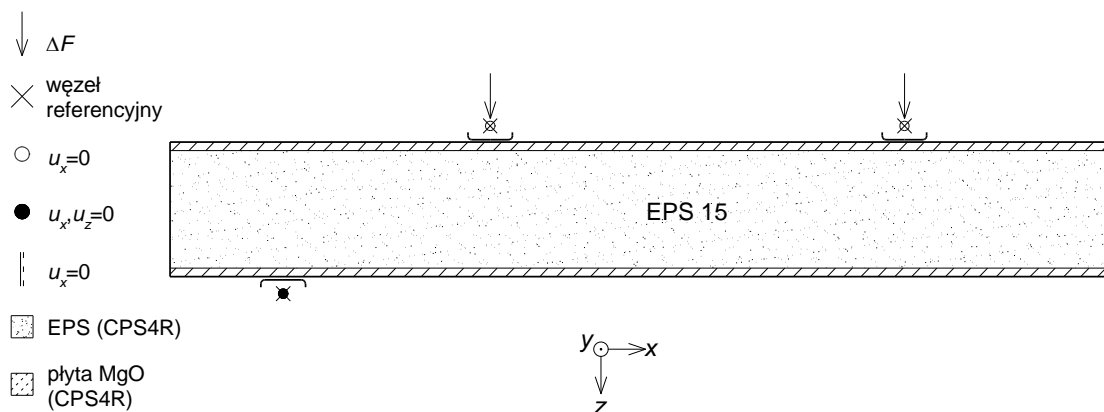
Rysunek 3.54. Porównanie zależności siła - przemieszczenie i naprężenie - odkształcenie otrzymanych z symulacji ściskania panelu CSIP w skali naturalnej przy $e = d/3$ z wynikami doświadczalnymi;
 $F - u$: a) przesuw poziomy (kierunek skrócenia), ugięcie ku górze w: b) $L_0/2$, c) $L_0/4$;
 $\sigma - \epsilon$: d) ściskanie włókien górnych w $L_0/2$, e) ściskanie włókien dolnych w $L_0/2$



Rysunek 3.55. Porównanie zależności siła - odkształcenie, otrzymanych z symulacji ściskania panelu CSIP w skali naturalnej przy $e = d/3$ z wynikami doświadczalnymi; a) włókna górne w $L_0/2$; b) włókna dolne w $L_0/2$

Symulacje zginania paneli CSIP

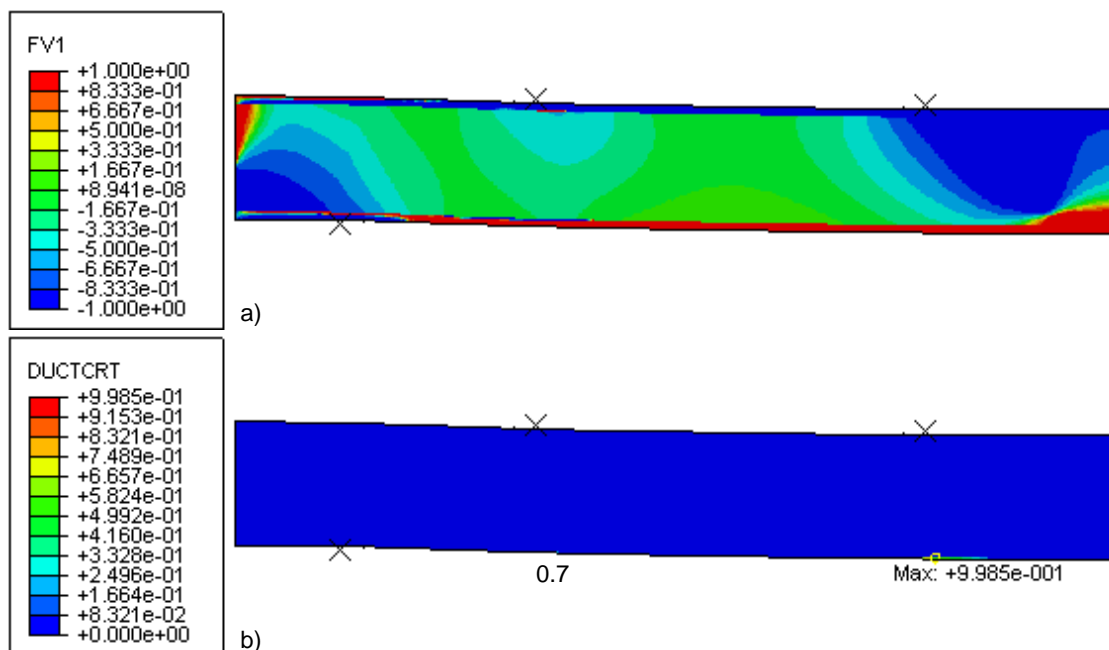
Model stanowiska do testu zginania paneli CSIP przedstawiono w sposób schematyczny na rysunku 3.56. Korzystając z symetrii układu, zamodelowano jedynie połowę analizowanego panelu, zaś wymiary przyjęto zgodnie z jego nominalną geometrią (rys. 2.66). Rozmieszczenie obciążeń i szerokość profili obciążających i podporowych przyjęto zgodnie z opisem doświadczenia (sekcja 2.2.2). Ze względu na sposób obciążania panelu, polegający na równomiernym przyroście nacisku we wszystkich profilach obciążających jednocześnie, w tej symulacji zdecydowano się na zastosowanie sterowania obciążeniowego.



Rysunek 3.56. Schemat modelu stanowiska do zginania paneli CSIP w skali naturalnej

Mapa zmiennej stanu (rys. 3.57a) pozwala na wyraźną identyfikację w rdzeniu stref ściskanych nad podporami i pod obciążeniami, oraz występujących między nimi obszarów ścinanych; widoczne są również niewielkie rejony rozciągane, rozmieszczone tak samo, jak w przypadku belek CSIP poddanych czteropunktowemu zginaniu. Okładziny zachowują się tak, jak należało oczekiwać, tzn. dolna jest rozciągana, górna ściskana, z pominięciem zaburzeń występujących nad podporami i pod znajdującymi się w ich pobliżu profilami obciążającymi. Mapy współczynnika wyężenia w obu wariantach opisu materiału okładzin są tak podobne, że zdecydowano się na zamieszczenie tylko jednej z nich (rys. 3.57b). Do inicjacji zniszczenia dochodzi w tym samym miejscu co w badaniu laboratoryjnym, czyli w centralnej części dolnej

okładziny, pod miejscem przyłożenia obciążenia. Pod drugim obciążeniem, bliżej podpory, również dochodzi do uplastycznienia materiału; współczynnik wyężenia jest tam równy ok. 0.7.



Rysunek 3.57. Mapy uzyskane z symulacji zginania panelu CSIP w skali naturalnej; a) zmienna stanu f_σ , b) współczynnik wyężenia ω_D

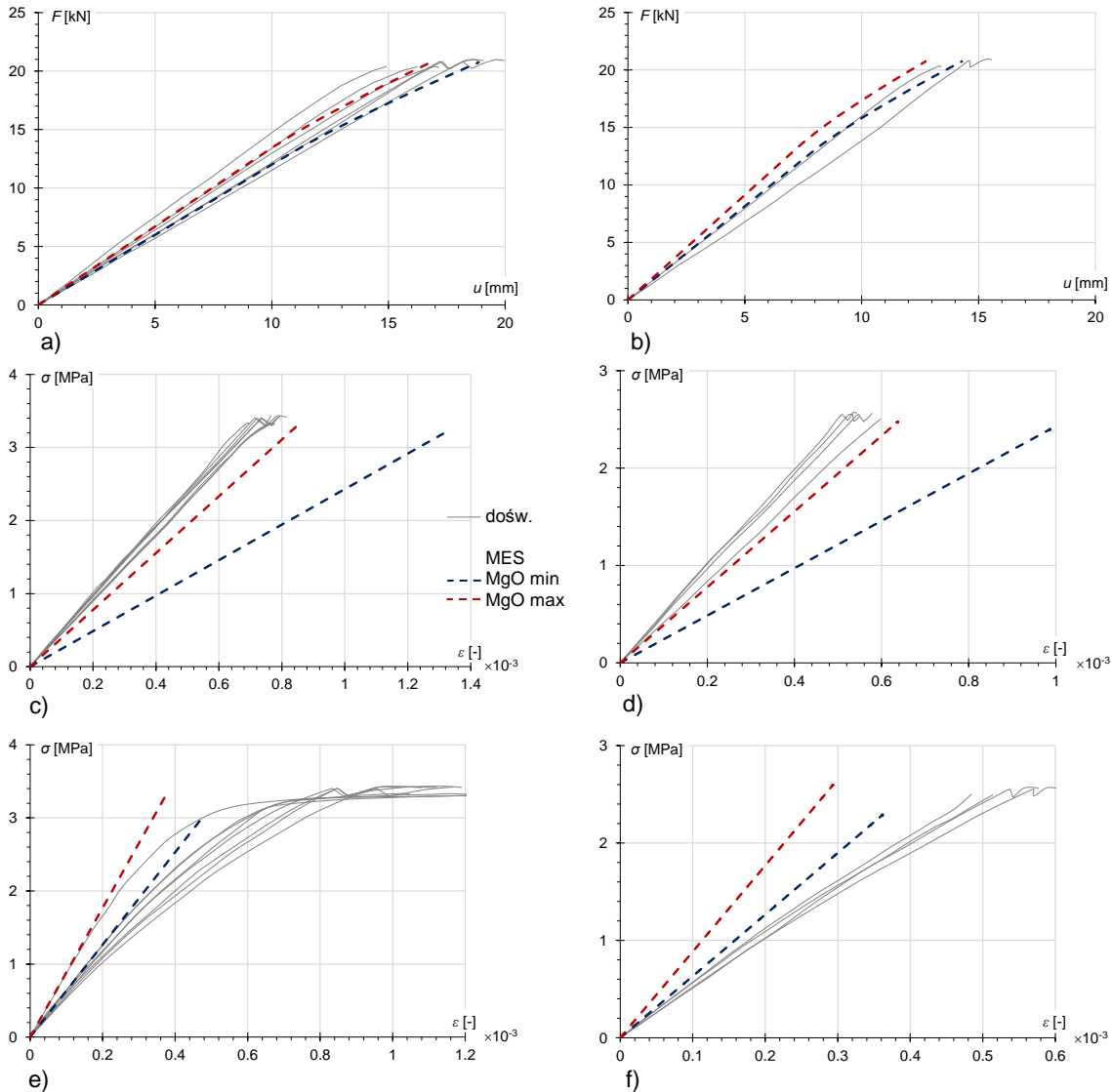
W symulacji przetestowano wszystkie trzy zestawy parametrów inicjacji zniszczenia modelu materiałowego okładziny (tab. 3.16), w obu wariantach ("MgO min" i "MgO max"), jednak wszystkie z nich dały zdecydowanie zawyżoną wartość obciążenia niszczącego. Wartości maksymalne na krzywych przedstawionych na rysunku 3.58, sygnalizujące inicjację zniszczenia, udało się uzyskać dopiero po redukcji wartości równoważnego plastycznego odkształcenia uszkodzenia ($\bar{\epsilon}_{pl,D}$) przy rozciągnięciu do postaci przedstawionej w tabeli 3.20 (zmiana dotyczy tylko wyróżnionych komórek). Jest to jedyna modyfikacja modelu, jakiej dokonano na tym etapie; została ona opisana szerzej we wnioskach końcowych.

Tabela 3.20. Parametry kryterium inicjacji zniszczenia ciągłego w zginanym panelu CSIP

f_σ [-]	$\bar{\epsilon}_{pl,D}$ [-]	η [-]
MgO min		
$\langle -1; -0.5 \rangle$	0.0016	-0.3214
$\langle 0.5; 1 \rangle$	9.8e-05	0.3333
MgO max		
$\langle -1; -0.5 \rangle$	0.0003	-0.3214
$\langle 0.5; 1 \rangle$	4.0e-05	0.3333

Krzywe siła - przemieszczenie, uzyskane z przeprowadzonych symulacji, wpisują się bardzo dobrze w zbiór danych z pomiarów laboratoryjnych, szczególnie w przypadku ugięcia mierzonego w $L_0/2$ (rys. 3.58a); krzywe numeryczna w $L_0/4$ również pozostają w dobrej

zgodności z danymi doświadczalnymi, ale dają odpowiedź nieco sztywniejszą (rys. 3.58b). Podobnie jak w przypadku symulacji ściskania, krzywe naprężenie - odkształcenie odznaczają się słabszą zgodnością: porównanie wyników doświadczalnych z górnym skrajem rezultatów numerycznych wskazuje, że rzeczywista sztywność okładziny górnej jest nieznacznie większa, zaś porównanie w rejonie okładziny dolnej pokazuje, że rzeczywista sztywność jest nieco niższa od uzyskanej dla dolnego skraju rezultatów numerycznych. Zatem widoczne są pewne różnice, jednak mimo to można uznać, że rozwiązanie numeryczne dosyć dobrze oddaje giętną odpowiedź panelu.



Rysunek 3.58. Porównanie zależności siła - przemieszczenie i naprężenie - odkształcenie otrzymanych z symulacji zginania panelu CSIP w skali naturalnej; $F - u$: ugięcie ku dołowi w: a) $L_0/2$, b) $L_0/4$; $\sigma - \epsilon$: ściskanie włókien górnych w: c) $L_0/2$, d) $L_0/4$, rozciąganie włókien dolnych w: e) $L_0/2$, f) $L_0/4$

4. WNIOSKI KOŃCOWE I PLAN DALSZYCH PRAC

4.1. Wnioski końcowe z analizy doświadczalnej i numerycznej

Rezultaty numeryczne w formie krzywych siła - przemieszczenie, uzyskane w symulacjach badań w skali naturalnej, albo wpisują się w zbiór danych doświadczalnych, albo wykraczają poza niego w niewielkim tylko stopniu. Przewidziane miejsca inicjacji zniszczenia przy zginaniu i ściskaniu osiowym, pokrywają się z obserwacjami doświadczalnymi. W przypadku symulacji ściskania mimośrodowego, do zapoczątkowania uszkodzenia dochodzi również w obszarze centralnym okładziny bardziej ściskanej; jest to wynikiem idealizacji warunków podporowych, ale wystąpienie takiego mechanizmu jest również możliwe w rzeczywistych warunkach, w przypadku zabezpieczenia krawędzi okładzin przed powstaniem uszczerbków w trakcie transportu i montażu.

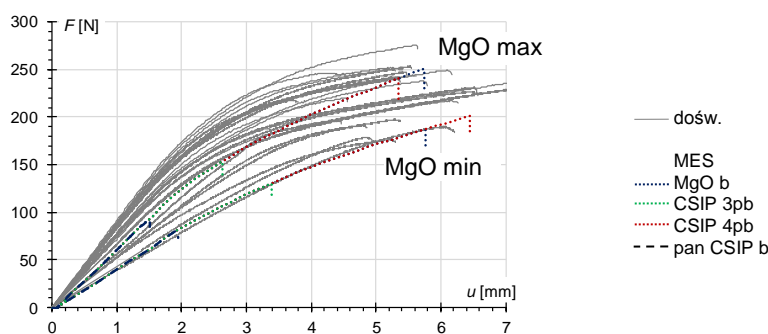
Do pewnych rozbieżności dochodziło w przypadku krzywych naprężenie - odkształcenie. W symulacji zginania sztywność okładziny ściskanej była zaniżona, zaś okładziny rozciąganej, zawyżona; we wszystkich symulacjach ściskania uzyskano albo zgodność wyników z danymi doświadczalnymi, albo ich niewielkie zniżenie. Pokazuje to, że wartości modułów sprężystości płyty MgO, przyjęte na podstawie badań w małej skali różnią się od wielkości uzyskanych na podstawie odczytów tensometrycznych z badań w skali naturalnej. W tabeli 4.1 zestawiono wartości przyjęte w modelu MES (tab. 3.11) na podstawie badań w małej skali z wartościami odczytanymi na podstawie pomiarów tensometrycznych z badań ściskania (tab. 2.25) i zginania (tab. 2.26) w skali naturalnej. W tabeli przedstawiono błąd wartości przyjętych w analizie numerycznej względem pomiarów doświadczalnych. Porównanie pokazuje, że rozbieżności widoczne na wykresach naprężenie - odkształcenie, głównie polegające na zniżeniu sztywności okładzin ściskanych, są bezpośrednią konsekwencją różnic w przyjętych wartościach. Zaobserwowane różnice nie prowadzą jednak do istotnych zmian w odpowiedzi analizowanych paneli, wpływają jedynie na lekką zmianę krzywizny deformacji symulowanych próbek, co można stwierdzić na podstawie pomocniczych wykresów ugięcia pionowego w $L_0/2$ i $L_0/4$ przy ściskaniu oraz w $L_0/4$ przy zginaniu. W ogólności parametry przyjęte na podstawie badań w małej skali prowadzą do zadowalającej efektywnej odpowiedzi zbadanych próbek.

Tabela 4.1. Zestawienie modułów sprężystości użytych w symulacjach numerycznych, z wartościami otrzymanymi z badań na panelach w skali naturalnej: c – ściskanie, b – zginanie

f_σ [-]	-1			1		
	MES	c	b	MES	c	b
E_{min} [MPa]	2430	4280	4190	5750	–	5150
błąd [%]		43	42		–	12
E_{max} [MPa]	3886	5520	5120	8040	–	8590
błąd [%]		30	24		–	6



Najpoważniejszym problemem w przeprowadzonym cyklu analiz okazał się warunek inicjacji zniszczenia płyty MgO w stanie rozciągania. Jego parametry trzeba było nie tylko określić w trzech różnych wariantach na etapie symulacji w małej skali, ale okazało się, że żaden z nich nie umożliwia wiarygodnego prognozowania momentu wyczerpania nośności okładziny rozciąganej w symulacjach zginania paneli w skali naturalnej. Na rysunku 4.1 przedstawiono porównanie krzywych siła - przemieszczenie, odpowiadających wszystkim użytym zestawom parametrów inicjacji zniszczenia, nałożonych na zbiór wyników zginania próbek płyty MgO; w celu poprawienia czytelności rysunku, w szczytowy punkt każdej krzywej oznaczono odcinkiem pionowym. Porównywalne rezultaty (różnica 0.8%) otrzymano tylko w przypadku parametrów użytych przy zginaniu okładziny MgO i w czteropunktowym zginaniu belek CSIP. Krzywe odpowiadające zniszczeniu belki CSIP przy trójpunktowym zginaniu i w zginaniu panelu w skali naturalnej prowadzą do uzyskania wartości siły niszczącej stanowiącej, odpowiednio, 65% i 40% obciążenia niszczącego samej okładziny. Na tej podstawie można przypuszczać, że drastyczny spadek wartości równoważnego plastycznego odkształcenia uszkodzenia ($\bar{\varepsilon}_{pl,D}$) przy zginaniu paneli w skali naturalnej, wynika z efektu skali. Jest to zjawisko charakterystyczne przy rozciąganiu i zginaniu próbek betonowych; w badaniach belek tej samej wysokości i różnych rozpiętościach, wraz ze wzrostem rozstawu podpór, dochodzi do spadku niszczącego momentu zginającego [Tejchman i Bobiński 2013]. Oznacza to, że w przypadku analizowanych paneli nie należy stosować granicy wytrzymałości okładziny przy zginaniu z badań w małej skali, do określania nośności paneli zginanych w skali naturalnej. Wyniki przedstawione na rysunku 4.1 pokazują za to, że jako granicę wytrzymałości paneli zginanych, można potraktować granicę proporcjonalności zginanych próbek płyty MgO. W przypadku próbek o mniejszych rozmiarach płyta MgO jest w stanie przenieść znacznie większe naprężenia, wchodząc przy tym w zakres plastyczny, ale w przypadku dużych rozpiętości, do zniszczenia dochodzi w chwili wyjścia z zakresu sprężystego.



Rysunek 4.1. Porównanie zależności siła - przemieszczenie odpowiadających różnym warunkom inicjacji zniszczenia z wynikami doświadczalnymi zginania próbek płyty MgO

Końcowa postać modelu numerycznego, zbudowanego na podstawie serii badań w małej skali, daje zadowalające rezultaty, odzwierciedlające najbardziej charakterystyczne zachowania kompozytu. Sama koncepcja, opierająca się na uzależnieniu wartości parametrów wytrzymałościowych, przypisanych każdemu punktowi całkowania na podstawie zmiennej

opisującej stan naprężenia w jakim ten punkt się znajduje, zezwala na dużą elastyczność w kształtowaniu zachowania modelowanego materiału. W procesie identyfikacji parametrycznej udało się wykorzystać to podejście, w celu znalezienia jednego z możliwych opisów zachowania kompozytu w zakresie sprężystym, plastycznym oraz inicjacji zniszczenia, który w przypadku wszystkich symulowanych badań prowadzi do rezultatów bliskich doświadczalnym.

W trakcie tego procesu nie udało się jednak uniknąć wprowadzenia sztucznego rozwiązania, w postaci wzmocnionego pasma okładziny, zapobiegającego mechanizmom zniszczenia wynikającym z koncentracji naprężeń w okolicach miejsc podparcia i przyłożenia obciążeń. Problem pojawia się już w najprostszej wersji modelu, uwzględniającej wyłącznie zakres sprężysty, więc zastosowanie pewnej formy lokalnego wzmocnienia, umożliwiającej rozłożenie obciążenia na większy obszar rdzenia i zapobiegającego przedwczesnemu uszkodzeniu okładzin, było konieczne. Zastosowane rozwiązanie uzasadniono obecnością w rzeczywistych próbkach warstwy z kleju poliuretanowego i jego lokalnym charakterem. Szersza analiza doświadczalna rozciągania i zginania zarówno samej płyty MgO jak i próbek z warstwą adhezyjną na jednej powierzchni, umożliwiłyby dokładniejszy opis zachowania materiału w stanie rozciągania i być może pozwoliłaby na dalsze udoskonalenie modelu.

Problem ten rozszerza się w sposób naturalny na materiał rdzenia. Koncentracje w okładzinie powodują powstanie w rdzeniu stanu ściskania, któremu przypisany jest zestaw najłagodniejszych parametrów materiałowych. W tym kontekście korzystny okazał wybór modelu plastyczności Druckera-Pragera, gdyż nie prowadzi on do tak gwałtownego spadku sztywności jak model ściśliwej pianki strukturalnej (ang. *crushable foam*) i skutkuje mniej podatną, bliższą zaobserwowanej w badaniach odpowiedzią EPS.

Seria symulacji numerycznych badań w małej skali pozwoliła również na ustalenie, które z przeprowadzonych testów doświadczalnych odgrywają bardziej, a której mniej istotną rolę w stworzonym modelu numerycznym. Za najważniejsze uznano:

- rozciąganie i ściskanie osiowe materiału rdzenia;
- bezpośrednie ścinanie materiału rdzenia;
- ściskanie na sztorc próbek CSIP;
- zginanie płyty MgO
- trój- i czteropunktowe zginanie próbek CSIP o stosunku $L_0/h > 8$.

Wszystkie wymienione wyżej testy pozwalają na uzyskanie kompletu parametrów sprężystych i plastycznych oraz pozwalają na ustalenie opisu warunków inicjacji zniszczenia. W przypadku badań zginania zalecany jest dodatkowo pomiar tensometryczny, pozwoliłby na bardziej precyzyjną identyfikację parametrów materiałowych okładzin. Za pomocne w walidacji stworzonego modelu można uznać następujące badania:

- zginanie belek EPS;
- zginanie belek CSIP o zredukowanej długości.

Ze wszystkich opisanych badań w małej skali, za najmniej miarodajne uznano ściskanie na sztorc próbek samej okładziny.

Szczególną rolę w trakcie cyklu badań doświadczalnych pełni identyfikacja zakresu gęstości materiału rdzenia, z jakim mamy do czynienia. Przeprowadzone symulacje pokazują, że ma ona silny wpływ na końcowe zachowanie paneli, w których skład wchodzi, zarówno w zakresie sprężystym jak i plastycznym. W przypadku okładziny z płyty MgO kluczowym aspektem jest jakość wykorzystywanego materiału. W zaprezentowanych analizach duży rozrzut wartości parametrów wytrzymałościowych, zarówno przy rozciąganiu jak i przy ściskaniu, miał kluczowy wpływ na zachowanie badanych paneli. W przypadku analiz numerycznych konieczne było przyjęcie dwóch skrajnych wariantów modelu okładziny, co pozwoliło, m.in., na przewidzenie znacznie niższej wartości obciążenia niszczącego, w przypadku panelu ściennego poddanego osiowemu ściskaniu.

4.2. Podsumowanie

W pracy opisano dwa obszerne cykle analiz: doświadczalnych i numerycznych.

Na podstawie analiz w małej skali zidentyfikowano kluczowe zjawiska fizyczne występujące w analizowanym kompozycie, ustalono również wartości parametrów materiałowych jego warstw, korzystając przy tym z podstawowej obróbki statystycznej. Zauważono, że parametry materiałowe rdzenia EPS przyjmują podobne wartości, jednak zwrócono uwagę, że są one silnie zależne od gęstości materiału. W przypadku okładziny MgO dochodzi do bardzo dużego rozrzutu wyników, zarówno przy zginaniu jak i ściskaniu, co pokazało jak ważny jest wybór producenta mogącego zagwarantować wysoką jakość produktu. W analizach w skali naturalnej udało się ustalić, że charakter zaobserwowanych mechanizmów zniszczenia jest zbliżony, jednak ze względu na efekt skali, ustalenie wartości granicy wytrzymałości przy zginaniu jest utrudnione; w przypadku ściskania zakres pomiarów w małej skali przekłada się dobrze na wyniki w skali naturalnej, jednak jest, niestety, bardzo szeroki.

Scharakteryzowano zatem szczegółowo nowatorski materiał budowlany o bardzo interesujących parametrach i dużym potencjale, wskazano jego najsilniejsze i najsłabsze strony, pokazano na co należy zwrócić szczególną uwagę przy jego produkcji oraz przy badaniu właściwości mechanicznych.

Opisano dokładnie proces budowy modelu numerycznego (przy użyciu komercyjnego pakietu ABAQUS) umożliwiającego odwzorowanie większości najważniejszych zjawisk zaobserwowanych w testach doświadczalnych. Doprowadzenie modelu do jego końcowej postaci było możliwe dzięki stworzeniu procedury autorskiej pozwalającej na wierne odwzorowanie nieliniowej odpowiedzi zarówno rdzenia, jak i okładzin, w zależności od panującego w nich stanu naprężenia. Walidacja wyników przez porównanie z rezultatami badań w skali naturalnej, dała bardzo dobre wyniki, zarówno pod względem charakteru uzyskanych zależności jak i otrzymanych mechanizmów zniszczenia.

Zaprezentowany model można wykorzystać jako efektywne narzędzie, usprawniające proces projektowania paneli CSIP o nowej geometrii, pozwalające na ograniczenie liczby niezbędnych badań laboratoryjnych. Opisana procedura dotyczy konkretnego typu paneli CSIP, ale jest na tyle ogólna, że ma zastosowanie dla całej klasy paneli warstwowych wykonanych z

materiałów o zbliżonych właściwościach; możliwe jest również jej rozbudowanie w razie konieczności uwzględnienia dodatkowych zjawisk fizycznych.

Ostateczny wynik wszystkich przeprowadzonych analiz jest taki, że na podstawie standardowych badań doświadczalnych w małej skali udało się stworzyć wiarygodny model numeryczny, umożliwiający przewidywanie nieliniowego zachowania paneli naturalnych rozmiarów, co potwierdzono na przykładach badań zginania oraz osiowego i mimośrodowego ściskania. Na tej podstawie uznano, że tezę rozprawy udało się udowodnić.

4.3. Plany dalszej pracy naukowej

Przewiduje się dalszy rozwój stworzonego modelu numerycznego. Podjęta zostanie próba bardziej szczegółowego opisu warstwy adhezyjnej między rdzeniem i okładzinami, która w trakcie prowadzonych analiz została uznana za czynnik mający istotny wpływ na miejsce wystąpienia inicjacji zniszczenia. Przeprowadzone zostaną również poszukiwania modelu zniszczenia, umożliwiającego wierniejszy opis przebiegu tego procesu; pod uwagę brane są modele ciągłe, XFEM oraz podejście dyskretne z użyciem elementów kohezyjnych [Tejchman i Bobiński 2013], [Altenbach i Sadowski 2015].

Pożądanym byłoby przeprowadzenie, o ile będzie to możliwe, dalszych badań doświadczalnych nad niezwykle interesującym produktem, jakim są panele CSIP. Ze względu na duży rozrzut wartości parametrów materiałowych płyty MgO, kolejne testy wymagają wprowadzenia elementów analizy stochastycznej. Ze względu na konieczność dokładniejszego zrozumienia sposobu pracy okładziny, w badaniach wszystkich próbek CSIP prowadzony będzie dodatkowy pomiar tensometryczny.

Planowane jest również wykorzystanie stworzonego modelu do uzyskania efektywnych parametrów materiałowych, możliwych do zastosowania w symulacjach z elementami strukturalnymi. Pozwoliłoby to na analizę zachowania nie tylko pojedynczych paneli, ale również całych, wykonanych z nich konstrukcji, co w chwili obecnej jest niemożliwe, ze względu na gęstą dyskretyzację, jakiej wymaga bieżące podejście. Próba osiągnięcia tego celu zostanie podjęta przez wykorzystanie modelowania wieloskalowego.

WYKAZ LITERATURY

Monografie, artykuły oraz inne publikacje

1. [Abaqus 2010] *Abaqus Analysis User's Manual (6.10)*, Dassault Systèmes, 2010.
2. [Abdelrahman i inni 2008] Abdelrahman G.E., Shohei K., Yoshimichi T, Fumio T. Small-strain stress-strain properties of expanded polystyrene geof foam. *Soils and Foundations*, 2008, 48-1: 61-71.
3. [Akour i Maaitah 2010] Akour S., Maaitah H. Effect of Core Material Stiffness on Sandwich Panel Behavior Beyond the Yield Limit. *Proceedings of the World Congress on Engineering*, June 30-July 2, 2010, London.
4. [Akour i Maaitah 2012] Akour S., Maaitah H. Finite Element Analysis of Loading Area Effect on Sandwich Panel Behaviour Beyond the Yield Limit. *Finite Element Analysis - New Trends and Developments*. InTech, 2012, 353-376.
5. [Allen 1969] Allen H.G. *Analysis and Design of Structural Sandwich Panels*. Pergamon Press, London, 1969.
6. [Altenbach i Sadowski 2015] Altenbach H., Sadowski T. *Failure and Damage Analysis of Advanced Materials*. CISM, Udine, 2015.
7. [Alwin 2002] Alwin H.Z. *Development of a method to analyze structural insulated panels under transverse loading*. Praca magisterska, Washington State University, Washington, 2002.
8. [Ashby 1983] Ashby M.F. The mechanical properties of cellular solids. *Metallurgical Transactions A*, 1983, 14A: 1755-1769.
9. [Atmatzidis i inni 2001] Atmatzidis D.K., Missirlis E.G., Chryssikos D.A. An investigation of EPS geof foam behaviour in compression. *Proceedings of the 3rd International Conference EPS Geof foam*, 10-12 December, 2001, Salt Lake City.
10. [Bažant i Planas 1998] Bažant Z., Planas J. *Fracture and size effect in concrete and other quasi-brittle materials*. CRC Press, 1998.
11. [Bischoff i Ramm 2000] Bischoff M., Ramm E. On the physical significance of higher order kinematic and static variables in a three-dimensional shell formulation. *International Journal of Solids and Structures*, 2000, 37: 6933.6960.
12. [Bischoff i inni 2004] Bischoff M., Wall W.A., Bletzinger K.-U., Ramm E. Models and Finite Elements for Thin-walled Structures. *Encyclopedia of Computational Mechanics*. John Wiley & Sons, 2004, 59-137.
13. [Błaszczuk i Pozorski 2012] Błaszczuk J., Pozorski Z. The analysis of the influence of core compression effect on the determination of the shear modulus of the sandwich panel core. *Scientific Research of the Institute of Mathematics and Computer Science*, 2011, 2(11): 5-13.
14. [Borsellino i inni 2004] Borsellino C., Calabrese L., Valenza A. Experimental and numerical evaluation of sandwich composite structures. *Composites Science and Technology*, 2004, 64: 1709-1715.
15. [Butt 1998] Butt A.S. *Experimental study on the flexural behavior of structural insulated sandwich timber panels*. Praca magisterska, University of Engineering and Technology, Pakistan, 1998.
16. [Chen i Hao 2014] Chen W., Hao H. Experimental and numerical study of composite lightweight structural insulated panel with expanded polystyrene core against windborne debris impacts. *Materials and Design*, 2014, 60: 409-423.
17. [Chuda-Kowalska 2011] Chuda-Kowalska M. *Metodyka eksperymentalnych badań trójwarstwowych płyt z cienkimi okładzinami*. Rozprawa doktorska, Politechnika Poznańska, Poznań, 2011.
18. [Chuda-Kowalska i Garstecki 2011] Chuda-Kowalska M., Garstecki A. Wyznaczanie stałych materiałowych dla płyt warstwowych z rdzeniem PUR. *Konstrukcje Zespólone t. IX*, Zielona Góra, 2011, 33-44.



19. [Chuda-Kowalska i inni 2015] Chuda-Kowalska M., Gajewski T., Grabowski T. Mechanical characterization of orthotropic elastic parameters of a foam by the mixed experimental-numerical analysis. *Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, 2015, 53(2): 383-394.
20. [Chuda-Kowalska i Malendowski 2016a] Chuda-Kowalska M., Malendowski M. The influence of rectangular openings on the structural behaviour of sandwich panels with anisotropic core. *Journal of Applied Mathematics and Computational Mechanics*, 2016, 15(3): 15-25.
21. [Chuda-Kowalska i Malendowski 2016b] Chuda-Kowalska M., Malendowski M. Sensitivity analysis of behavior of sandwich plate with PU foam core with respect to boundary conditions and material model. *Advances in Mechanics: Theoretical, Computational and Interdisciplinary Issues*. CRC Press, London, 2016, 125-128.
22. [Cieciura i Zacharski 2007] Cieciura M., Zacharski J. *Metody probabilistyczne w ujęciu praktycznym*. Vizja Press & IT, 2007.
23. [Deshpande i Fleck 2001] Deshpande V.S., Fleck N.A. Multi-axial yield behaviour of polymer foams. *Acta Materialia*, 2001, 49: 1859-1866.
24. [Duškov 1997] Duškov M. Materials Research on EPS20 and EPS15 Under Representative Conditions in Pavement Structures. *Geotextiles and Geomembranes*, 1997, 15: 147-181.
25. [EDO 1992] EDO. *Expanded Polystyrene Construction Method*. Riko Tosho Publishers, Tokyo, 1992.
26. [Elragi 2006] Elragi A.F. *Selected Engineering Properties and Applications of EPS Geofoam*. Softoria, 2006.
27. [Flanagan i Belytschko 1981] Flanagan D.P., Belytschko T. A uniform strain hexahedron and quadrilateral with orthogonal hourglass control. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 1981, 17: 679-706.
28. [Frostig 1993] Frostig Y. On stress concentration in the bending of sandwich beams with transversely flexible core. *Composite Structures*, 1993, 24: 161-169.
29. [Gdoutos i inni 2002] Gdoutos E.E., Daniel I.M., Wang K.A. Failure of cellular foams under multiaxial loading. *Composites: Part A*, 2002, 33: 163-176.
30. [Gielen 2008] Gielen A.W.J. A PVC-foam material model based on a thermodynamically elasto-plastic-damage framework exhibiting failure and crushing. *International Journal of Solids and Structures*, 2008, 45: 1896-1917.
31. [Gnip i inni 2007a] Gnip I.Y., Veyelis S., Kersulis V., Vaitkus S. Deformability and tensile strength of expanded polystyrene under short-term loading. *Polymer Testing*, 2007, 26: 886-895.
32. [Gnip i inni 2007b] Gnip I.J., Veyelis S.A., Kersulis V.I., Vaitkus S.I. Deformability and strength of expanded polystyrene (EPS) under short-term shear loading. *Mechanics of Composite Materials*, 2007, 43-1: 85-94.
33. [Gnip i inni 2007c] Gnip I.J., Vaitkus S.I., Kersulis V.I., Veyelis S.A. Deformability of expanded polystyrene under short-term compression. *Mechanics of Composite Materials*, 2007, 43(5): 433-444.
34. [Jasion i Magnucki 2012] Jasion P., Magnucki K. Face wrinkling of sandwich beams under pure bending. *Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, 2012, 50(4): 933-941.
35. [Jasion i inni 2012] Jasion P., Magnucka-Blandzi E., Szyk W., Magnucki K. Global and local buckling of sandwich circular and beam-rectangular plates with metal foam core. *Thin-Walled Structures*, 2012, 61: 154-161.
36. [Kayello i inni 2017] Kayello A., Ge H., Athienitis A., Rao J. Experimental study of thermal and airtightness performance of structural insulated panel joints in cold climates. *Building and Environment*, 2017, 115: 345-357.
37. [Kreja 2011] Kreja I. A literature review on computational models for laminated composite and sandwich panels. *Central European Journal of Engineering*, 2011, 1(1): 59-80.



38. [Kreja i inni 1997] Kreja I., Schmidt R., Reddy J.N. Finite elements based on a first-order shear deformation moderate rotation shell theory with applications to the analysis of composite structures. *International Journal of Non-Linear Mechanics*, 1997, 32(6): 1123-1142.
39. [Leo i inni 2008] Leo C.J., Kumruzzaman M., Wong H., Yin J.H. Behavior of EPS geofoam in true triaxial compression tests. *Geotextiles and Geomembranes*, 2008, 26: 175-180.
40. [Lovinger i Frostig 2004] Lovinger Z., Frostig Y. High order behavior of sandwich plates with free edges – edge effects. *International Journal of Solids and Structures*, 2004, 41: 979-1004.
41. [Lubliner 2006] Lubliner J. *Plasticity theory*. Pearson Education, 2006.
42. [Magnucki i inni 2014] Magnucki K., Jasion P., Magnucka-Blandzi E., Wasilewicz P. Theoretical and experimental study of a sandwich circular plate under pure bending. *Thin-Walled Structures*, 2014, 79: 1-7.
43. [Manalo 2013] Manalo A. Structural behaviour of a prefabricated composite wall system made from rigid polyurethane foam and Magnesium Oxide board. *Construction and Building Materials*, 2013, 41: 642-653.
44. [Martin 2006] Martin J.W. *Materials for engineering. Third edition*. Woodhead Publishing Limited, 2006.
45. [Mercado i Sikarskie 1999] Mercado L.L., Sikarskie D.L. On the Response of a Sandwich Panel with a Bilinear Core. *Mechanics of Composite Materials and Structures*, 1999, 6: 57-67.
46. [Mills 2007] Mills N.J. *Polymer Foams Handbook: Engineering and Biomechanics Applications and Design Guide*. Butterworth-Heinemann, 2007.
47. [Miśkiewicz i inni 2016] Miśkiewicz M., Daszkiewicz K., Ferenc T., Witkowski W., Chróścielewski J. Experimental tests and numerical simulations of full scale composite sandwich segment of a foot- and cycle- bridge. *Advances in Mechanics: Theoretical, Computational and Interdisciplinary Issues*. CRC Press, London, 2016, 401-404.
48. [Mihlayanlar i inni 2008] Mihlayanlar E., Dilmaç Ş., Güner A. Analysis of the effect of production process parameters and density of expanded polystyrene insulation boards on mechanical properties and thermal conductivity. *Materials and Design*, 2008, 29: 344-352.
49. [Mostafa i inni 2014] Mostafa A., Shankar K., Morozov E.V. Experimental, Theoretical and Numerical Investigation of the Flexural Behaviour of the Composite Sandwich Panels with PVC Foam Core. *Applied Composite Materials*, 2014, 21: 661-675.
50. [Mousa i Uddin 2011a] Mousa M.A., Uddin N. Global buckling of composite structural insulated wall panels. *Materials and Design*, 2011, 32: 766-772.
51. [Mousa i Uddin 2011b] Mousa M.A., Uddin N. Flexural Behavior of Full-Scale Composite Structural Insulated Floor Panels. *Advanced Composite Materials*, 2011, 20: 547-567.
52. [Mousa i Uddin 2012] Mousa M.A., Uddin N. Structural behavior and modeling of full-scale composite structural insulated wall panels. *Engineering Structures*, 2012, 41: 320-334.
53. [Ossa i Romo 2009] Ossa A., Romo M.P. Micro- and macro-mechanical study of compressive behavior of expanded polystyrene geofoam. *Geosynthetics International*, 2009, 16-5: 327-338.
54. [Padade i Mandal 2012] Padade A.H., Mandal J.N. Behavior of Expanded Polystyrene (EPS) Geofoam Under Triaxial Loading Conditions. *Electronic Journal of Geotechnical Engineering*, 2012, 17: 2543-2553.
55. [Papakaliatakis i Karavagelas 2009] Papakaliatakis G.E., Karavagelas N. The Accuracy of the ABAQUS FE Numerical Modeling for Sandwich Beams with Foam Core. *Computational Methods in Science and Engineering, Advances in Computational Science, Vol. 2*. American Institute of Physics, 2009, 165-168.

56. [Pozorska i Pozorski 2015] Pozorska J., Pozorski Z. The influence of the core orthotropy on the wrinkling of sandwich panels. *Journal of Applied Mathematics and Computational Mechanics*, 2015, 14(4): 133-138.
57. [Pozorski 2016] Pozorski Z. *Sandwich panels in civil engineering – theory, testing and design*. Rozprawa habilitacyjna. Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej, Poznań, 2016.
58. [Pozorski i Pozorska 2016] Pozorski Z., Pozorska J. Stress redistribution at the support of a transversely loaded sandwich panel. *Advances in Mechanics: Theoretical, Computational and Interdisciplinary Issues*. CRC Press, London, 2016, 485-488.
59. [Pyrzowski i inni 2016] Pyrzowski Ł., Sobczyk B., Witkowski W., Chróścielewski J. Three-point bending test of sandwich beams supporting the GFRP footbridge design process – validation. *Advances in Mechanics: Theoretical, Computational and Interdisciplinary Issues*. CRC Press, London, 2016, 485-488.
60. [Roberts-Tompkins 2009] Roberts-Tompkins A.L. Viscoelastic analysis of sandwich beams having aluminum and fiber-reinforced polymer skins with a polystyrene foam core. Praca magisterska, Texas A&M University, 2009.
61. [Salami i inni 2014] Salami S.J., Sadighi M., Shakeri M. Improved extended high order analysis of sandwich beams with a bilinear core shear behavior. *Journal of Sandwich Structures and Materials*, 2014, 16(6): 633-668.
62. [Sharaf 2010] Sharaf T.A.M. *Flexural behaviour of sandwich panels composed of polyurethane core and GFRP skins and ribs*. Rozprawa doktorska, Queen's University, Kingston, 2010.
63. [Skrzypek 1986] Skrzypek J. *Plastyczność i pełzanie: teoria, zastosowania, zadania*. PWN, Warszawa, 1986.
64. [Smakosz i Tejchman 2014] Smakosz Ł., Tejchman J. Evaluation of strength, deformability and failure mode of composite structural insulated panels. *Materials and Design*, 2014, 54: 1068-1082.
65. [Studziński i inni 2015] Studziński R., Pozorski Z., Garstecki A. Structural behavior of sandwich panels with asymmetrical boundary conditions. *Journal of Constructional Steel Research*, 2015, 104: 227-234.
66. [Sumińska i Sobiech 2012] Sumińska K., Sobiech S. *Doświadczalna i teoretyczna analiza nowych paneli kompozytowych stosowanych w budownictwie*. Praca magisterska, Politechnika Gdańska, Gdańsk, 2012.
67. [Tatańczak i inni 2014] Tatańczak A., Brzozowski J., Jaroszyńska-Wolińska J. Badania wpływu dodatków na właściwości materiałów na bazie cementu Sorela. *Materiały kompozytowe i możliwości ich zastosowania w budownictwie tradycyjnym i energooszczędnym*. Politechnika Lubelska, Lublin, 2014, 85-104.
68. [Tejchman i Bobiński 2013] Tejchman J., Bobiński J. *Continuous and Discontinuous Modelling of Fracture in Concrete using FEM*. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 2013.
69. [Thomsen i Frostig 1997] Thomsen O.T., Frostig Y. Localized bending effects in sandwich panels: photoelastic investigation versus high-order sandwich theory results. *Composite Structures*, 1997, 37(1): 97-108.
70. [Trandafir i inni 2010] Trandafir A.C., Bartlett S.F., Lingwall B.N. Behavior of EPS geofom in stress-controlled cyclic uniaxial tests. *Geotextiles and Geomembranes*, 2010, 28: 514-524
71. [Tuwair i inni 2015] Tuwair H., Hopkins M., Volz J., ElGawady M.A., Mohamed M., Chandrashekhara K., Birman V. Evaluation of sandwich panels with various polyurethane foam-cores and ribs. *Composites Part B*, 2015, 79: 262-276.
72. [Vaidya 2009] Vaidya A.S. *Lightweight composites for modular panelized construction*. Rozprawa doktorska, The University of Alabama, Birmingham, 2009.



73. [Vėjelis i Vaitkus 2006] Vėjelis S., Vaitkus S. Investigation of bending modulus of elasticity of expanded polystyrene (EPS) slabs. *Materials Science*, 2006, 12(1): 22-24.
74. [Wong i Leo 2006] Wong H., Leo C.J. A simple elastoplastic hardening constitutive model for EPS geofoam. *Geotextiles and Geomembranes*, 2006, 24: 299-310.
75. [Zeng i inni 2015] Zeng X., Yu H., Wu C. A mix design and strength analysis of basic magnesium sulphate cement concrete. W: *Advances in Civil Engineering and Building Materials IV*, edytorzy: S.Y. Chang i inni. CRC Press, 2015, 79-82.
76. [Zou i Leo 1998] Zou Y., Leo C.J. Laboratory studies on the engineering properties of expanded polystyrene (EPS) material for geotechnical applications. *Proceedings of the 2nd International Conference on Ground Improvement Techniques*, Singapore, 7-9 October, 1998, 581-588.

Kody projektowe, normy oraz specyfikacje

1. [ASTM C364] ASTM C364 / C364M – 07(2012): *Standard Test Method for Edgewise Compressive Strength of Sandwich Constructions*, 2012.
2. [ASTM C393] ASTM C393 / C393M – 11e1: *Standard Test Method for Core Shear Properties of Sandwich Constructions by Beam Flexure*.
3. [ASTM D7249] ASTM D7249/D7249M – *Standard Test Method for Facing Properties of Sandwich Constructions by Long Beam Flexure*.
4. [BS 5669-1] BS 5669-1:1989: *Particleboard. Methods of sampling, conditioning and test*, 1989.
5. [ECCS TWG 7.9] ECCS TWG 7.9: *European recommendations for sandwich panels. Part I: design*, 2000.
6. [EN 826] EN 826:1998: *Thermal insulating products for building applications – Determination of compression behaviour*, 1998.
7. [EN 1607] EN 1607:1999: *Thermal insulating products for building applications – Determination of tensile strength perpendicular to faces*, 1999.
8. [EN 12089] EN 12089:2000: *Thermal insulating products for building applications – Determination of bending behaviour*, 2000.
9. [EN 12090] EN 12090:2000: *Thermal insulating products for buildings applications – Determination of shear behaviour*, 2000.
10. [EN 12467] EN 12467:2009: *Fibre-cement Flat Sheets - Product Specification and Test Methods*, 2009.
11. [EN 14509] EN 14509:2013: *Self-supporting double skin metal faced insulating panels – Factory made products – Specifications*, 2013.
12. [ETAG 016] EOTA. ETAG 016: *Guideline for European Technical Approval of Self-Supporting Composite Lightweight Panels*, 2003.
13. [NPL 2007] *Manual for the Calculation of Elastic-Plastic Materials Models Parameters*, Queen's Printer for Scotland, 2007.



WYKAZ WŁASNYCH PUBLIKACJI

Artykuły i rozdziały w monografiach

1. Smakosz Ł., Kreja I. Experimental and numerical evaluation of mechanical behaviour of composite structural insulated wall panels under edgewise compression. *Advances in mechanics: theoretical, computational and interdisciplinary issues*. CRC Press, London, 2016.
2. Smakosz Ł., Kreja I. Experimental and numerical evaluation of mechanical behaviour of composite structural insulated panels. *Recent Advances in Computational Mechanics*. CRC Press, London, 2014.
3. Smakosz Ł., Tejchman J. Evaluation of strength, deformability and failure mode of composite structural insulated panels. *Materials and Design*, 2014, 54: 1068-1082.
4. Smakosz Ł., Tejchman J. Badania wytrzymałościowe na zginanie i ściskanie nowoczesnych budowlanych paneli kompozytowych SIP. *Inżynieria i Budownictwo*, 2012, 12: 663-665.
5. Smakosz Ł., Tejchman J. Badania wytrzymałościowe nowych paneli kompozytowych w budownictwie mieszkaniowym. *Przegląd Budowlany*, 2012, 7-8: 43-47.
6. Smakosz Ł. Analiza eksperymentalna i numeryczna kompozytowych płyt warstwowych. *Zeszyty Naukowe Politechniki Gdańskiej*, 2012, 625: 95-105.

Materiały konferencyjne

1. Smakosz Ł., Kreja I. Experimental and numerical evaluation of mechanical behaviour of composite structural insulated wall panels submitted to edgewise compression. *3rd Polish Congress of Mechanics and 21st International Conference on Computer Methods in Mechanics*. 08-11.09.2015, Gdańsk, Poland.
2. Smakosz Ł., Kreja I. Panele warstwowe z okładzinami z płyty magnezjowej – analiza nieliniowa. *VII Sympozjon: Kompozyty, konstrukcje warstwowe*. 15-18.10.2014, Wrocław, Polska.
3. Smakosz Ł., Kreja I. Experimental and numerical evaluation of mechanical behaviour of composite structural insulated panels. *20th International Conference on Computer Methods in Mechanics*. 27-31.08.2013, Poznań, Poland.
4. Smakosz Ł., Kreja I. Panele warstwowe z okładzinami z płyty magnezjowej – analiza doświadczalna i numeryczna. *VI Sympozjon: Kompozyty, konstrukcje warstwowe*. 08-10.11.2012, Wrocław, Polska.
5. Smakosz Ł., Wawrzynowicz A., Purowski J., Krzaczek M., Tejchman J. Experimental and numerical evaluation of composite structural insulated wall panels. *6th International Conference on FRP Composites in Civil Engineering*. 13-15.06. 2012, Venice, Italy.
6. Smakosz Ł., Wawrzynowicz A., Krzaczek M., Tejchman J. Experimental and numerical evaluation of composite structural insulated wall panels. *15th European Conference on Composites Materials*. 24-28.06. 2012, Venice, Italy.

ZAŁĄCZNIK

Szczegółowe wyniki badań w małej skali

Metoda wyboru wykresów reprezentatywnych

Wynikiem każdego cyklu badań w małej skali jest zbiór krzywych doświadczalnych prezentujących odpowiedź próbki poddanej określonemu typowi oddziaływania. Wykresy te są cennym źródłem informacji o zachowaniu badanego materiału, jednak prezentacja zbyt dużej ich liczby w jednym układzie współrzędnych sprawia, że zestawienie staje się nieczytelne, a jego interpretacja utrudniona. W celu opisanego zachowania materiału na podstawie wykresu oddającego najlepiej charakter danej serii, zdecydowano się na przyjęcie opisanej poniżej procedury wyboru zależności reprezentatywnej.

Procedura zastosowana do wyboru prezentowanych w rozprawie wykresów reprezentatywnych polega na podziale wyników każdego z badanych parametrów na cztery kategorie zgodności i przypisaniu każdej z nich wybranego odcienia szarości:

- najbliższy wielkości średniej – czarny;
- różniące się od wartości średniej nie więcej niż o 5% – ciemny szary;
- różniące się od wartości średniej o $(5 \div 10)\%$ – jasny szary;
- różniące się od wartości średniej więcej niż o 10% – biały.

Każdej próbce przypisano zestaw kolorów opisujących przedział, w którym znalazły się wartości podstawowych parametrów wytrzymałościowych:

- σ_{el} – granica proporcjonalności;
- σ_y – umowna granica plastyczności;
- σ_u – granica wytrzymałości;
- E – moduł sprężystości.

Do tego każdej próbce przypisano zestaw czterech parametrów pomocniczych, opisujących w sposób przybliżony kształt wykresu w zakresie nieliniowym:

- E_1 – tangens kąta nachylenia do poziomu siecznej przechodzącej przez granicę proporcjonalności i umowną granicę plastyczności;
- n_1 – stosunek E_1 / E ;
- E_2 – tangens kąta nachylenia do poziomu siecznej przechodzącej przez umowną granicę plastyczności i granicę wytrzymałości;
- n_2 – stosunek E_1 / E .

Powyższe oznaczenia odnoszą się do badań, w których dominują naprężenia normalne. W przypadku badania ścinania przyjęto analogiczne kryterium odwołując się do modułu ścinania oraz naprężeń stycznych.

Wybór wykresu reprezentatywnego odbywa się na podstawie tabeli, w której zestawione są nazwy wszystkich próbek, parametry podstawowe i pomocnicze oraz kolory opisujące stopień zgodności wartości każdego parametru ze średnią serii. Jako wykres najlepiej reprezentujący serię przyjmowano ten uzyskany dla próbki, przy której występuje możliwie



najwięcej pól najciemniejszych i najmniej pól białych. Dodatkowo brano pod uwagę to, czy poziom zgodności ze średnią dotyczy parametrów podstawowych czy pomocniczych.

W załączniku dostępne są wszystkie tablice, na podstawie których dokonano wyboru reprezentatywnej zależności naprężenie - odkształcenie. Jeżeli w danym badaniu przedstawiono więcej niż jedną serię, to zależność reprezentatywną wybierano tylko dla serii zasadniczej (z pominięciem serii pomocniczych).

Jednoosiowe rozciąganie materiału rdzenia

Geometrię i wyniki uzyskane z rozciągania próbek EPS wyciętych z panelu nr 1 w kierunku jego grubości zamieszczono w tabelach Z.2 i Z.3. W opisie próbek nie uwzględniono masy – ze względu na obecność okładzin dolnej i górnej nie umożliwiła ona wiarygodnego określenia gęstości pozornej EPS. W opisie tabel zastosowano oznaczenia: t_c – grubość rdzenia, a , b – wymiary przekroju poprzecznego, v_p – prędkość przesuwu tłoka, σ_{el} – granica proporcjonalności, σ_y – umowna granica plastyczności (przy $\varepsilon = 0.1\%$), σ_u – granica wytrzymałości, E – moduł sprężystości.

Tabela Z.2 Zestawienie geometrii próbek EPS wyciętych z panelu nr 1 w kierunku jego grubości, poddanych badaniu jednoosiowego rozciągania

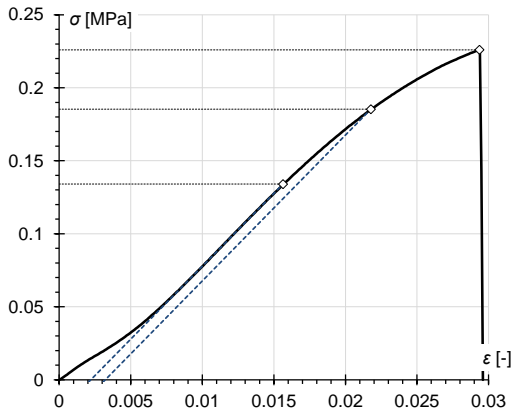
Lp.	Oznaczenie próbki	t_c [mm]	a [mm]	b [mm]
1	1/EPS/T/1	152.0	99.0	98.0
2	1/EPS/T/2	152.0	100.0	98.7
3	1/EPS/T/3	152.0	99.7	99.7
4	1/EPS/T/4	152.0	98.3	99.3

Tabela Z.3 Własności EPS poddanego jednoosiowemu rozciąganiu uzyskane dla próbek wyciętych z panelu nr 1 w kierunku jego grubości

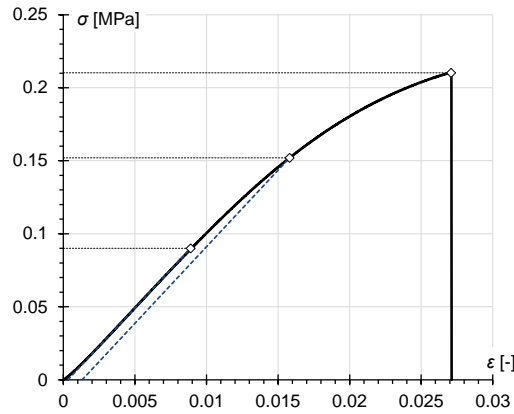
Lp.	Oznaczenie próbki	v_p [mm/min]	σ_{el} [MPa]	σ_y [MPa]	σ_u [MPa]	E [MPa]
1	1/EPS/T/1	10	0.134	0.185	0.226	10.0
2	1/EPS/T/2	1	0.095	0.153	0.207	10.8
3	1/EPS/T/3	1	0.090	0.152	0.210	10.5
4	1/EPS/T/4	10	0.103	0.164	0.228	10.6

Zależności naprężenie - odkształcenie oraz odczytane z nich parametry wytrzymałościowe wszystkich próbek EPS pobranych z panelu nr 1, uzyskane w badaniu jednoosiowego rozciągania w kierunku jego grubości, przedstawiono na rysunkach Z.2-Z.5. W opisach pod rysunkami zastosowano następujące oznaczenia: σ_{el} – granica proporcjonalności, σ_y – umowna granica plastyczności (przy $\varepsilon = 0.1\%$), σ_u – granica wytrzymałości, E – moduł sprężystości.

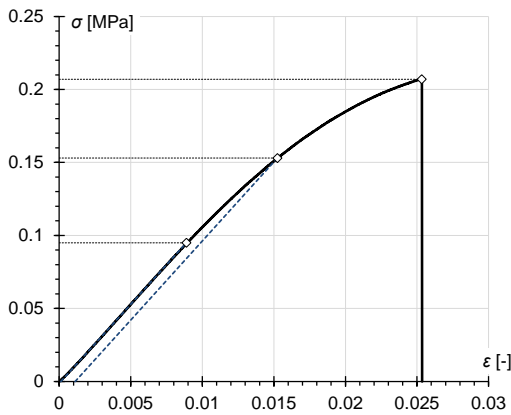




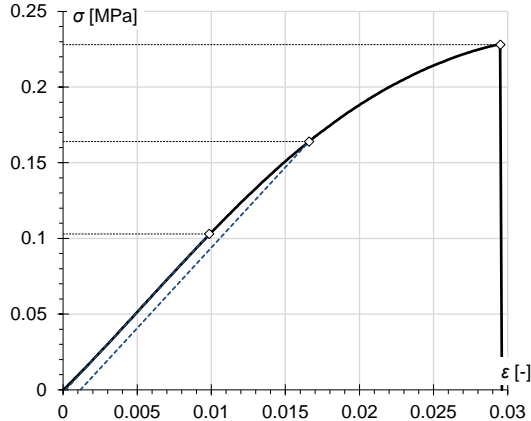
Rysunek Z.2 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/EPS/T/1; $\sigma_{el}=0.134$ MPa, $\sigma_y=0.185$ MPa, $\sigma_u=0.226$ MPa, $E=10.0$ MPa



Rysunek Z.4 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/EPS/T/3; $\sigma_{el}=0.090$ MPa, $\sigma_y=0.152$ MPa, $\sigma_u=0.210$ MPa, $E=10.5$ MPa



Rysunek Z.3 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/EPS/T/2; $\sigma_{el}=0.095$ MPa, $\sigma_y=0.153$ MPa, $\sigma_u=0.207$ MPa, $E=10.8$ MPa



Rysunek Z.5 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/EPS/T/4; $\sigma_{el}=0.103$ MPa, $\sigma_y=0.164$ MPa, $\sigma_u=0.228$ MPa, $E=10.6$ MPa

Tabela Z.4 przedstawia podział na kategorie zgodności, na podstawie którego jako reprezentatywną zależność naprężenie - odkształcenie dla jednoosiowo rozciąganego EPS wybrano krzywą uzyskaną w badaniu próbki **1/EPS/T/4**.

Tabela Z.4 Tabela zgodności wyników dla próbek EPS wyciętych z panelu nr 1 w kierunku jego grubości, poddanych badaniu jednoosiowego rozciągania

Oznaczenie próbki	σ_{el}	σ_y	σ_u	E	E_1	n_1	E_2	n_2
1/EPS/T/1								
1/EPS/T/2								
1/EPS/T/3								
1/EPS/T/4								

Jednoosiowe ściskanie materiału rdzenia

Poniżej przedstawiono tablice geometrii i wyników uzyskanych dla próbek EPS wyciętych z panelu nr 1 (tab. Z.5-Z.6) i panelu nr 2 (tab. Z.7-Z.8) w kierunku ich grubości,

poddanych badaniu jednoosiowego ściskania. W opisie próbek nie uwzględniono masy – ze względu na obecność okładzin dolnej i górnej nie umożliwia ona wiarygodnego określenia gęstości pozornej EPS. W opisie tabel zastosowano oznaczenia: t_c – grubość okładziny, a , b – wymiary przekroju poprzecznego, v_p – prędkość przesuwu tłoka, σ_{el} – granica proporcjonalności, σ_y – umowna granica plastyczności (przy $\varepsilon = 0.3\%$), σ_{10} – naprężenie przy 10% względnym skróceniu, E – moduł sprężystości.

Tabela Z.5 Zestawienie geometrii próbek EPS wyciętych z panelu nr 1 w kierunku jego grubości, poddanych badaniu jednoosiowego ściskania

Lp.	Oznaczenie próbki	t_c [mm]	a [mm]	b [mm]
1	1/EPS/C/1	152.0	98.7	100.3
2	1/EPS/C/2	152.0	98.0	102.0
3	1/EPS/C/3	152.0	99.3	100.0

Tabela Z.6 Własności EPS poddanego jednoosiowemu ściskaniu uzyskane dla próbek wyciętych z panelu nr 1 w kierunku jego grubości

Lp.	Oznaczenie próbki	v_p [mm/min]	σ_{el} [MPa]	σ_y [MPa]	σ_{10} [MPa]	E [MPa]
1	1/EPS/C/1	1	0.049	0.077	0.108	7.1
2	1/EPS/C/2	10	0.054	0.081	0.115	6.1
3	1/EPS/C/3	10	0.055	0.085	0.123	7.1

Tabela Z.7 Zestawienie geometrii próbek EPS wyciętych z panelu nr 2 w kierunku jego grubości, poddanych badaniu jednoosiowego ściskania

Lp.	Oznaczenie próbki	t_c [mm]	a [mm]	b [mm]
1	2/EPS/C/1	152.0	103.3	104.0
2	2/EPS/C/2	152.0	99.3	99.3
3	2/EPS/C/3	152.0	99.0	99.0
4	2/EPS/C/4	152.0	98.7	99.0
5	2/EPS/C/5	152.0	99.0	100.0
6	2/EPS/C/6	152.0	99.3	99.7

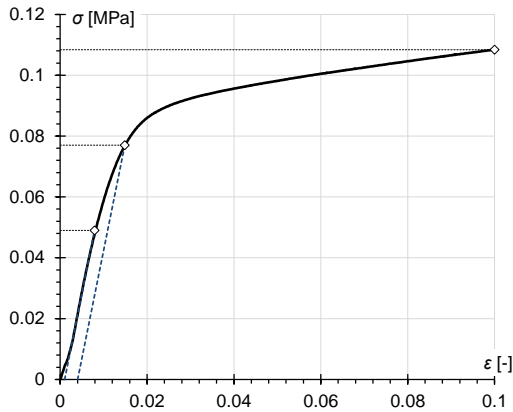
Tabela Z.8 Własności EPS poddanego jednoosiowemu ściskaniu uzyskane dla próbek wyciętych z panelu nr 2 w kierunku jego grubości

Lp.	Oznaczenie próbki	v_p [mm/min]	σ_{el} [MPa]	σ_y [MPa]	σ_{10} [MPa]	E [MPa]
1	2/EPS/C/1	1	0.047	0.067	0.088	5.1
2	2/EPS/C/2	10	0.050	0.073	0.103	5.4
3	2/EPS/C/3	10	0.049	0.073	0.103	5.6
4	2/EPS/C/4	10	0.050	0.075	0.105	5.5
5	2/EPS/C/5	10	0.051	0.073	0.103	5.6
6	2/EPS/C/6	10	0.051	0.073	0.102	5.2

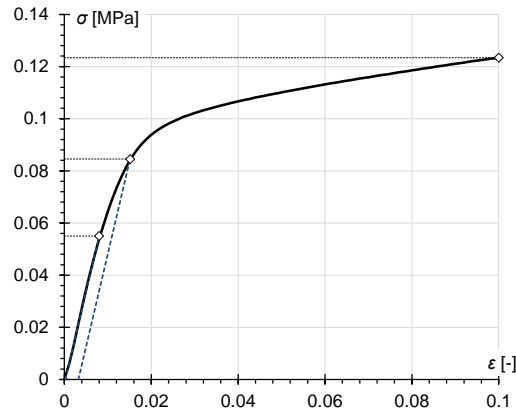
Zależności naprężenie - odkształcenie oraz odczytane z nich parametry wytrzymałościowe wszystkich próbek EPS pobranych z paneli nr 1 i 2, uzyskane w badaniu



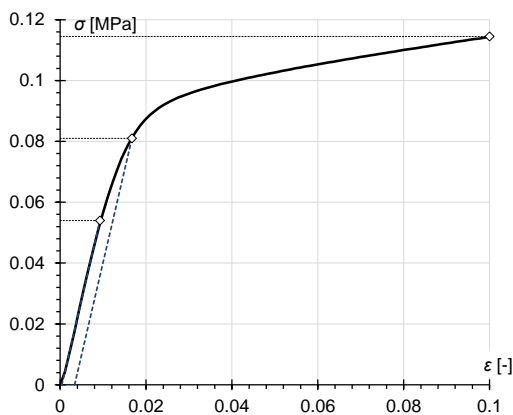
jednoosiowego ściskania w kierunku grubości tych paneli, przedstawiają rysunki Z.6-Z.14. W opisach pod rysunkami zastosowano następujące oznaczenia: σ_{el} – granica proporcjonalności, σ_y – umowna granica plastyczności (przy $\varepsilon = 0.3\%$), σ_{10} – naprężenie przy 10% względnym skróceniu, E – moduł sprężystości.



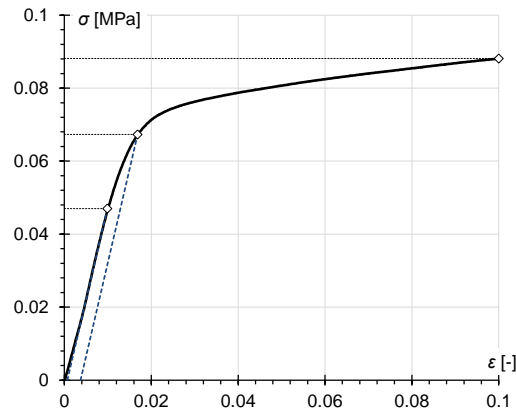
Rysunek Z.6 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/EPS/C/1; $\sigma_{el}=0.049$ MPa, $\sigma_y=0.077$ MPa, $\sigma_{10}=0.108$ MPa, $E=7.1$ MPa



Rysunek Z.8 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/EPS/C/3; $\sigma_{el}=0.055$ MPa, $\sigma_y=0.085$ MPa, $\sigma_{10}=0.123$ MPa, $E=7.1$ MPa

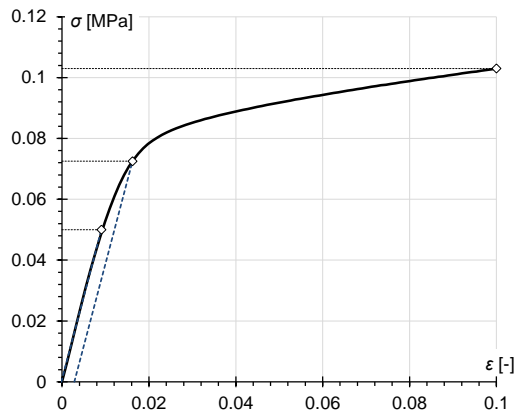


Rysunek Z.7 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/EPS/C/2; $\sigma_{el}=0.054$ MPa, $\sigma_y=0.081$ MPa, $\sigma_{10}=0.115$ MPa, $E=6.1$ MPa

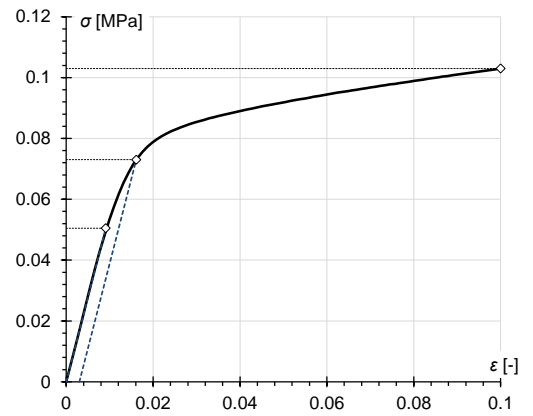


Rysunek Z.9 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 2/EPS/C/1; $\sigma_{el}=0.047$ MPa, $\sigma_y=0.067$ MPa, $\sigma_{10}=0.088$ MPa, $E=5.1$ MPa

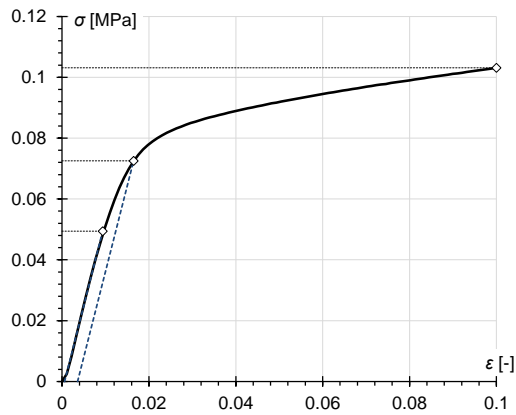




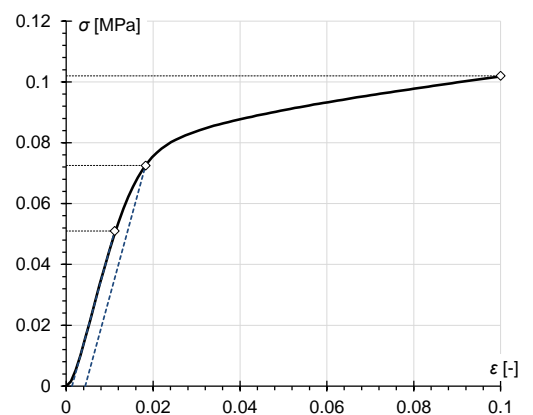
Rysunek Z.10 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 2/EPS/C/2;
 $\sigma_{el} = 0.050$ MPa, $\sigma_y = 0.073$ MPa, $\sigma_{10} = 0.103$ MPa,
 $E = 5.4$ MPa



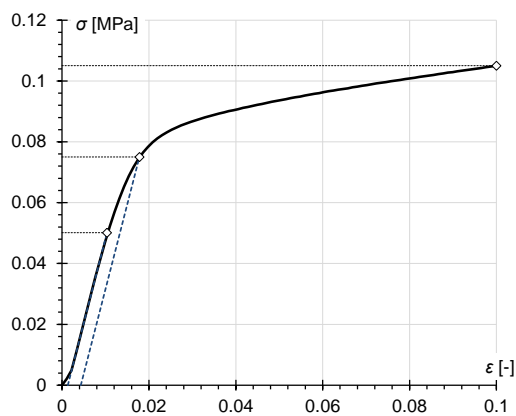
Rysunek Z.13 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 2/EPS/C/5;
 $\sigma_{el} = 0.051$ MPa, $\sigma_y = 0.073$ MPa, $\sigma_{10} = 0.103$ MPa,
 $E = 5.6$ MPa



Rysunek Z.11 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 2/EPS/C/3;
 $\sigma_{el} = 0.049$ MPa, $\sigma_y = 0.073$ MPa, $\sigma_{10} = 0.103$ MPa,
 $E = 5.6$ MPa



Rysunek Z.14 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 2/EPS/C/6;
 $\sigma_{el} = 0.051$ MPa, $\sigma_y = 0.073$ MPa, $\sigma_{10} = 0.102$ MPa,
 $E = 5.2$ MPa



Rysunek Z.12 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 2/EPS/C/4;
 $\sigma_{el} = 0.050$ MPa, $\sigma_y = 0.075$ MPa, $\sigma_{10} = 0.105$ MPa,
 $E = 5.5$ MPa



Tabela Z.9 zawiera podział na kategorie zgodności, na podstawie którego jako reprezentatywną zależność naprężenie - odkształcenie dla jednoosiowo ściskania EPS wybrano krzywą uzyskaną w badaniu próbki **1/EPS/C/3**.

Tabela Z.9 Tabela zgodności wyników dla próbek EPS wyciętych z panelu nr 1 w kierunku jego grubości, poddanych badaniu jednoosiowego ściskania

Lp.	Oznaczenie próbki	σ_{el}	σ_y	σ_{10}	E	E_1	n_1	E_2	n_2
1	1/EPS/C/1								
2	1/EPS/C/2								
3	1/EPS/C/3								

Trójpunktowe zginanie materiału rdzenia

Poniżej przedstawiono tablice geometrii i masy oraz wyników uzyskanych dla belek EPS wyciętych z panelu nr 1 (tab. Z.10-Z.11) i panelu nr 2 (tab. Z.12-Z.13), w kierunku ich długości, poddanych badaniu trójpunktowego zginania. W opisie tabel zastosowano oznaczenia: t_c – grubość rdzenia, a – szerokość przekroju poprzecznego, L_0 – rozstaw podpór, L – długość całkowita, m – masa, v_p – prędkość przesuwu tłoka, ρ – gęstość pozorna, σ_{el} – granica proporcjonalności, σ_y – umowna granica plastyczności (przy odsunięciu o $\varepsilon = 0.2\%$), σ_u – granica wytrzymałości, E – moduł sprężystości.

Tabela Z.10 Zestawienie geometrii i masy próbek EPS, wyciętych z panelu nr 1 w kierunku jego długości, poddanych badaniu trójpunktowego zginania

Lp.	Oznaczenie próbki	t_c [mm]	a [mm]	L_0 [mm]	L [mm]	m [g]
1	1/EPS/FYS/1	74.0	98.7	600.0	649.7	100.0
2	1/EPS/FYS/2	73.3	100.0	600.0	649.0	97.0
3	1/EPS/FYS/3	75.3	100.7	600.0	649.7	100.0
4	1/EPS/FYS/4	74.3	100.3	600.0	650.7	97.0
5	1/EPS/FY/1	150.0	99.7	1250.0	1302.0	381.0
6	1/EPS/FY/2	150.7	102.0	1250.0	1299.7	408.0

Tabela Z.11 Własności EPS poddanego trójpunktowemu zginaniu uzyskane dla próbek wyciętych z panelu nr 1 w kierunku jego długości

Lp.	Oznaczenie próbki	v_p [mm/min]	ρ [kg/m ³]	σ_{el} [MPa]	σ_y [MPa]	σ_u [MPa]	E [MPa]
próbki o wymiarach 650 × 100 × 75							
1	1/EPS/FYS/1	10	21.1	0.095	0.148	0.217	8.4
2	1/EPS/FYS/2	10	20.4	0.093	0.146	0.200	7.4
3	1/EPS/FYS/3	10	20.3	0.095	0.145	0.219	8.5
4	1/EPS/FYS/4	10	20.0	0.096	0.146	0.213	8.5
próbki o wymiarach 1300 × 100 × 150							
5	1/EPS/FY/1	10	19.6	0.086	0.133	0.190	8.2
6	1/EPS/FY/2	10	20.4	0.065	0.130	0.188	8.6

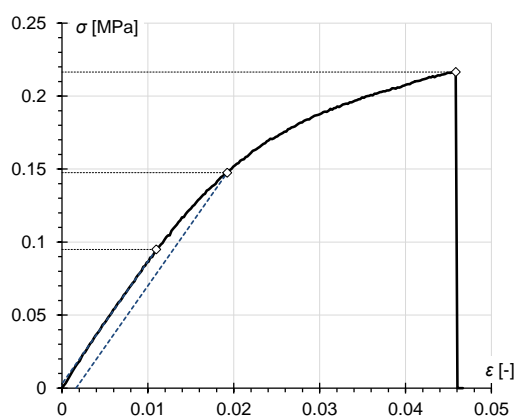
Tabela Z.12 Zestawienie geometrii i masy próbek EPS, wyciętych z panelu nr 2 w kierunku jego długości, poddanych badaniu trójpunktowego zginania

Lp.	Oznaczenie próbki	t_c [mm]	a [mm]	L_0 [mm]	L [mm]	m [g]
1	2/EPS/FYS/1	75.0	102.0	600.0	649.0	94.5
2	2/EPS/FYS/2	72.3	100.3	600.0	650.0	89.0
3	2/EPS/FY/1	150.0	98.7	1250.0	1301.0	360.5

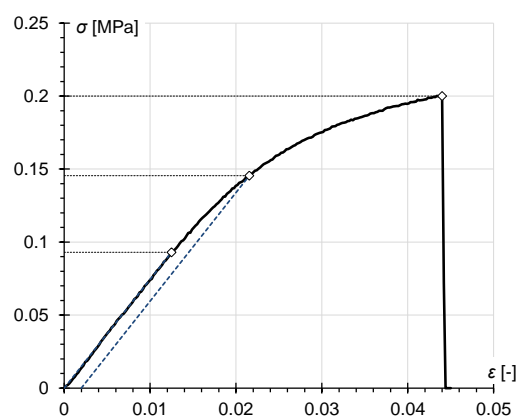
Tabela Z.13 Własności EPS poddanego trójpunktowemu zginaniu uzyskane dla próbek wyciętych z panelu nr 2 w kierunku jego długości

Lp.	Oznaczenie próbki	v_p [mm/min]	ρ [kg/m ³]	σ_{el} [MPa]	σ_y [MPa]	σ_u [MPa]	E [MPa]
1	2/EPS/FYS/1	10	19.0	0.090	0.129	0.196	8.0
2	2/EPS/FYS/2	10	18.9	0.094	0.131	0.209	7.9
3	2/EPS/FY/1	10	18.7	0.065	0.117	0.173	7.7

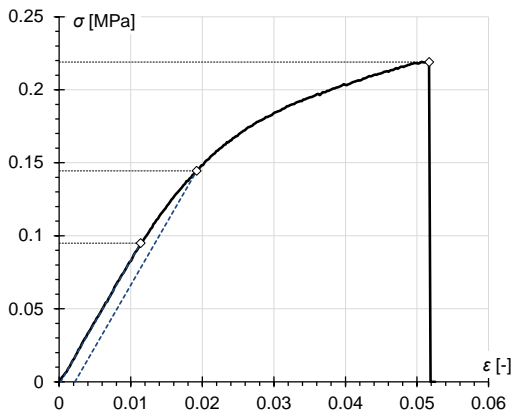
Zależności naprężenie - odkształcenie oraz odczytane z nich parametry wytrzymałościowe wszystkich próbek EPS pobranych z paneli nr 1 i 2, uzyskane w badaniu trójpunktowego zginania w kierunku podłużnym, przedstawiono na rysunkach Z.15-Z.23. W opisach pod rysunkami zastosowano następujące oznaczenia: σ_{el} – granica proporcjonalności, σ_y – umowna granica plastyczności (przy odsunięciu o $\varepsilon = 0.2\%$), σ_u – granica wytrzymałości, E – moduł sprężystości.



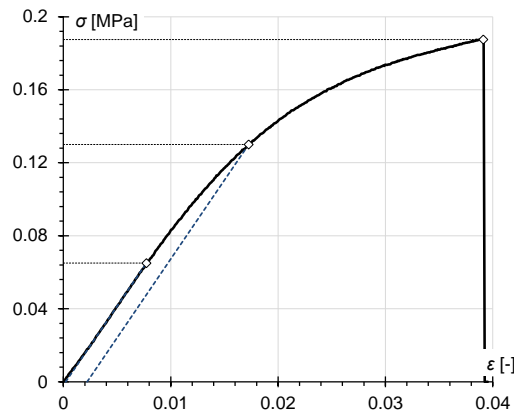
Rysunek Z.15 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/EPS/FYS/1; $\sigma_{el} = 0.095$ MPa, $\sigma_y = 0.148$ MPa, $\sigma_u = 0.217$ MPa, $E = 8.4$ MPa



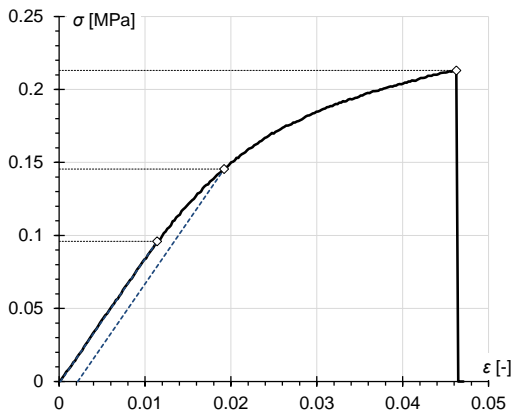
Rysunek Z.16 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/EPS/FYS/2; $\sigma_{el} = 0.093$ MPa, $\sigma_y = 0.146$ MPa, $\sigma_u = 0.200$ MPa, $E = 7.4$ MPa



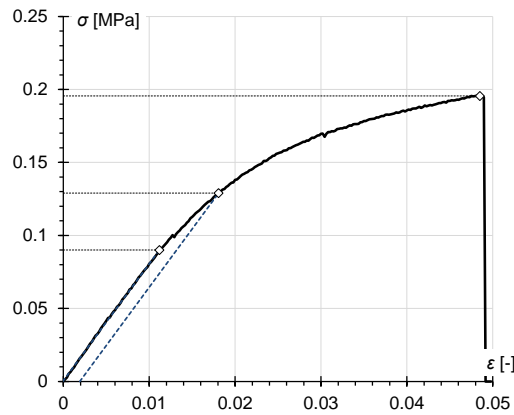
Rysunek Z.17 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/EPS/FYS/3; $\sigma_{el}=0,095$ MPa, $\sigma_y=0,145$ MPa, $\sigma_u=0,219$ MPa, $E=8,5$ MPa



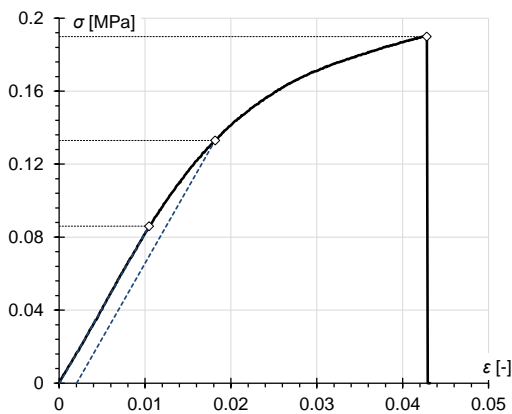
Rysunek Z.20 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/EPS/FY/2; $\sigma_{el}=0,065$ MPa, $\sigma_y=0,130$ MPa, $\sigma_u=0,188$ MPa, $E=8,6$ MPa



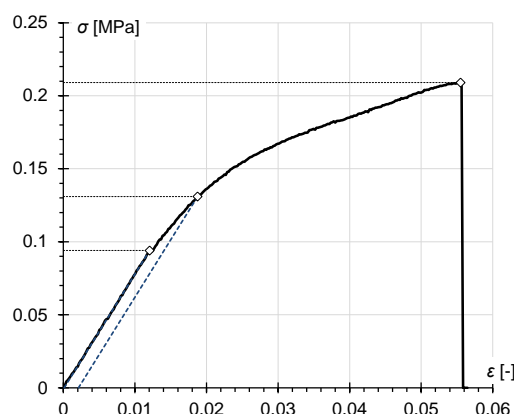
Rysunek Z.18 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/EPS/FYS/4; $\sigma_{el}=0,096$ MPa, $\sigma_y=0,146$ MPa, $\sigma_u=0,213$ MPa, $E=8,5$ MPa



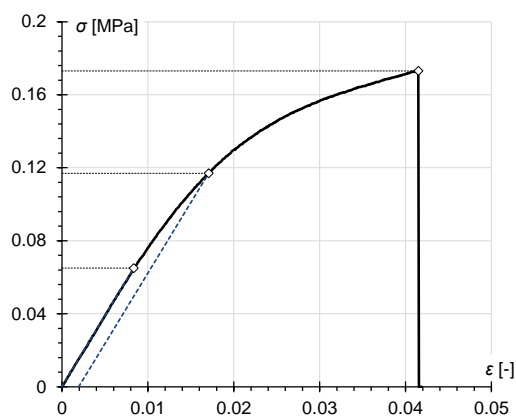
Rysunek Z.21 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 2/EPS/FY/1; $\sigma_{el}=0,090$ MPa, $\sigma_y=0,129$ MPa, $\sigma_u=0,196$ MPa, $E=8,0$ MPa



Rysunek Z.19 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/EPS/FY/1; $\sigma_{el}=0,086$ MPa, $\sigma_y=0,133$ MPa, $\sigma_u=0,190$ MPa, $E=8,2$ MPa



Rysunek Z.22 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 2/EPS/FYS/2; $\sigma_{el}=0,094$ MPa, $\sigma_y=0,131$ MPa, $\sigma_u=0,209$ MPa, $E=7,9$ MPa



Rysunek Z.23 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 2/EPS/FY/1; $\sigma_{el}=0.065$ MPa, $\sigma_y=0.117$ MPa, $\sigma_u=0.173$ MPa, $E=7.7$ MPa

Tabela Z.14 zawiera podział na kategorie zgodności, na podstawie którego jako reprezentatywną zależność naprężenie - odkształcenie dla EPS poddanego zginaniu wybrano krzywą uzyskaną w badaniu próbki **1/EPS/FYS/4**.

Tabela Z.14 Tabela zgodności wyników dla próbek EPS wyciętych z panelu nr 1 w kierunku jego długości, poddanych badaniu trójpunktowego zginania

Lp.	Oznaczenie próbki	σ_{el}	σ_y	σ_u	E	E_1	n_1	E_2	n_2
1	1/EPS/FYS/1								
2	1/EPS/FYS/2								
3	1/EPS/FYS/3								
4	1/EPS/FYS/4								

Ścinanie materiału rdzenia

Geometrię i masę oraz wyniki uzyskane dla par bloczków EPS wyciętych z panelu nr 1 w kierunku podłużnym zamieszczono w tabelach Z.15-Z.16. W opisie tabel zastosowano oznaczenia: t_c – grubość EPS, a – szerokość przekroju poprzecznego, L_0 – długość, m – masa, v_p – prędkość przesuwu tłoka, ρ – gęstość pozorna, τ_{el} – granica proporcjonalności, τ_y – umowna granica plastyczności (przy $\gamma = 0.2\%$), τ_u – granica wytrzymałości, G – moduł ścinania.

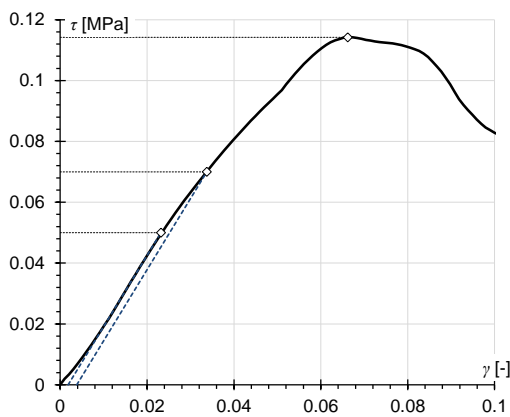
Tabela Z.15 Zestawienie geometrii i masy bloczków EPS, wyciętych z panelu nr 1 w kierunku jego długości, poddanych badaniu bezpośredniego ścinania próbki podwójnej;

Lp.	Oznaczenie próbki	t_c [mm]	a [mm]	L_0 [mm]	m [g]
1	1/EPS/SL/2/1	49.0	97.7	199.3	20.5
	1/EPS/SL/2/2	50.7	97.7	199.3	21.0
2	1/EPS/SP/2/1	49.3	98.3	199.0	20.6
	1/EPS/SP/2/2	50.7	98.7	199.3	21.4

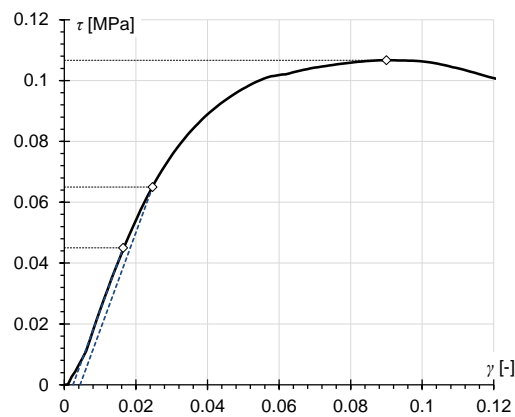
Tabela Z.16 Własności EPS poddanego bezpośredniemu ścinaniu uzyskane dla próbek podwójnych wyciętych z panelu nr 1 w kierunku jego długości

Lp.	Oznaczenie próbki	v_p [mm/min]	ρ [kg/m ³]	τ_{el} [MPa]	τ_y [MPa]	τ_u [MPa]	G [MPa]
1	1/EPS/SL/2	3	21.5	0.050	0.070	0.114	2.3
2	1/EPS/SP/2	3	21.3	0.045	0.065	0.107	3.2

Zależności (naprężenie styczne) - (odkształcenie postaciowe) oraz odczytane z nich parametry wytrzymałościowe próbek EPS uzyskane w badaniu bezpośredniego ścinania próbki podwójnej przedstawiają rysunki Z.24 oraz Z.25. W opisach pod rysunkami zastosowano następujące oznaczenia: τ_{el} – granica proporcjonalności, τ_y – umowna granica plastyczności (przy $\gamma = 0.2\%$), τ_u – granica wytrzymałości, G – moduł ścinania.



Rysunek Z.24 Wykres zależności naprężenie styczne - odkształcenie postaciowe próbki 1/EPS/SL/2; $\tau_{el} = 0.050$ MPa, $\tau_y = 0.070$ MPa, $\tau_u = 0.114$ MPa, G=2.3 MPa



Rysunek Z.25 Wykres zależności naprężenie styczne - odkształcenie postaciowe próbki 1/EPS/SP/2; $\tau_{el} = 0.045$ MPa, $\tau_y = 0.065$ MPa, $\tau_u = 0.107$ MPa, G=3.2 MPa

Jednoosiowe ściskanie materiału okładziny

Poniżej przedstawiono tablice opisujące geometrię i masę oraz wyniki uzyskane dla próbek płyty MgO wyciętych z panelu nr 1 w kierunku podłużnym (tab. Z.17-Z.18) i poprzecznym (tab. Z.19-Z.20). W opisie tabel zastosowano oznaczenia: t_f – grubość okładziny, a – szerokość przekroju poprzecznego, L_0 – wysokość, m – masa, v_p – prędkość przesuwu tłoka, ρ – gęstość pozorna, σ_{el} – granica proporcjonalności, σ_y – umowna granica plastyczności (przy $\varepsilon = 0.02\%$), σ_u – granica wytrzymałości, E – moduł sprężystości.

Tabela Z.17 Zestawienie geometrii i masy próbek płyty MgO, wyciętych z panelu nr 1 w kierunku jego długości, poddanych badaniu jednoosiowego ściskania

Lp.	Oznaczenie próbki	t_f [mm]	a [mm]	L_0 [mm]	m [g]
1	1/MGO/CLXm/d/1	11.0	47.0	48.7	27.0
2	1/MGO/CLXm/d/2	11.0	47.0	49.3	28.0
3	1/MGO/CLXm/d/3	11.0	47.0	47.7	27.0
4	1/MGO/CLXm/d/4	11.0	47.0	49.7	28.0
5	1/MGO/CLXm/d/5	11.0	47.0	51.0	29.0
6	1/MGO/CLXm/d/6	11.0	50.0	48.0	31.3
7	1/MGO/CLXm/d/7	11.0	49.0	48.0	29.9
8	1/MGO/CLXm/d/8	11.0	49.0	48.0	28.9
9	1/MGO/CLXm/d/9	11.0	49.0	48.0	30.1
10	1/MGO/CLXm/d/10	11.0	48.0	48.0	31.2
11	1/MGO/CLXm/g/1	11.0	45.5	49.3	27.0
12	1/MGO/CLXm/g/2	11.0	45.5	49.0	28.0
13	1/MGO/CLXm/g/3	11.0	45.5	49.0	30.0
14	1/MGO/CLXm/g/4	11.0	45.5	50.0	28.0
15	1/MGO/CLXm/g/5	11.0	45.0	50.7	29.0
16	1/MGO/CLXm/g/6	11.0	48.3	48.0	29.2
17	1/MGO/CLXm/g/7	11.0	48.7	48.0	28.2
18	1/MGO/CLXm/g/8	11.0	48.7	48.0	29.5
19	1/MGO/CLXm/g/9	11.0	48.0	48.0	29.0
20	1/MGO/CLXm/g/10	11.0	48.0	48.0	28.6

Tabela Z.18 Własności płyty MgO poddanej jednoosiowemu ściskaniu uzyskane dla próbek wyciętych z panelu nr 1 w kierunku jego długości

Lp.	Oznaczenie próbki	v_p [mm/min]	ρ [kg/m ³]	σ_{el} [MPa]	σ_y [MPa]	σ_u [MPa]	E [MPa]
1	1/MGO/CLXm/d/1	0.1	1070	11.0	14.2	15.4	2260
2	1/MGO/CLXm/d/2	0.1	1100	11.3	13.0	13.9	2010
3	1/MGO/CLXm/d/3	0.1	1100	10.0	13.3	15.3	2220
4	1/MGO/CLXm/d/4	0.1	1100	8.9	11.2	13.2	2060
5	1/MGO/CLXm/d/5	0.1	1060	6.9	8.4	12.6	1510
6	1/MGO/CLXm/d/6	0.1	1140	8.2	10.9	12.1	1870
7	1/MGO/CLXm/d/7	0.1	1160	9.4	11.8	12.9	2230
8	1/MGO/CLXm/d/8	0.1	1120	8.5	9.4	10.3	1810
9	1/MGO/CLXm/d/9	0.1	1160	10.3	12.8	13.9	2360
10	1/MGO/CLXm/d/10	0.1	1230	9.4	11.7	12.6	1790
11	1/MGO/CLXm/g/1	0.1	1090	9.3	10.2	16.4	2160
12	1/MGO/CLXm/g/2	0.1	1140	12.4	14.3	14.9	2400
13	1/MGO/CLXm/g/3	0.1	1220	10.7	11.9	12.4	2080
14	1/MGO/CLXm/g/4	0.1	1120	10.6	15.0	18.3	2610
15	1/MGO/CLXm/g/5	0.1	1120	10.4	11.5	16.0	1540
16	1/MGO/CLXm/g/6	0.1	1140	8.3	10.6	11.1	1840
17	1/MGO/CLXm/g/7	0.1	1120	9.1	11.2	12.8	1860
18	1/MGO/CLXm/g/8	0.1	1150	8.7	10.0	11.5	1520
19	1/MGO/CLXm/g/9	0.1	1140	8.1	9.7	10.5	1590
20	1/MGO/CLXm/g/10	0.1	1130	6.4	8.2	9.1	1560

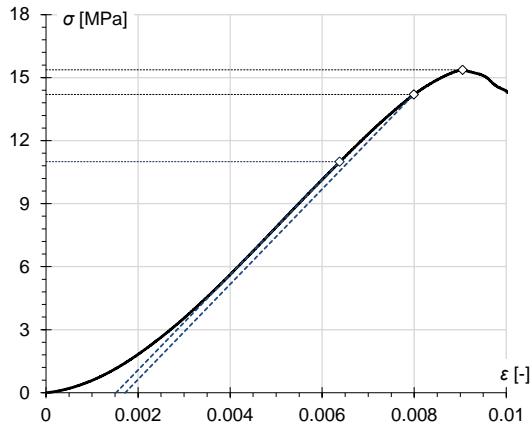
Tabela Z.19 Zestawienie geometrii i masy próbek płyty MgO wyciętych z panelu nr 1 w kierunku jego szerokości, poddanych badaniu jednoosiowego ściskania

Lp.	Oznaczenie próbki	t_f [mm]	a [mm]	L_0 [mm]	m [g]
1	1/MGO/CLYm/d/1	11.0	47.0	47.0	27.0
2	1/MGO/CLYm/d/2	11.0	47.0	47.0	27.0
3	1/MGO/CLYm/d/3	11.0	46.0	47.0	27.0
4	1/MGO/CLYm/d/4	11.0	47.0	47.0	27.0
5	1/MGO/CLYm/d/5	11.0	47.0	47.0	28.0
6	1/MGO/CLYm/d/6	11.0	50.0	50.0	29.9
7	1/MGO/CLYm/d/7	11.0	49.0	49.0	29.3
8	1/MGO/CLYm/d/8	11.0	50.0	49.0	30.5
9	1/MGO/CLYm/d/9	11.0	50.0	48.0	29.5
10	1/MGO/CLYm/d/10	11.0	51.0	49.0	30.9
11	1/MGO/CLYm/g/1	11.0	50.0	50.0	31.0
12	1/MGO/CLYm/g/2	11.0	50.0	50.0	31.0
13	1/MGO/CLYm/g/3	11.0	48.0	49.5	31.0
14	1/MGO/CLYm/g/4	11.0	48.0	50.0	31.0
15	1/MGO/CLYm/g/5	11.0	49.0	50.0	31.0
16	1/MGO/CLYm/g/6	11.0	53.7	47.0	30.6
17	1/MGO/CLYm/g/7	11.0	48.3	47.0	27.1
18	1/MGO/CLYm/g/8	11.0	49.0	48.0	29.0
19	1/MGO/CLYm/g/9	11.0	49.0	47.0	28.6
20	1/MGO/CLYm/g/10	11.0	49.0	48.0	28.5

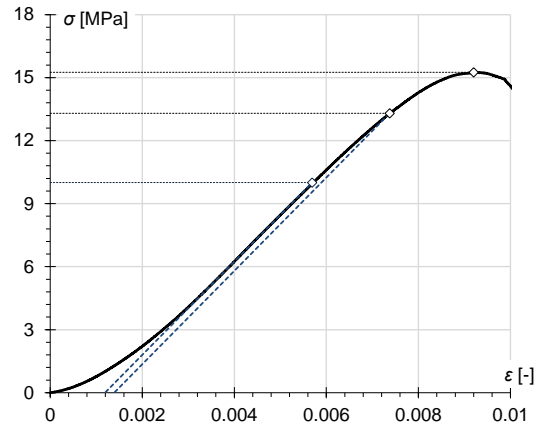
Tabela Z.20 Własności płyty MgO poddanej jednoosiowemu ściskaniu uzyskane dla próbek wyciętych z panelu nr 1 w kierunku jego szerokości

Lp.	Oznaczenie próbki	v_p [mm/min]	ρ [kg/m ³]	σ_{el} [MPa]	σ_y [MPa]	σ_u [MPa]	E [MPa]
1	1/MGO/CLYm/d/1	0.1	1111	8.7	10.7	11.9	1740
2	1/MGO/CLYm/d/2	0.1	1150	8.8	10.8	13.1	1690
3	1/MGO/CLYm/d/3	0.1	1140	8.6	9.2	10.6	1150
4	1/MGO/CLYm/d/4	0.1	1150	9.8	10.7	11.5	1440
5	1/MGO/CLYm/d/5	0.1	1150	10.6	12.9	15.0	2200
6	1/MGO/CLYm/d/6	0.1	1140	6.4	7.2	7.5	1560
7	1/MGO/CLYm/d/7	0.1	1130	10.1	12.7	13.8	2230
8	1/MGO/CLYm/d/8	0.1	1070	11.4	14.4	16.1	2450
9	1/MGO/CLYm/d/9	0.1	1140	11.3	14.0	14.9	2410
10	1/MGO/CLYm/d/10	0.1	1130	8.6	10.7	11.9	1970
11	1/MGO/CLYm/g/1	0.1	980	7.4	13.7	14.4	1980
12	1/MGO/CLYm/g/2	0.1	1020	12.1	14.0	14.2	1880
13	1/MGO/CLYm/g/3	0.1	1030	9.1	11.1	13.2	2170
14	1/MGO/CLYm/g/4	0.1	1060	7.7	9.9	10.8	1830
15	1/MGO/CLYm/g/5	0.1	1040	6.4	7.5	8.4	1730
16	1/MGO/CLYm/g/6	0.1	1130	9.4	11.9	13.5	1980
17	1/MGO/CLYm/g/7	0.1	1200	9.0	10.2	10.3	1670
18	1/MGO/CLYm/g/8	0.1	1120	8.6	11.3	12.1	2090
19	1/MGO/CLYm/g/9	0.1	1180	8.4	11.5	13.8	2170
20	1/MGO/CLYm/g/10	0.1	1210	9.6	11.8	12.7	1940

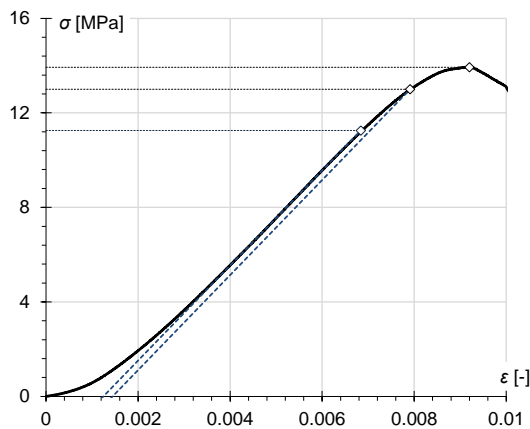
Zależności naprężenie - odkształcenie oraz odczytane z nich parametry wytrzymałościowe wszystkich próbek płyty MgO pobranych z panelu nr 1, uzyskane w badaniu ściskania na sztorc w kierunkach podłużnym i poprzecznym, przedstawiono na rysunkach Z.26-Z.65. W opisach pod rysunkami zastosowano następujące oznaczenia: σ_{el} – granica proporcjonalności, σ_y – umowna granica plastyczności (przy $\varepsilon = 0.02\%$), σ_u – granica wytrzymałości, E – moduł sprężystości.



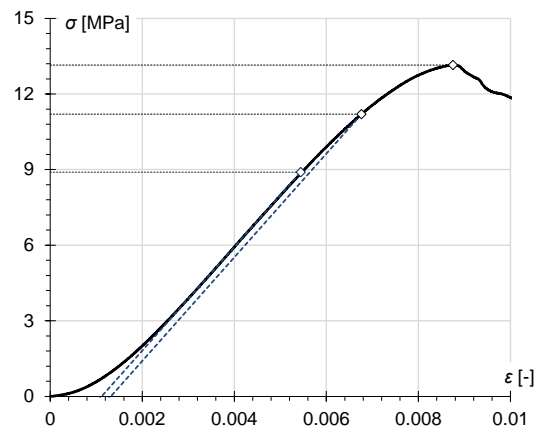
Rysunek Z.26 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLXm/d/1; $\sigma_{el} = 11.0$ MPa, $\sigma_y = 14.2$ MPa, $\sigma_u = 15.4$ MPa, $E = 2260$ MPa



Rysunek Z.28 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLXm/d/3; $\sigma_{el} = 10.0$ MPa, $\sigma_y = 13.3$ MPa, $\sigma_u = 15.3$ MPa, $E = 2220$ MPa

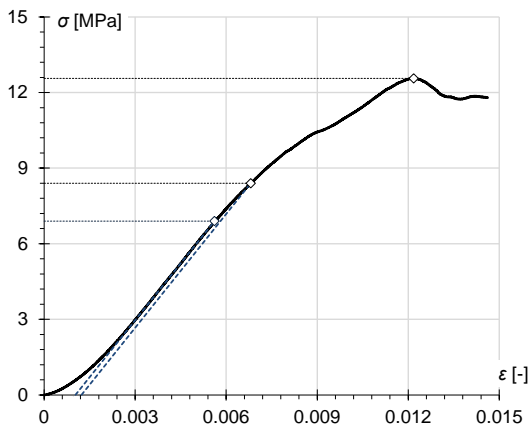


Rysunek Z.27 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLXm/d/2; $\sigma_{el} = 11.3$ MPa, $\sigma_y = 13.0$ MPa, $\sigma_u = 13.9$ MPa, $E = 2010$ MPa

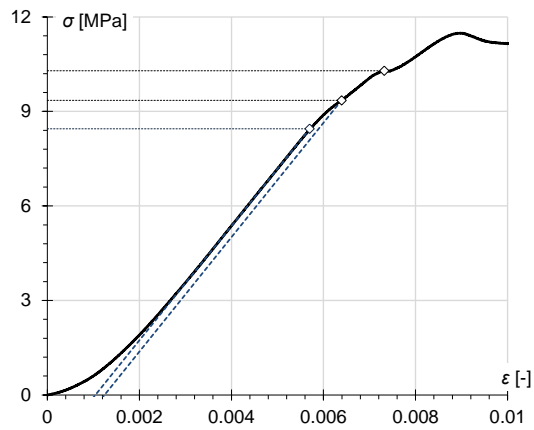


Rysunek Z.29 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLXm/d/4; $\sigma_{el} = 8.9$ MPa, $\sigma_y = 11.2$ MPa, $\sigma_u = 13.2$ MPa, $E = 2060$ MPa

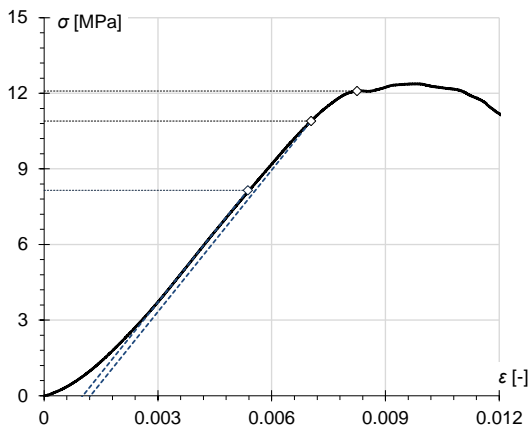




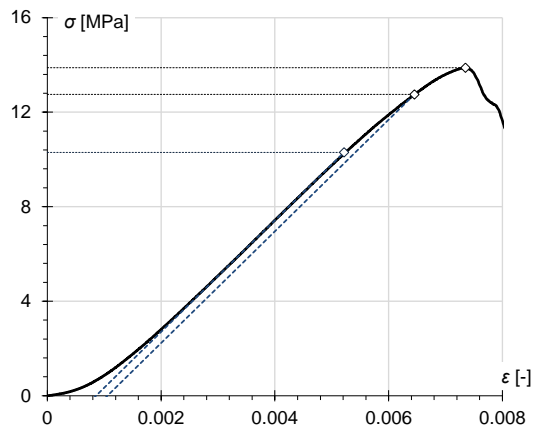
Rysunek Z.30 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLXm/d/5;
 $\sigma_{el}=6.9$ MPa, $\sigma_y=8.4$ MPa, $\sigma_u=12.6$ MPa,
 $E=1510$ MPa



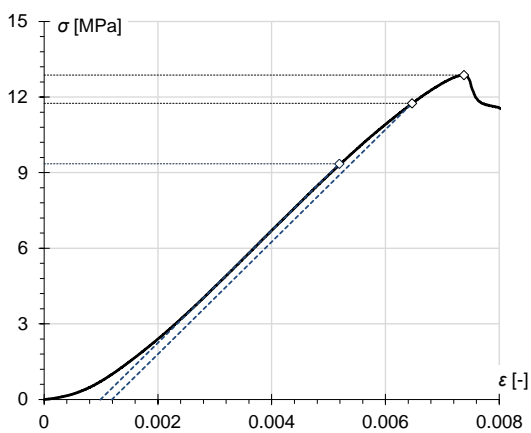
Rysunek Z.33 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLXm/d/8;
 $\sigma_{el}=8.5$ MPa, $\sigma_y=9.4$ MPa, $\sigma_u=10.3$ MPa,
 $E=1810$ MPa



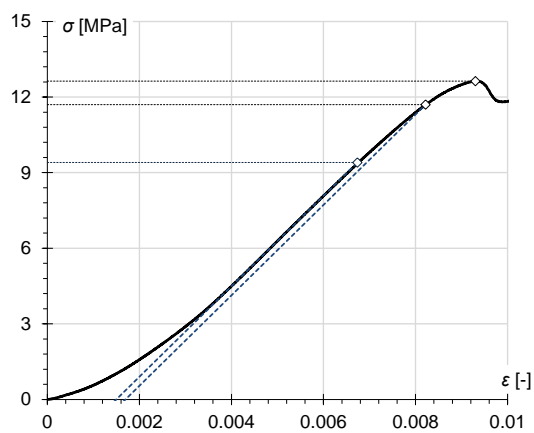
Rysunek Z.31 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLXm/d/6;
 $\sigma_{el}=8.2$ MPa, $\sigma_y=10.9$ MPa, $\sigma_u=12.1$ MPa,
 $E=1870$ MPa



Rysunek Z.34 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLXm/d/9;
 $\sigma_{el}=10.3$ MPa, $\sigma_y=12.8$ MPa, $\sigma_u=13.9$ MPa,
 $E=2360$ MPa

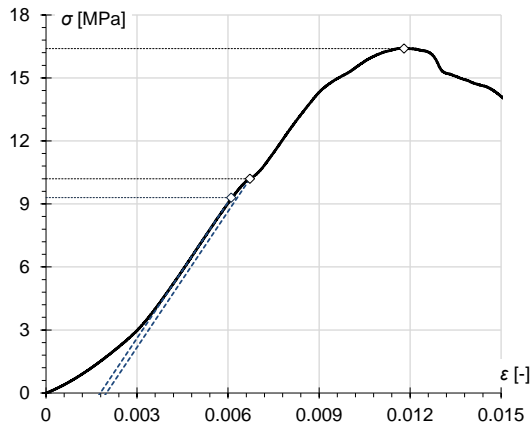


Rysunek Z.32 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLXm/d/7;
 $\sigma_{el}=9.4$ MPa, $\sigma_y=11.8$ MPa, $\sigma_u=12.9$ MPa,
 $E=2230$ MPa

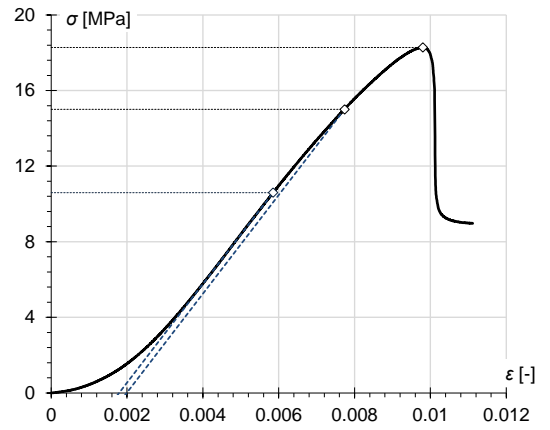


Rysunek Z.35 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLXm/d/10;
 $\sigma_{el}=9.4$ MPa, $\sigma_y=11.7$ MPa, $\sigma_u=12.6$ MPa,
 $E=1790$ MPa

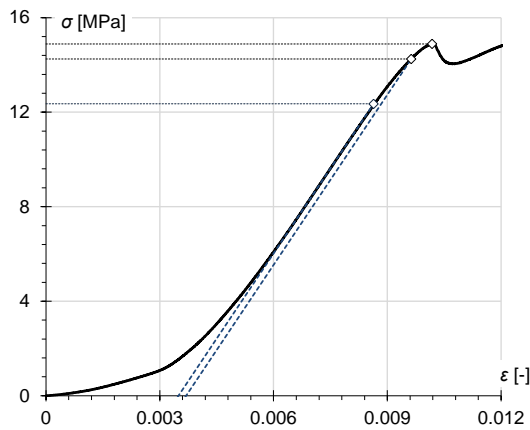




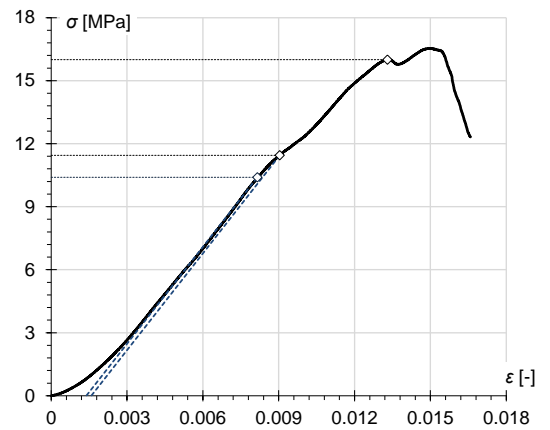
Rysunek Z.36 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLXm/g/1;
 $\sigma_{el}=9.3$ MPa, $\sigma_y=10.2$ MPa, $\sigma_u=16.4$ MPa,
 $E=2160$ MPa



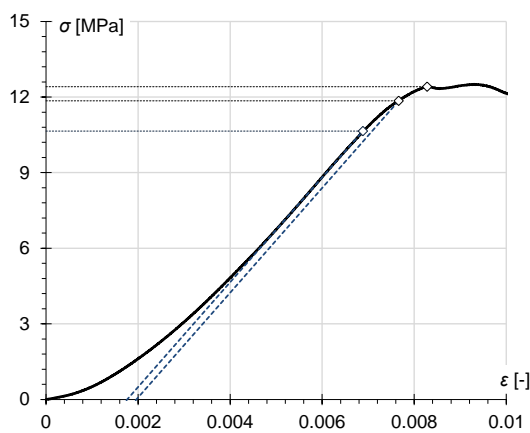
Rysunek Z.39 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLXm/g/4;
 $\sigma_{el}=10.6$ MPa, $\sigma_y=15.0$ MPa, $\sigma_u=18.3$ MPa,
 $E=2610$ MPa



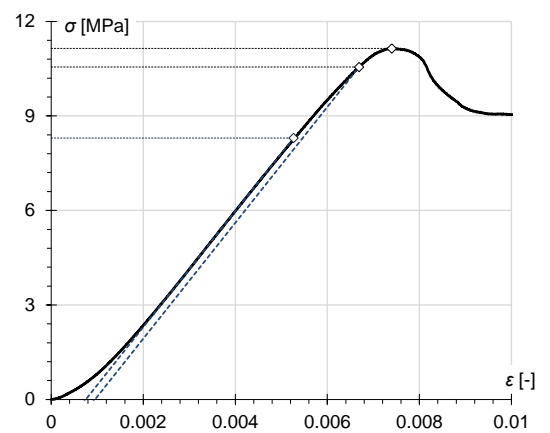
Rysunek Z.37 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLXm/g/2;
 $\sigma_{el}=12.4$ MPa, $\sigma_y=14.3$ MPa, $\sigma_u=14.9$ MPa,
 $E=2400$ MPa



Rysunek Z.40 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLXm/g/5;
 $\sigma_{el}=10.4$ MPa, $\sigma_y=11.5$ MPa, $\sigma_u=16.0$ MPa,
 $E=1540$ MPa

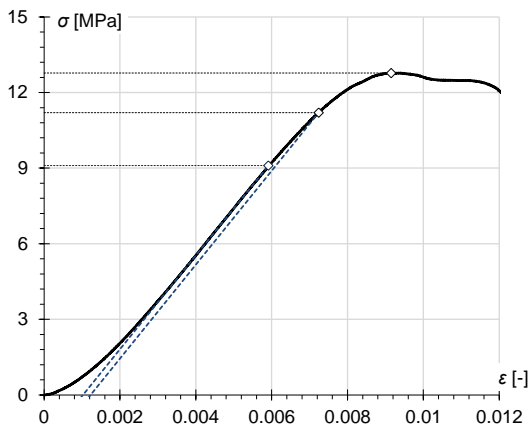


Rysunek Z.38 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLXm/g/3;
 $\sigma_{el}=10.7$ MPa, $\sigma_y=11.9$ MPa, $\sigma_u=12.4$ MPa,
 $E=2080$ MPa

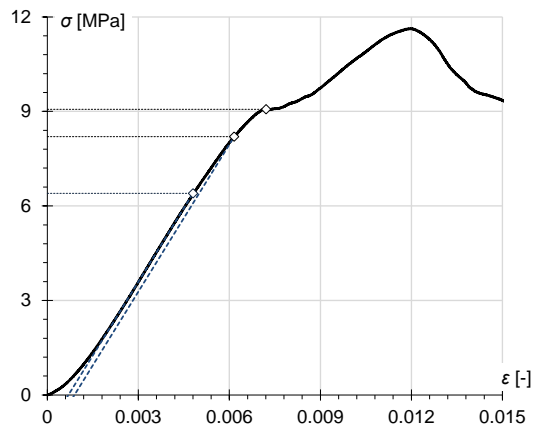


Rysunek Z.41 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLXm/g/6;
 $\sigma_{el}=8.3$ MPa, $\sigma_y=10.6$ MPa, $\sigma_u=11.1$ MPa,
 $E=1840$ MPa

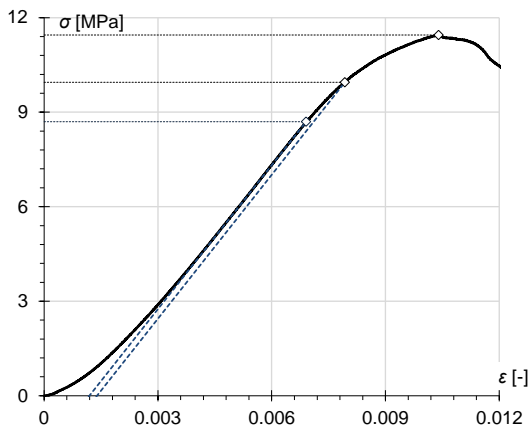




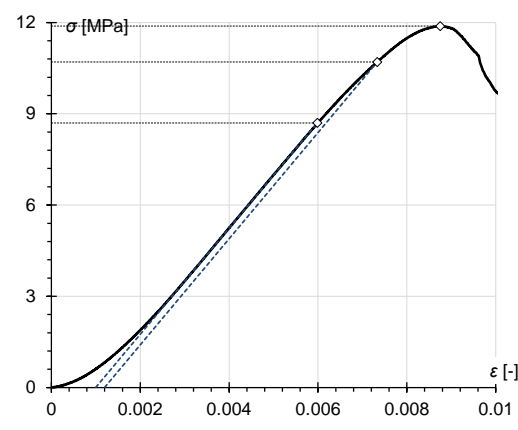
Rysunek Z.42 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLXm/g/7;
 $\sigma_{el} = 9.1$ MPa, $\sigma_y = 11.2$ MPa, $\sigma_u = 12.8$ MPa,
 $E = 1860$ MPa



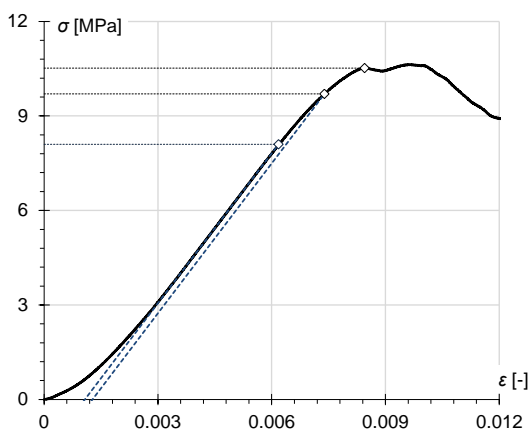
Rysunek Z.45 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLXm/g/10;
 $\sigma_{el} = 6.4$ MPa, $\sigma_y = 8.2$ MPa, $\sigma_u = 9.1$ MPa,
 $E = 1560$ MPa



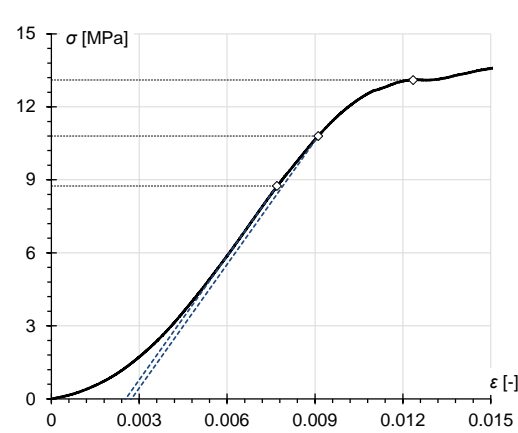
Rysunek Z.43 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLXm/g/8;
 $\sigma_{el} = 8.7$ MPa, $\sigma_y = 10.0$ MPa, $\sigma_u = 11.5$ MPa,
 $E = 1520$ MPa



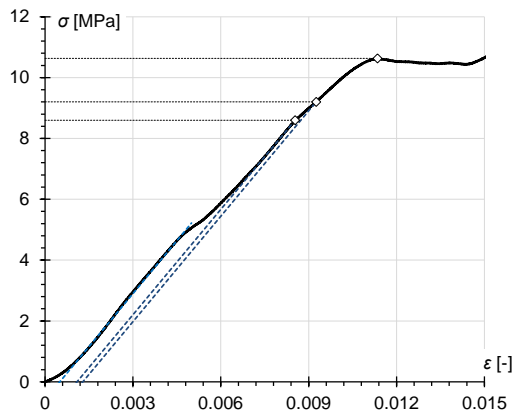
Rysunek Z.46 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLYm/d/1;
 $\sigma_{el} = 8.7$ MPa, $\sigma_y = 10.7$ MPa, $\sigma_u = 11.9$ MPa,
 $E = 1740$ MPa



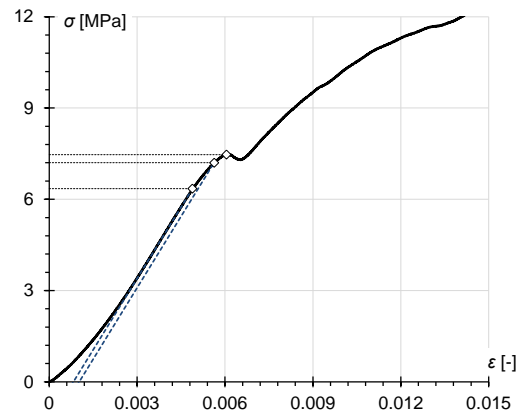
Rysunek Z.44 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLXm/g/9;
 $\sigma_{el} = 8.1$ MPa, $\sigma_y = 9.7$ MPa, $\sigma_u = 10.5$ MPa,
 $E = 1590$ MPa



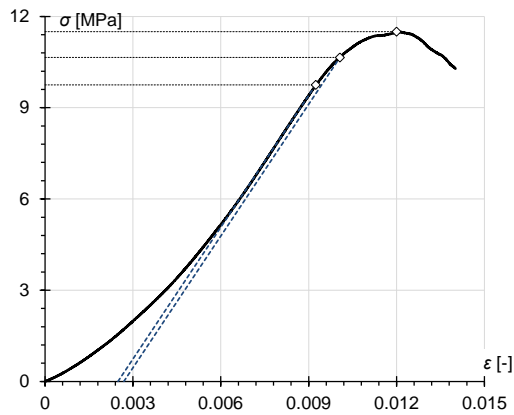
Rysunek Z.47 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLYm/d/2;
 $\sigma_{el} = 8.8$ MPa, $\sigma_y = 10.8$ MPa, $\sigma_u = 13.1$ MPa,
 $E = 1690$ MPa



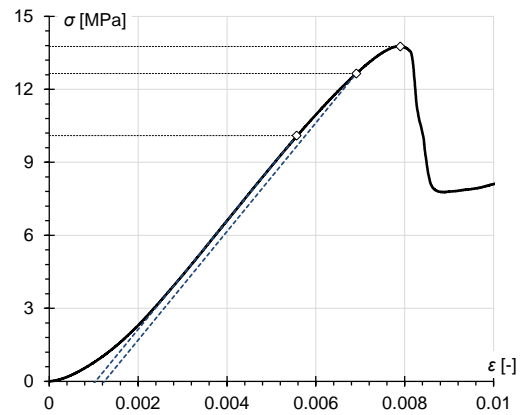
Rysunek Z.48 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLYm/d/3;
 $\sigma_{el} = 8.6$ MPa, $\sigma_y = 9.2$ MPa, $\sigma_u = 10.6$ MPa,
 $E = 1150$ MPa



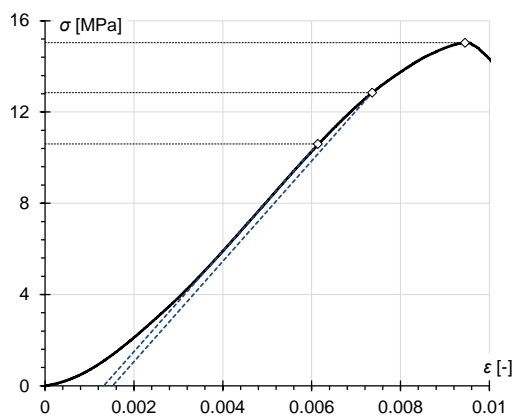
Rysunek Z.51 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLYm/d/6;
 $\sigma_{el} = 6.4$ MPa, $\sigma_y = 7.2$ MPa, $\sigma_u = 7.5$ MPa,
 $E = 1560$ MPa



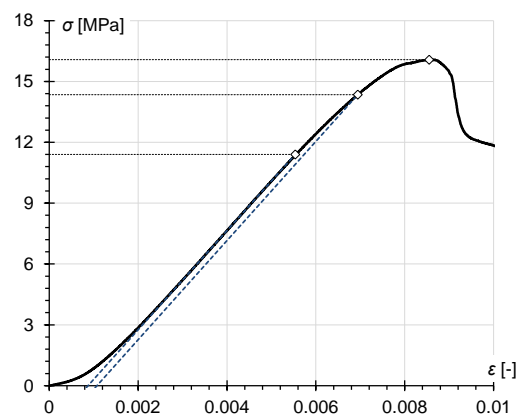
Rysunek Z.49 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLYm/d/4;
 $\sigma_{el} = 9.8$ MPa, $\sigma_y = 10.7$ MPa, $\sigma_u = 11.5$ MPa,
 $E = 1440$ MPa



Rysunek Z.52 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLYm/d/7;
 $\sigma_{el} = 10.1$ MPa, $\sigma_y = 12.7$ MPa, $\sigma_u = 13.8$ MPa,
 $E = 2230$ MPa

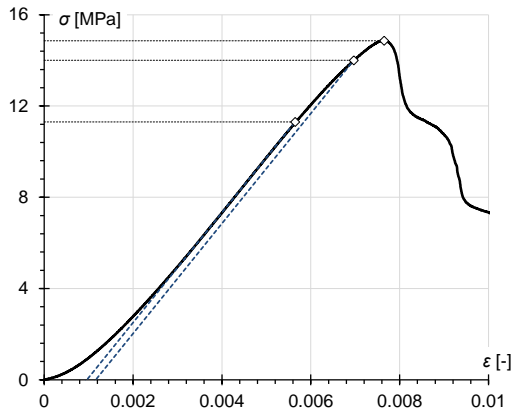


Rysunek Z.50 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLYm/d/5;
 $\sigma_{el} = 10.6$ MPa, $\sigma_y = 12.9$ MPa, $\sigma_u = 15.0$ MPa,
 $E = 2200$ MPa

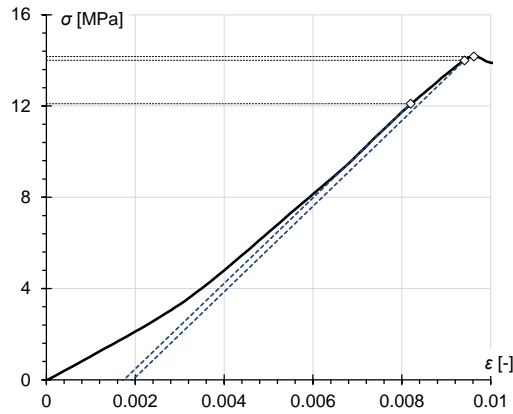


Rysunek Z.53 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLYm/d/8;
 $\sigma_{el} = 11.4$ MPa, $\sigma_y = 14.4$ MPa, $\sigma_u = 16.1$ MPa,
 $E = 2450$ MPa

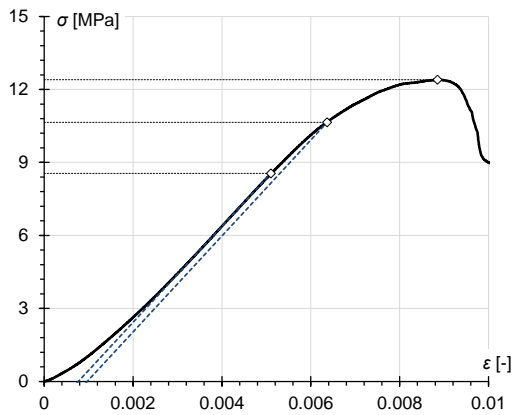




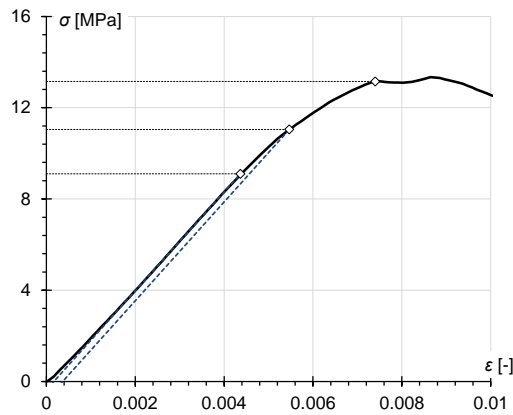
Rysunek Z.54 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLYm/d/9; $\sigma_{el} = 11.3$ MPa, $\sigma_y = 14.0$ MPa, $\sigma_u = 14.9$ MPa, $E = 2410$ MPa



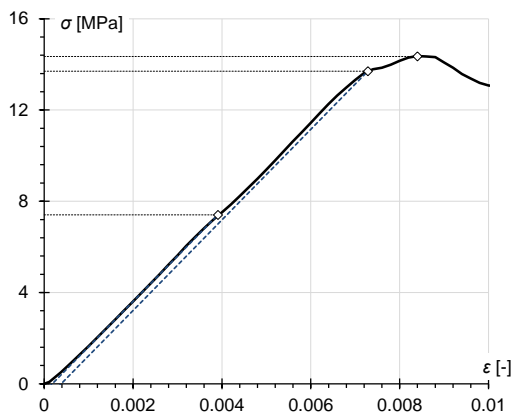
Rysunek Z.57 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLYm/g/2; $\sigma_{el} = 12.1$ MPa, $\sigma_y = 14.0$ MPa, $\sigma_u = 14.2$ MPa, $E = 1880$ MPa



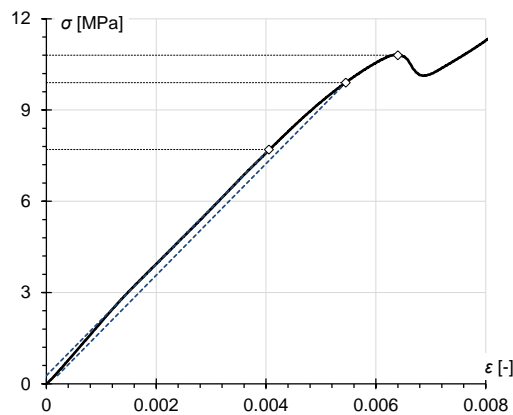
Rysunek Z.55 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLYm/d/10; $\sigma_{el} = 8.6$ MPa, $\sigma_y = 10.7$ MPa, $\sigma_u = 11.9$ MPa, $E = 1970$ MPa



Rysunek Z.58 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLYm/g/3; $\sigma_{el} = 9.1$ MPa, $\sigma_y = 11.1$ MPa, $\sigma_u = 13.2$ MPa, $E = 2170$ MPa

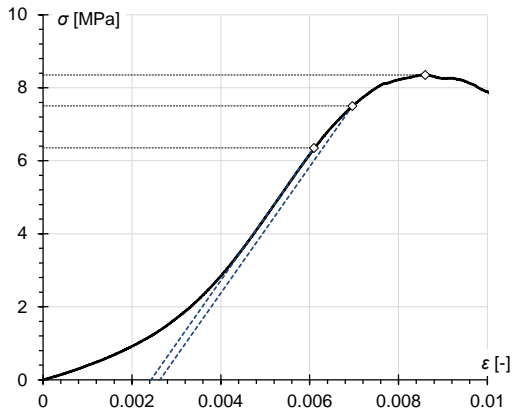


Rysunek Z.56 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLYm/g/1; $\sigma_{el} = 7.4$ MPa, $\sigma_y = 13.7$ MPa, $\sigma_u = 14.4$ MPa, $E = 1980$ MPa

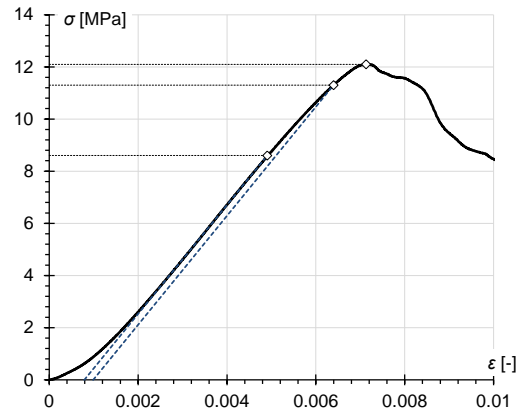


Rysunek Z.59 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLYm/g/4; $\sigma_{el} = 7.7$ MPa, $\sigma_y = 9.9$ MPa, $\sigma_u = 10.8$ MPa, $E = 1830$ MPa

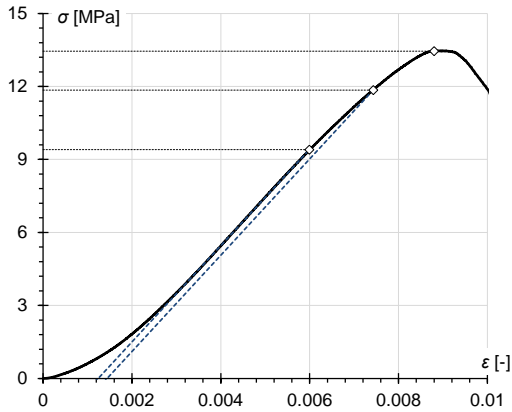




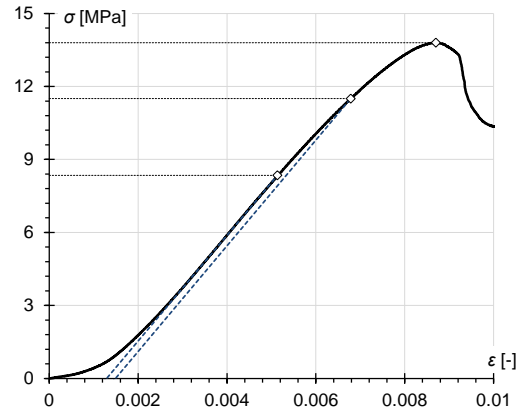
Rysunek Z.60 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLYm/g/5;
 $\sigma_{el}=6.4$ MPa, $\sigma_y=7.5$ MPa, $\sigma_u=8.4$ MPa,
 $E=1730$ MPa



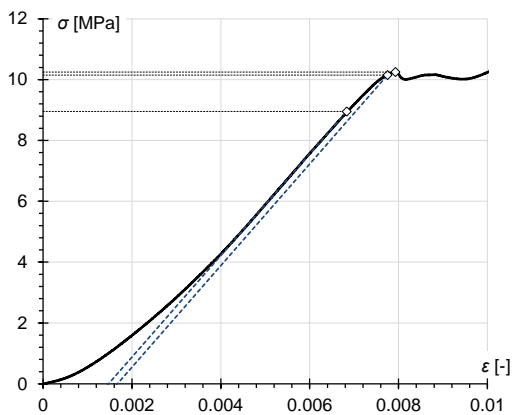
Rysunek Z.63 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLYm/g/8;
 $\sigma_{el}=8.6$ MPa, $\sigma_y=11.3$ MPa, $\sigma_u=12.1$ MPa,
 $E=2090$ MPa



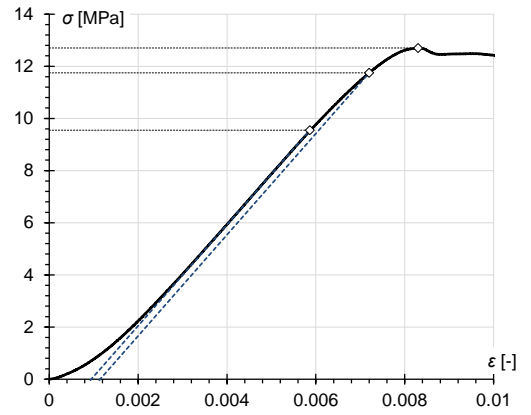
Rysunek Z.61 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLYm/g/6;
 $\sigma_{el}=9.4$ MPa, $\sigma_y=11.9$ MPa, $\sigma_u=13.5$ MPa,
 $E=1980$ MPa



Rysunek Z.64 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLYm/g/9;
 $\sigma_{el}=8.4$ MPa, $\sigma_y=11.5$ MPa, $\sigma_u=13.8$ MPa,
 $E=2170$ MPa



Rysunek Z.62 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLYm/g/7;
 $\sigma_{el}=9.0$ MPa, $\sigma_y=10.2$ MPa, $\sigma_u=10.3$ MPa,
 $E=1670$ MPa



Rysunek Z.65 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/CLYm/g/10;
 $\sigma_{el}=9.6$ MPa, $\sigma_y=11.8$ MPa, $\sigma_u=12.7$ MPa,
 $E=1940$ MPa

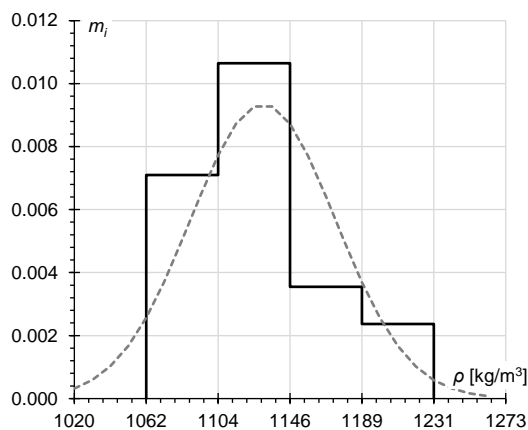


Tabela Z.21 przedstawia podział na kategorie zgodności, na podstawie którego jako reprezentatywną zależność naprężenie - odkształcenie dla płyty MgO ściskanej na sztorc wybrano krzywą uzyskaną w badaniu próbki **1/MGO/CLXm/d/4**.

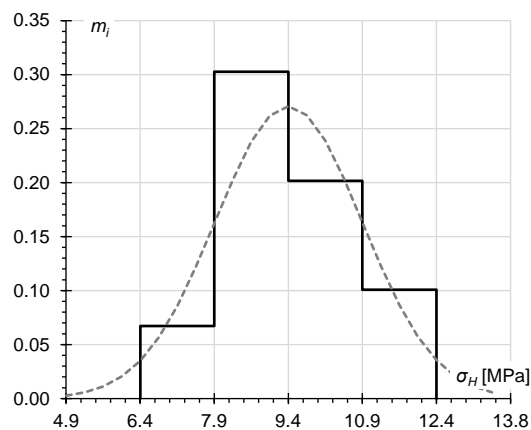
Tabela Z.21 Tabela zgodności wyników dla próbek płyty MgO wyciętych z panelu nr 1 w kierunku jego długości (seria zasadnicza), poddanych badaniu ściskania na sztorc

Oznaczenie próbki	σ_{el}	σ_y	σ_u	E	E_1	n_1	E_2	n_2
1/MGO/CLXm/d/1								
1/MGO/CLXm/d/2	■	■			■	■		■
1/MGO/CLXm/d/3								
1/MGO/CLXm/d/4	■	■						
1/MGO/CLXm/d/5						■		■
1/MGO/CLXm/d/6	■	■					■	■
1/MGO/CLXm/d/7								
1/MGO/CLXm/d/8	■						■	
1/MGO/CLXm/d/9		■						
1/MGO/CLXm/d/10	■	■		■				■
1/MGO/CLXm/g/1								
1/MGO/CLXm/g/2								
1/MGO/CLXm/g/3	■							
1/MGO/CLXm/g/4								
1/MGO/CLXm/g/5		■						
1/MGO/CLXm/g/6	■							
1/MGO/CLXm/g/7	■	■						
1/MGO/CLXm/g/8								
1/MGO/CLXm/g/9								■
1/MGO/CLXm/g/10								■

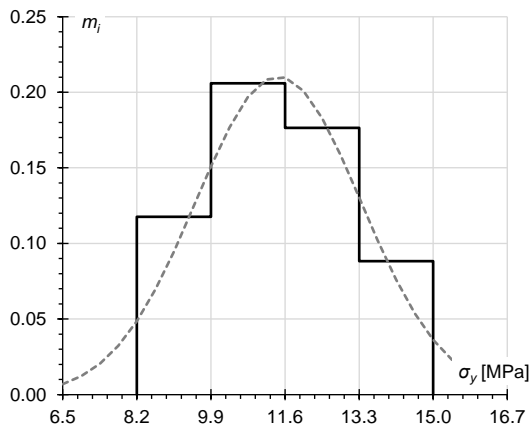
Histogramy parametrów materiałowych próbek płyty MgO, wyciętych z panelu nr 1 w kierunkach jego długości i szerokości, poddanych jednoosiowemu ściskaniu zestawione z krzywymi rozkładu gaussowskiego, przedstawiono na rysunkach Z.66-Z.75.



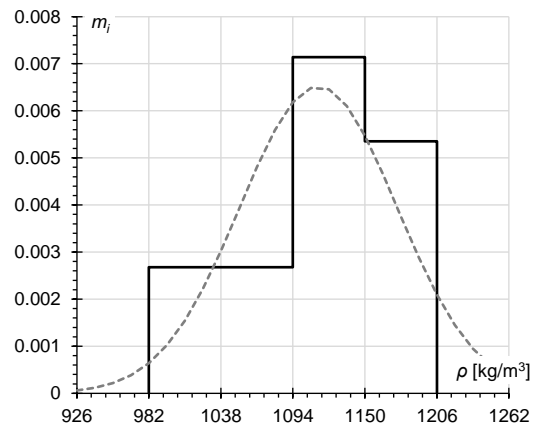
Rysunek Z.66 Zestawienie histogramu gęstości próbek płyty MgO z panelu nr 1 poddanych jednoosiowemu ściskaniu w kierunku podłużnym (linia ciągła) z krzywą rozkładu normalnego Gaussa dla $\bar{x} = 1131 \text{ kg/m}^3$ i $s_x = 42 \text{ kg/m}^3$ (linia przerywana)



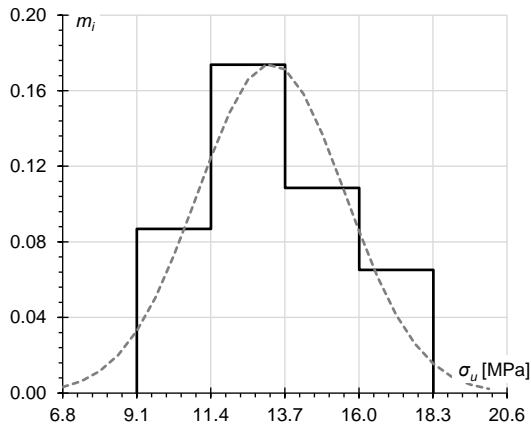
Rysunek Z.67 Zestawienie histogramu granicy proporcjonalności próbek płyty MgO z panelu nr 1 poddanych jednoosiowemu ściskaniu w kierunku podłużnym (linia ciągła) z krzywą rozkładu normalnego Gaussa dla $\bar{x} = 9.40 \text{ MPa}$ i $s_x = 1.48 \text{ MPa}$ (linia przerywana)



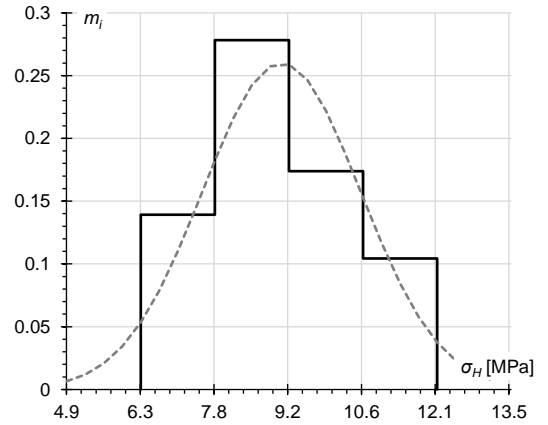
Rysunek Z.68 Zestawienie histogramu umownej granicy sprężystości (przy $\epsilon=0.02\%$) próbek płyty MgO z panelu nr 1 poddanych jednoosiowemu ścisnaniu w kierunku podłużnym (linia ciągła) z krzywą rozkładu normalnego Gaussa dla $\bar{x} = 11.47$ MPa i $s_x = 1.90$ MPa (linia przerywana)



Rysunek Z.71 Zestawienie histogramu gęstości próbek płyty MgO z panelu nr 1 poddanych jednoosiowemu ścisnaniu w kierunku poprzecznym (linia ciągła) z krzywą rozkładu normalnego Gaussa dla $\bar{x} = 1114$ kg/m³ i $s_x = 62$ kg/m³ (linia przerywana)



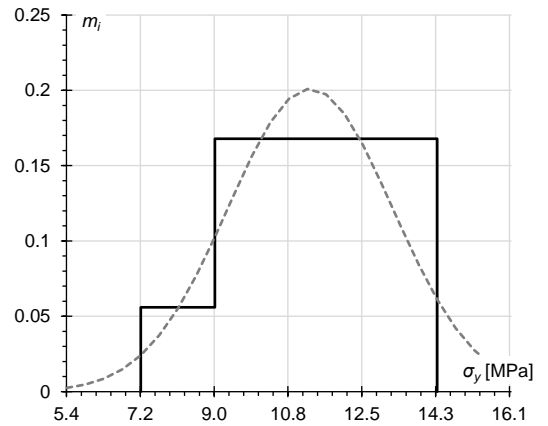
Rysunek Z.69 Zestawienie histogramu naprężenia niszczącego dla próbek płyty MgO z panelu nr 1 poddanych jednoosiowemu ścisnaniu w kierunku podłużnym (linia ciągła) z krzywą rozkładu normalnego Gaussa dla $\bar{x} = 13.26$ MPa i $s_x = 2.29$ MPa (linia przerywana)



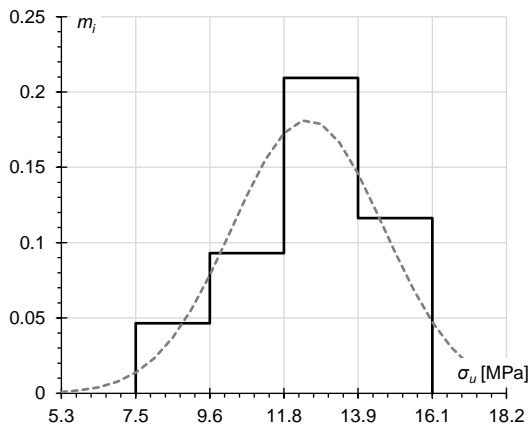
Rysunek Z.72 Zestawienie histogramu granicy proporcjonalności próbek płyty MgO z panelu nr 1 poddanych jednoosiowemu ścisnaniu w kierunku poprzecznym (linia ciągła) z krzywą rozkładu normalnego Gaussa dla $\bar{x} = 9.10$ MPa i $s_x = 1.52$ MPa (linia przerywana)



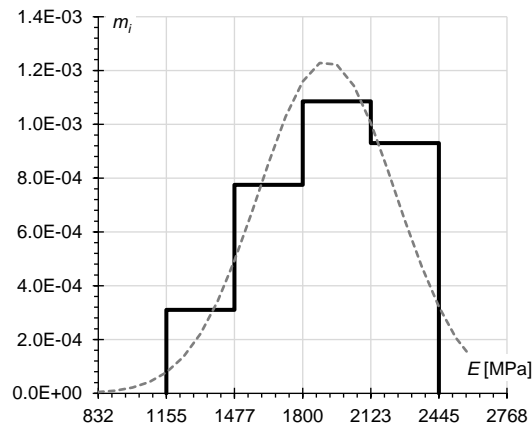
Rysunek Z.70 Zestawienie histogramu modułu sprężystości próbek płyty MgO z panelu nr 1 poddanych jednoosiowemu ścisnaniu w kierunku podłużnym (linia ciągła) z krzywą rozkładu normalnego Gaussa dla $\bar{x} = 1964$ MPa i $s_x = 327$ MPa (linia przerywana)



Rysunek Z.73 Zestawienie histogramu umownej granicy sprężystości (przy $\epsilon=0.02\%$) próbek płyty MgO z panelu nr 1 poddanych jednoosiowemu ścisnaniu w kierunku poprzecznym (linia ciągła) z krzywą rozkładu normalnego Gaussa dla $\bar{x} = 11.31$ MPa i $s_x = 1.99$ MPa (linia przerywana)



Rysunek Z.74 Zestawienie histogramu naprężenia niszczącego dla próbek płyty MgO z panelu nr 1 poddanych jednoosiowemu ścisaniu w kierunku poprzecznym (linia ciągła) z krzywą rozkładu normalnego Gaussa dla $\bar{x} = 12.49$ MPa i $s_x = 2.20$ MPa (linia przerywana)



Rysunek Z.75 Zestawienie histogramu modułu sprężystości próbek płyty MgO z panelu nr 1 poddanych jednoosiowemu ścisaniu w kierunku poprzecznym (linia ciągła) z krzywą rozkładu normalnego Gaussa dla $\bar{x} = 1914$ MPa i $s_x = 325$ MPa (linia przerywana)

Trójpunktowe zginanie materiału okładziny

Poniżej przedstawiono tablice geometrii i masy oraz wyników uzyskanych z trójpunktowego zginania próbek płyty MgO wyciętych z panelu nr 1 w kierunkach podłużnym (tab. Z.22-Z.23) i poprzecznym (tab. Z.24-Z.25) oraz z panelu nr 2 w kierunku podłużnym (tab. Z.26-Z.27). W opisie tabel zastosowano oznaczenia: t_f – grubość okładziny, a – szerokość przekroju poprzecznego, L_0 – rozstaw podpór, L – całkowita długość, m – masa, v_p – prędkość przesuwu tłoka, ρ – gęstość pozorna, σ_{el} – granica proporcjonalności, σ_y – umowna granica plastyczności (przy odsunięciu o $\varepsilon = 0.01\%$), σ_u – granica wytrzymałości, E – moduł sprężystości.

Tabela Z.22 Zestawienie geometrii i masy próbek płyty MgO wyciętych z panelu nr 1 w kierunku jego długości, poddanych badaniu trójpunktowego zginania

Lp.	Oznaczenie próbki	t_f [mm]	a [mm]	L_0 [mm]	L [mm]	m [g]
1	1/MGO/FY/d/1	11.0	99.0	360.0	414.0	515
2	1/MGO/FY/d/2	11.0	103.0	360.0	418.0	539
3	1/MGO/FY/d/3	11.0	102.3	360.0	419.7	538
4	1/MGO/FY/d/4	11.0	102.0	360.0	413.0	529
5	1/MGO/FY/d/5	11.0	96.7	360.0	391.0	466
6	1/MGO/FY/d/6	11.0	101.3	360.0	388.0	480
7	1/MGO/FY/d/7	11.0	98.3	360.0	401.3	485
8	1/MGO/FY/d/8	11.0	95.7	360.0	425.3	488
9	1/MGO/FY/d/9	11.0	98.7	360.0	422.3	517
10	1/MGO/FY/d/10	11.0	101.7	360.0	426.7	533
11	1/MGO/FY/g/1	11.0	100.3	360.0	421.0	514
12	1/MGO/FY/g/2	11.0	101.0	360.0	423.7	528
13	1/MGO/FY/g/3	11.0	99.0	360.0	419.0	504
14	1/MGO/FY/g/4	11.0	99.3	360.0	418.0	502
15	1/MGO/FY/g/5	11.0	102.0	360.0	423.7	534
16	1/MGO/FY/g/6	11.0	98.0	360.0	424.3	505
17	1/MGO/FY/g/7	11.0	98.0	360.0	402.3	477
18	1/MGO/FY/g/8	11.0	99.3	360.0	392.0	470
19	1/MGO/FY/g/9	11.0	101.3	360.0	402.0	503
20	1/MGO/FY/g/10	11.0	97.7	360.0	423.0	502

Tabela Z.23 Parametry wytrzymałościowe płyty MgO poddanej trójpunktowemu zginaniu uzyskane dla próbek wyciętych z panelu nr 1 w kierunku jego długości

Lp.	Oznaczenie próbki	v_p [mm/min]	ρ [kg/m ³]	σ_{el} [MPa]	σ_y [MPa]	σ_u [MPa]	E [MPa]
1	1/MGO/FY/d/1	1	1140	4.9	6.6	10.2	6500
2	1/MGO/FY/d/2	1	1140	4.5	6.2	9.9	5700
3	1/MGO/FY/d/3	1	1140	5.2	6.5	10.2	5700
4	1/MGO/FY/d/4	10	1140	5.4	6.8	10.9	6490
5	1/MGO/FY/d/5	10	1120	5.3	6.8	10.0	6640
6	1/MGO/FY/d/6	10	1110	5.3	7.8	11.0	7420
7	1/MGO/FY/d/7	10	1120	5.3	7.8	11.1	7530
8	1/MGO/FY/d/8	10	1090	5.9	7.9	10.3	7190
9	1/MGO/FY/d/9	10	1130	4.4	6.7	10.4	6810
10	1/MGO/FY/d/10	10	1120	5.6	7.6	9.6	7630
11	1/MGO/FY/g/1	1	1110	5.7	7.7	10.7	7210
12	1/MGO/FY/g/2	1	1120	5.3	6.8	10.9	7630
13	1/MGO/FY/g/3	1	1100	5.6	7.6	11.4	7500
14	1/MGO/FY/g/4	10	1100	6.4	8.5	11.1	8040
15	1/MGO/FY/g/5	10	1120	6.8	8.3	12.0	7510
16	1/MGO/FY/g/6	10	1100	5.8	7.1	11.3	6910
17	1/MGO/FY/g/7	10	1120	4.7	6.8	10.8	6910
18	1/MGO/FY/g/8	10	1100	6.6	8.6	11.3	7420
19	1/MGO/FY/g/9	10	1120	4.2	6.6	10.1	6630
20	1/MGO/FY/g/10	10	1100	5.3	7.7	11.1	7480

Tabela Z.24 Zestawienie geometrii i masy próbek płyty MgO wyciętych z panelu nr 1 w kierunku jego szerokości, poddanych badaniu trójpunktowego zginania

Lp.	Oznaczenie próbki	t_f [mm]	a [mm]	L_0 [mm]	L [mm]	m [g]
1	1/MGO/FX/d/1	11.0	100.3	360.0	409.3	521
2	1/MGO/FX/d/2	11.0	100.7	360.0	409.0	520
3	1/MGO/FX/d/3	11.0	101.0	360.0	408.7	526
4	1/MGO/FX/g/1	11.0	102.3	360.0	409.7	532
5	1/MGO/FX/g/2	11.0	99.0	360.0	410.0	522
6	1/MGO/FX/g/3	11.0	97.3	360.0	409.0	510

Tabela Z.25 Parametry wytrzymałościowe płyty MgO poddanej trójpunktowemu zginaniu uzyskane dla próbek wyciętych z panelu nr 1 w kierunku jego szerokości

Lp.	Oznaczenie próbki	v_p [mm/min]	ρ [kg/m ³]	σ_{el} [MPa]	σ_y [MPa]	σ_u [MPa]	E [MPa]
1	1/MGO/FX/d/1	1	1150	4.7	6.2	7.4	6750
2	1/MGO/FX/d/2	1	1150	5.2	6.5	7.3	6450
3	1/MGO/FX/d/3	1	1160	4.8	6.9	7.6	7500
4	1/MGO/FX/g/1	1	1130	4.7	6.9	7.9	6480
5	1/MGO/FX/g/2	1	1160	5.1	6.8	7.8	6190
6	1/MGO/FX/g/3	1	1200	5.0	6.7	7.8	6410

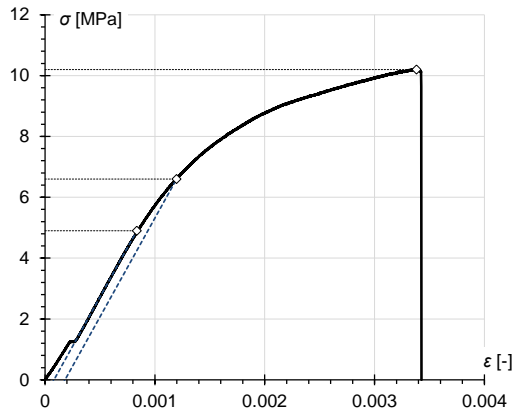
Tabela Z.26 Zestawienie geometrii i masy próbek płyty MgO wyciętych z panelu nr 2 w kierunku jego długości, poddanych badaniu trójpunktowego zginania

Lp.	Oznaczenie próbki	t_f [mm]	a [mm]	L_0 [mm]	L [mm]	m [g]
1	2/MGO/FY/d/1	11.0	95.3	360.0	420.0	477
2	2/MGO/FY/d/2	11.0	96.3	360.0	419.3	479
3	2/MGO/FY/d/3	11.0	96.0	360.0	421.3	472
4	2/MGO/FY/g/1	11.0	99.0	360.0	418.7	510
5	2/MGO/FY/g/2	11.0	99.0	360.0	419.0	516
6	2/MGO/FY/g/3	11.0	99.0	360.0	421.0	517

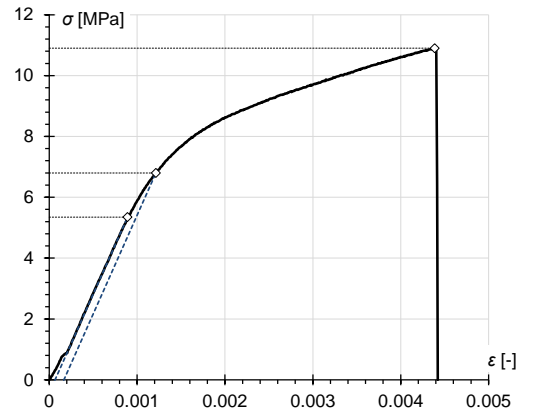
Tabela Z.27 Parametry wytrzymałościowe płyty MgO poddanej trójpunktowemu zginaniu uzyskane dla próbek wyciętych z panelu nr 2 w kierunku jego długości

Lp.	Oznaczenie próbki	v_p [mm/min]	ρ [kg/m ³]	σ_{el} [MPa]	σ_y [MPa]	σ_u [MPa]	E [MPa]
1	2/MGO/FY/d/1	1	1080	4.7	6.8	8.3	3940
2	2/MGO/FY/d/2	1	1080	3.2	5.0	8.2	4700
3	2/MGO/FY/d/3	1	1060	6.3	7.6	8.9	4810
4	2/MGO/FY/g/1	1	1120	6.3	8.2	8.8	5150
5	2/MGO/FY/g/2	1	1130	4.9	6.9	8.9	4620
6	2/MGO/FY/g/3	1	1130	4.5	6.4	8.5	3500

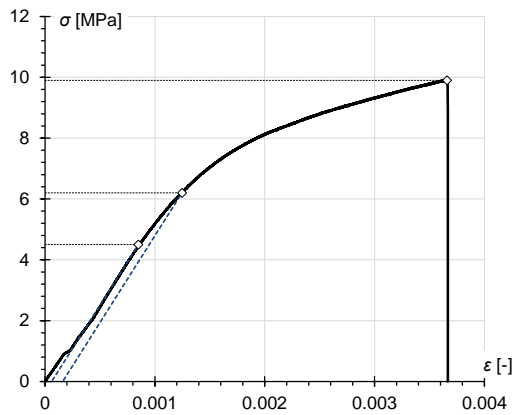
Zależności naprężenie - odkształcenie oraz odczytane z nich parametry wytrzymałościowe wszystkich próbek płyty MgO pobranych z panelu nr 1 w kierunkach podłużnym i poprzecznym oraz z panelu nr 2 w kierunku podłużnym, z badania trójpunktowego zginania, przedstawiono na rysunkach Z.76-Z.107. W opisach pod rysunkami zastosowano następujące oznaczenia: σ_{el} – granica proporcjonalności, σ_y – umowna granica plastyczności (przy odsunięciu o $\varepsilon = 0.01\%$), σ_u – granica wytrzymałości, E – moduł sprężystości.



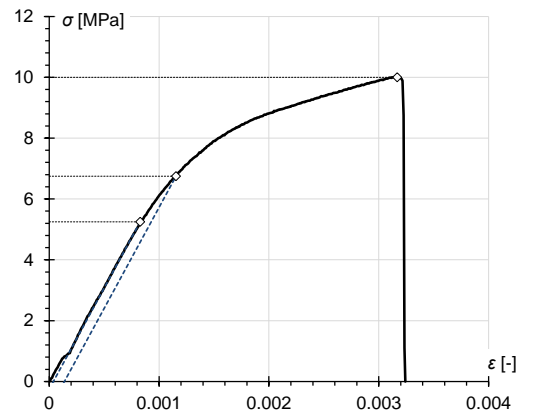
Rysunek Z.76 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/FY/d/1; $\sigma_{el}=4.9$ MPa, $\sigma_y=6.6$ MPa, $\sigma_u=12.7$ MPa, $E=6500$ MPa



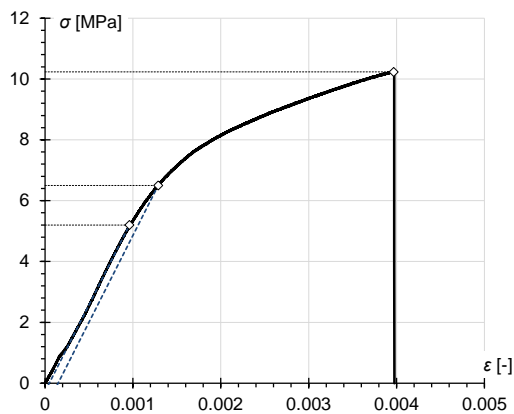
Rysunek Z.79 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/FY/d/4; $\sigma_{el}=5.4$ MPa, $\sigma_y=6.8$ MPa, $\sigma_u=10.9$ MPa, $E=6490$ MPa



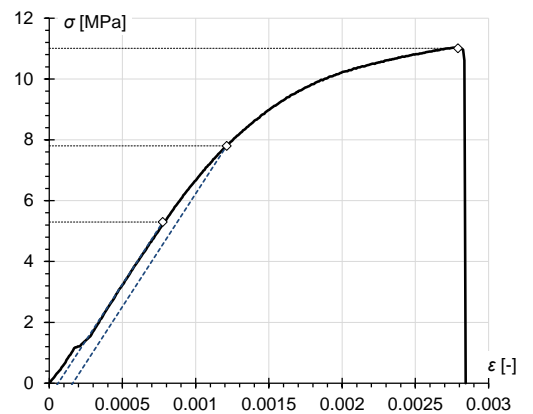
Rysunek Z.77 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/FY/d/2; $\sigma_{el}=4.5$ MPa, $\sigma_y=6.2$ MPa, $\sigma_u=9.9$ MPa, $E=5700$ MPa



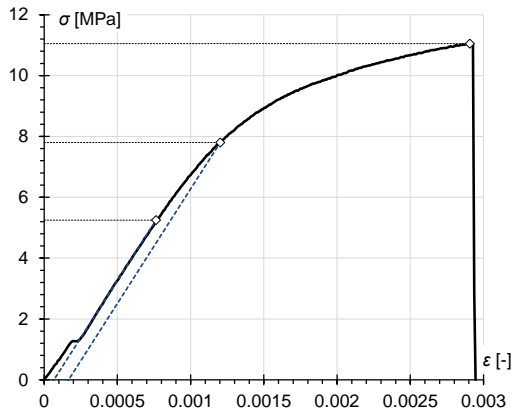
Rysunek Z.80 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/FY/d/5; $\sigma_{el}=5.3$ MPa, $\sigma_y=6.8$ MPa, $\sigma_u=10.0$ MPa, $E=6640$ MPa



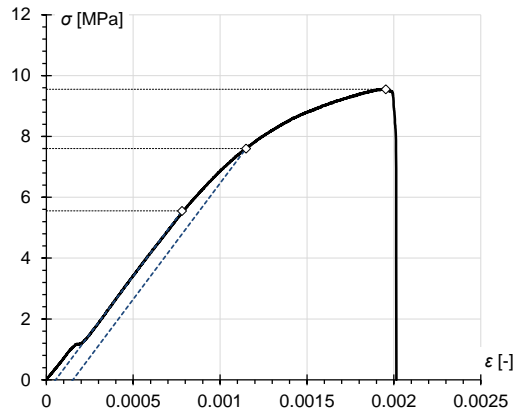
Rysunek Z.78 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/FY/d/3; $\sigma_{el}=5.2$ MPa, $\sigma_y=6.5$ MPa, $\sigma_u=10.2$ MPa, $E=5700$ MPa



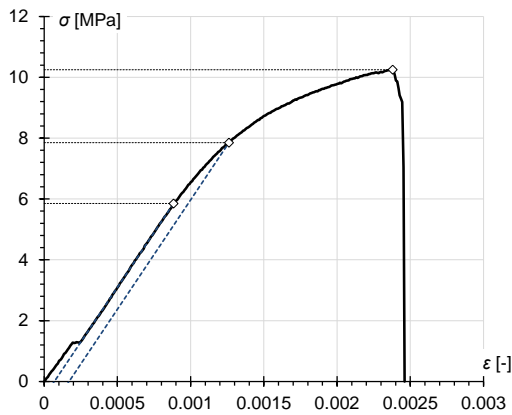
Rysunek Z.81 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/FY/d/6; $\sigma_{el}=5.3$ MPa, $\sigma_y=7.8$ MPa, $\sigma_u=11.0$ MPa, $E=7420$ MPa



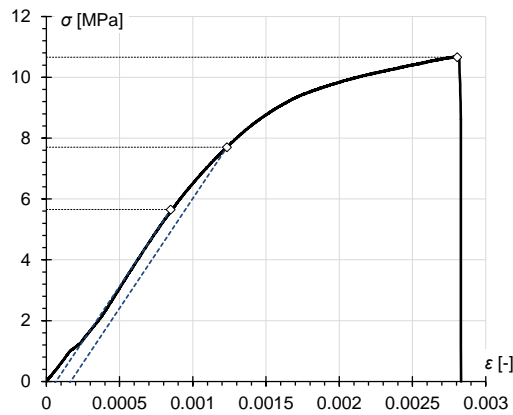
Rysunek Z.82 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/FY/d/7; $\sigma_{el}=5.3$ MPa, $\sigma_y=7.8$ MPa, $\sigma_u=11.1$ MPa, $E=7530$ MPa



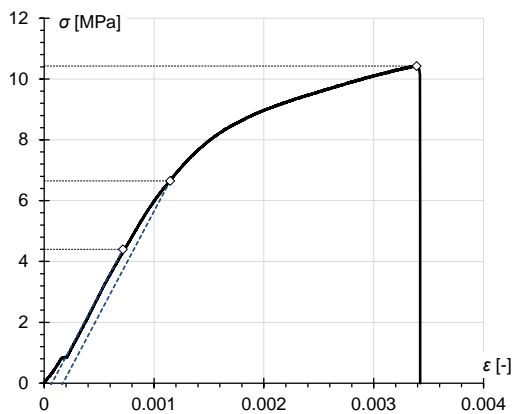
Rysunek Z.85 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/FY/d/10; $\sigma_{el}=5.6$ MPa, $\sigma_y=7.6$ MPa, $\sigma_u=9.6$ MPa, $E=7630$ MPa



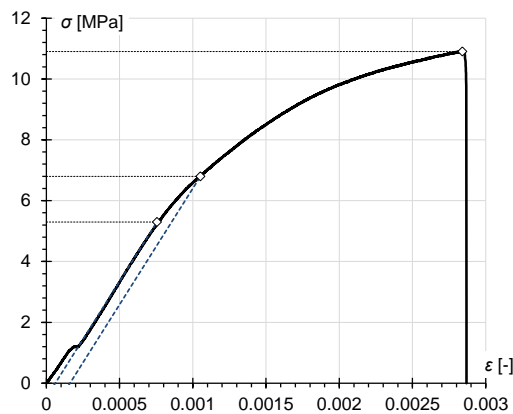
Rysunek Z.83 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/FY/d/8; $\sigma_{el}=5.9$ MPa, $\sigma_y=7.9$ MPa, $\sigma_u=10.3$ MPa, $E=7190$ MPa



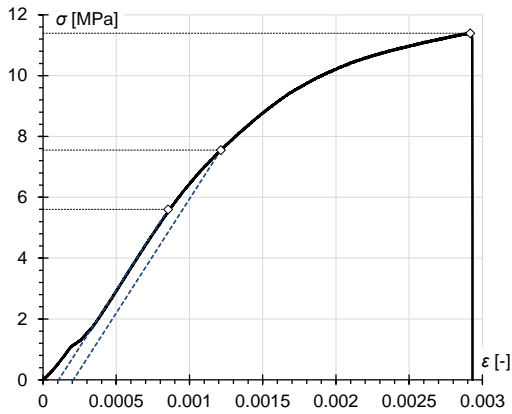
Rysunek Z.86 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/FY/g/1; $\sigma_{el}=5.7$ MPa, $\sigma_y=7.7$ MPa, $\sigma_u=10.7$ MPa, $E=7210$ MPa



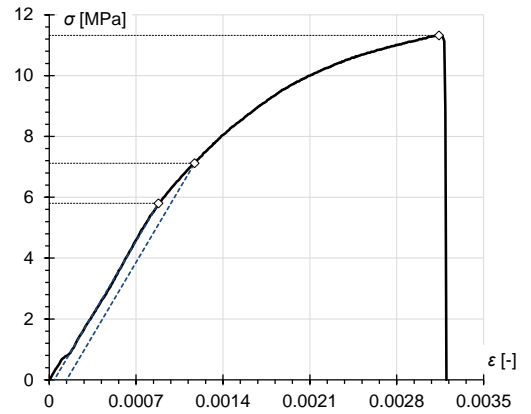
Rysunek Z.84 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/FY/d/9; $\sigma_{el}=4.4$ MPa, $\sigma_y=6.7$ MPa, $\sigma_u=10.4$ MPa, $E=6810$ MPa



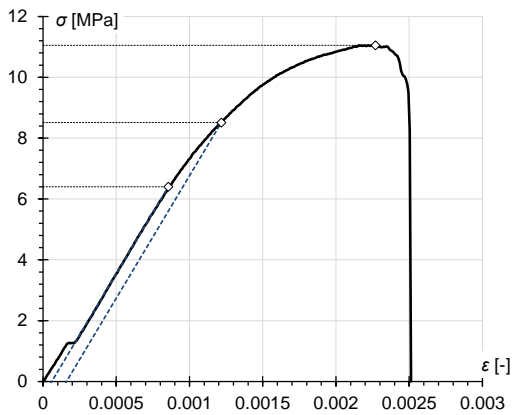
Rysunek Z.87 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/FY/g/2; $\sigma_{el}=5.3$ MPa, $\sigma_y=6.8$ MPa, $\sigma_u=10.9$ MPa, $E=7630$ MPa



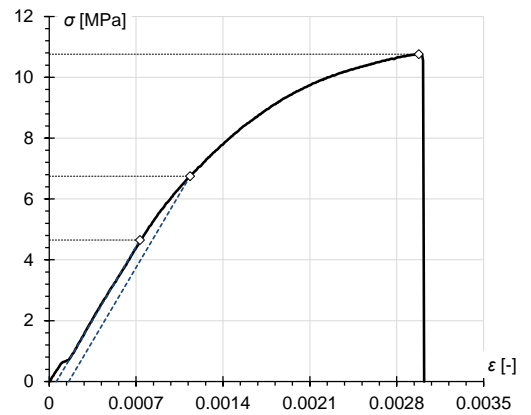
Rysunek Z.88 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/FY/g/3; $\sigma_{el}=5.6$ MPa, $\sigma_y=7.6$ MPa, $\sigma_u=11.4$ MPa, $E=7500$ MPa



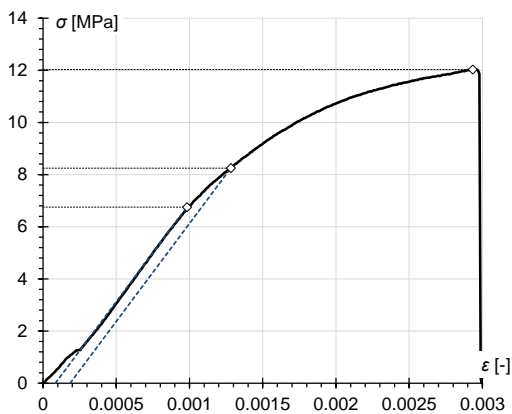
Rysunek Z.91 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/FY/g/6; $\sigma_{el}=5.8$ MPa, $\sigma_y=7.1$ MPa, $\sigma_u=11.3$ MPa, $E=6910$ MPa



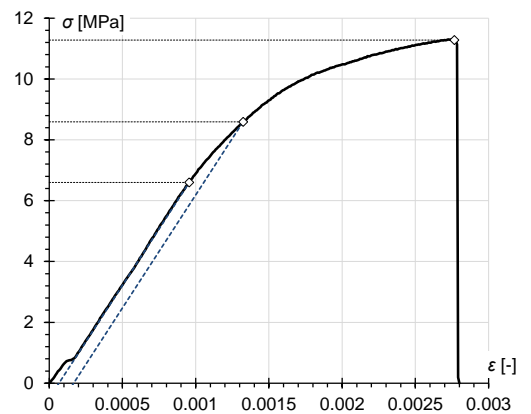
Rysunek Z.89 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/FY/g/4; $\sigma_{el}=6.4$ MPa, $\sigma_y=8.5$ MPa, $\sigma_u=11.1$ MPa, $E=8040$ MPa



Rysunek Z.92 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/FY/g/7; $\sigma_{el}=4.7$ MPa, $\sigma_y=6.8$ MPa, $\sigma_u=10.8$ MPa, $E=6910$ MPa

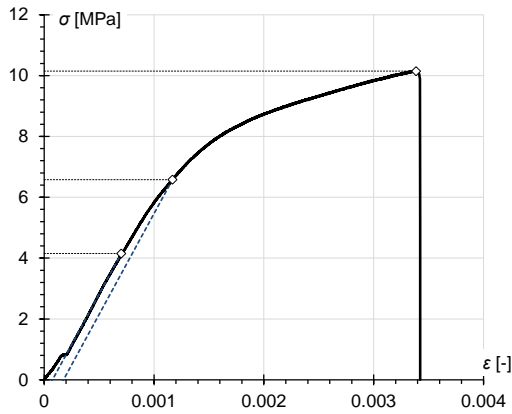


Rysunek Z.90 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/FY/g/5; $\sigma_{el}=6.8$ MPa, $\sigma_y=8.3$ MPa, $\sigma_u=12.0$ MPa, $E=7510$ MPa

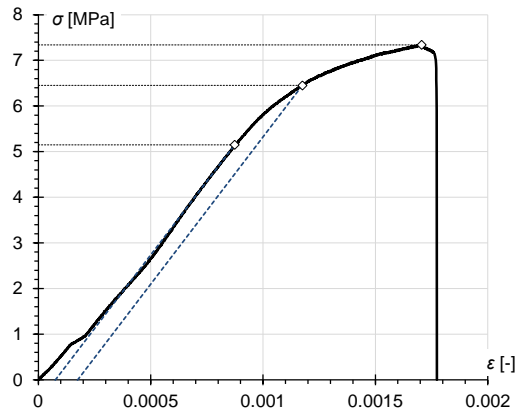


Rysunek Z.93 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/FY/g/8; $\sigma_{el}=6.6$ MPa, $\sigma_y=8.6$ MPa, $\sigma_u=11.3$ MPa, $E=7420$ MPa

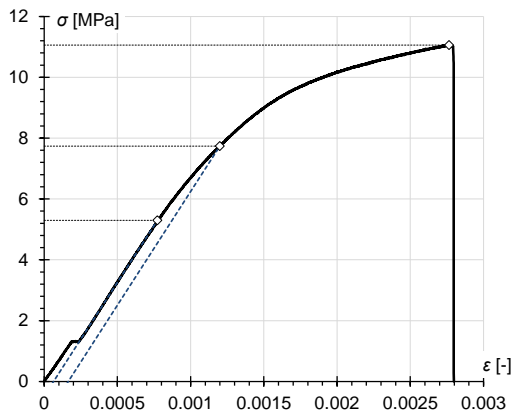




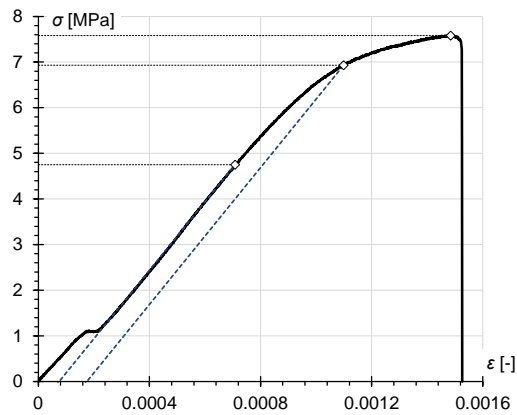
Rysunek Z.94 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/FY/g/9; $\sigma_{el} = 4.2$ MPa, $\sigma_y = 6.6$ MPa, $\sigma_u = 10.1$ MPa, $E = 6630$ MPa



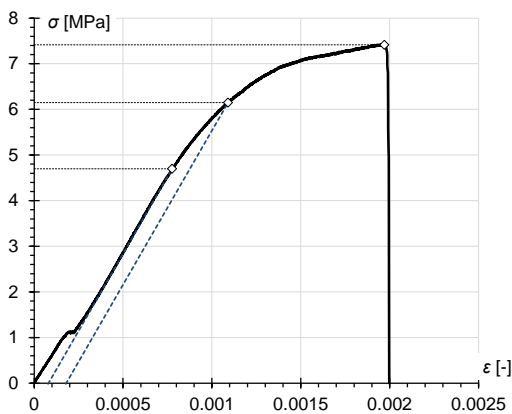
Rysunek Z.97 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/FX/d/2; $\sigma_{el} = 5.2$ MPa, $\sigma_y = 6.5$ MPa, $\sigma_u = 7.3$ MPa, $E = 6450$ MPa



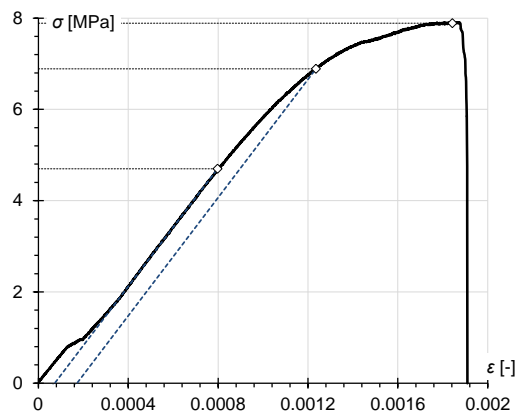
Rysunek Z.95 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/FY/g/10; $\sigma_{el} = 5.3$ MPa, $\sigma_y = 7.7$ MPa, $\sigma_u = 10.1$ MPa, $E = 7480$ MPa



Rysunek Z.98 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/FX/d/3; $\sigma_{el} = 4.8$ MPa, $\sigma_y = 6.9$ MPa, $\sigma_u = 7.6$ MPa, $E = 7500$ MPa

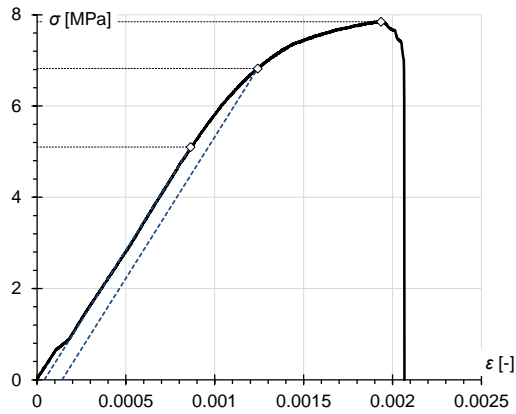


Rysunek Z.96 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/FX/d/1; $\sigma_{el} = 4.7$ MPa, $\sigma_y = 6.2$ MPa, $\sigma_u = 7.4$ MPa, $E = 6750$ MPa

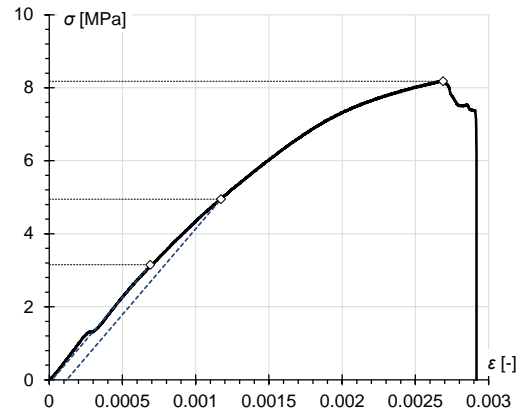


Rysunek Z.99 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/FX/g/1; $\sigma_{el} = 4.7$ MPa, $\sigma_y = 6.9$ MPa, $\sigma_u = 7.9$ MPa, $E = 6480$ MPa

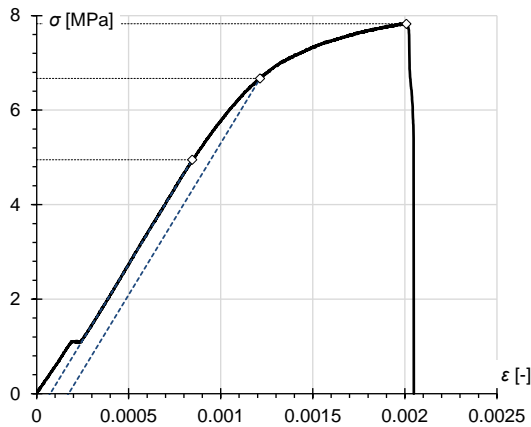




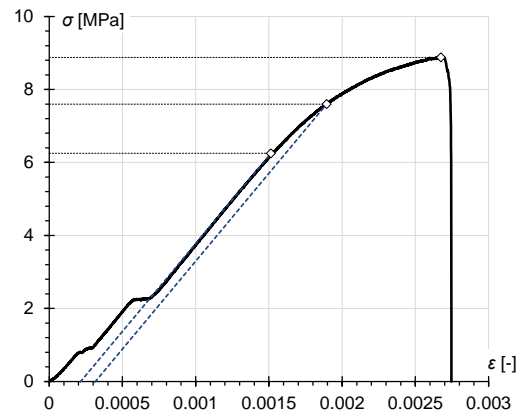
Rysunek Z.100 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/FX/g/2; $\sigma_{el}=5.1$ MPa, $\sigma_y=6.8$ MPa, $\sigma_u=7.8$ MPa, $E=6190$ MPa



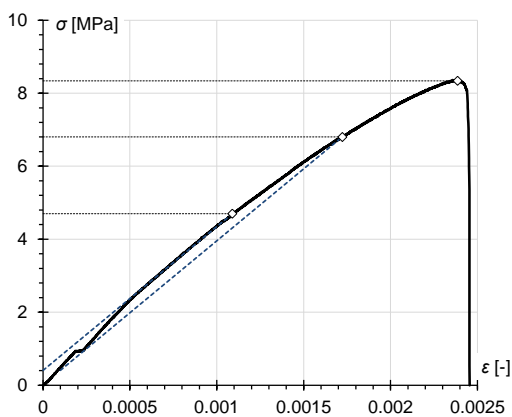
Rysunek Z.103 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 2/MGO/FY/d/2; $\sigma_{el}=3.2$ MPa, $\sigma_y=5.0$ MPa, $\sigma_u=8.2$ MPa, $E=4700$ MPa



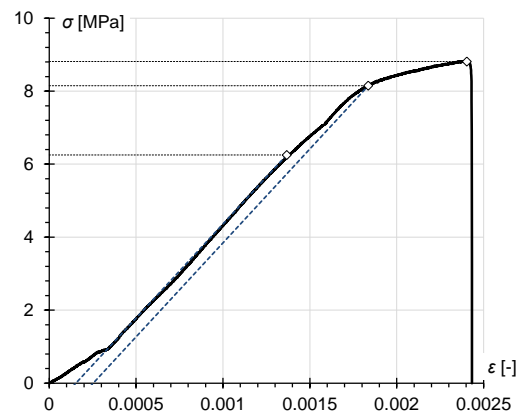
Rysunek Z.101 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/MGO/FX/g/3; $\sigma_{el}=5.0$ MPa, $\sigma_y=6.7$ MPa, $\sigma_u=7.8$ MPa, $E=6410$ MPa



Rysunek Z.104 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 2/MGO/FY/d/3; $\sigma_{el}=6.3$ MPa, $\sigma_y=7.6$ MPa, $\sigma_u=8.9$ MPa, $E=4810$ MPa

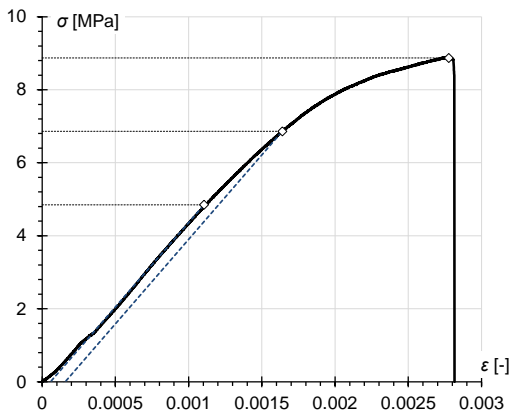


Rysunek Z.102 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 2/MGO/FY/d/1; $\sigma_{el}=4.7$ MPa, $\sigma_y=6.8$ MPa, $\sigma_u=8.3$ MPa, $E=3940$ MPa

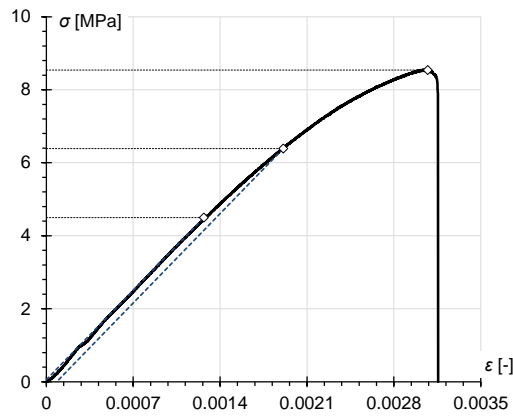


Rysunek Z.105 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 2/MGO/FY/g/1; $\sigma_{el}=6.3$ MPa, $\sigma_y=8.2$ MPa, $\sigma_u=8.8$ MPa, $E=5150$ MPa





Rysunek Z.106 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 2/MGO/FY/g/2; $\sigma_{el} = 4.9$ MPa, $\sigma_y = 6.9$ MPa, $\sigma_u = 8.9$ MPa, $E = 4620$ MPa



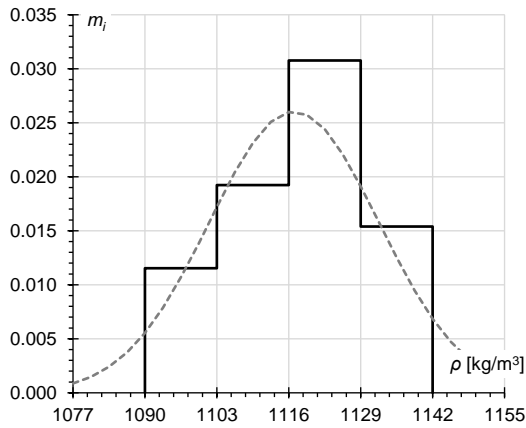
Rysunek Z.107 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 2/MGO/FY/g/3; $\sigma_{el} = 4.5$ MPa, $\sigma_y = 6.4$ MPa, $\sigma_u = 8.5$ MPa, $E = 3500$ MPa

Tabela Z.28 zawiera podział na kategorie zgodności, na podstawie którego jako reprezentatywną zależność naprężenie - odkształcenie dla płyty MgO zginanej wybrano krzywą uzyskaną w badaniu próbki **1/MGO/FY/g/1**.

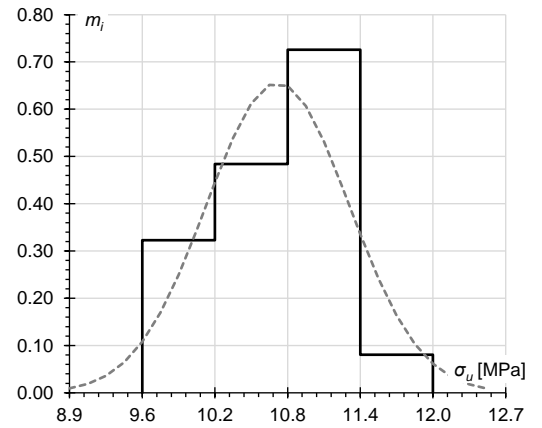
Tabela Z.28 Tabela zgodności wyników dla próbek płyty MgO, wyciętych z panelu nr 1 w kierunku jego długości, poddanych badaniu trójpunktowego zginania

Oznaczenie próbki	σ_{el}	σ_y	σ_u	E	E_1	n_1	E_2	n_2
1/MGO/FY/d/1	■	■	■	■	■	■	■	■
1/MGO/FY/d/2	■	■	■	■	■	■	■	■
1/MGO/FY/d/3	■	■	■	■	■	■	■	■
1/MGO/FY/d/4	■	■	■	■	■	■	■	■
1/MGO/FY/d/5	■	■	■	■	■	■	■	■
1/MGO/FY/d/6	■	■	■	■	■	■	■	■
1/MGO/FY/d/7	■	■	■	■	■	■	■	■
1/MGO/FY/d/8	■	■	■	■	■	■	■	■
1/MGO/FY/d/9	■	■	■	■	■	■	■	■
1/MGO/FY/d/10	■	■	■	■	■	■	■	■
1/MGO/FY/g/1	■	■	■	■	■	■	■	■
1/MGO/FY/g/2	■	■	■	■	■	■	■	■
1/MGO/FY/g/3	■	■	■	■	■	■	■	■
1/MGO/FY/g/4	■	■	■	■	■	■	■	■
1/MGO/FY/g/5	■	■	■	■	■	■	■	■
1/MGO/FY/g/6	■	■	■	■	■	■	■	■
1/MGO/FY/g/7	■	■	■	■	■	■	■	■
1/MGO/FY/g/8	■	■	■	■	■	■	■	■
1/MGO/FY/g/9	■	■	■	■	■	■	■	■
1/MGO/FY/g/10	■	■	■	■	■	■	■	■

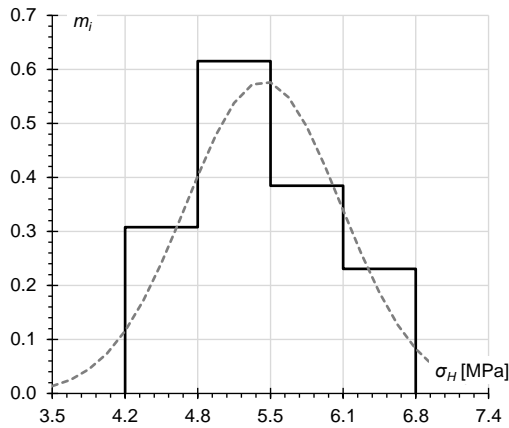
Histogramy gęstości i parametrów materiałowych próbek płyty MgO, wyciętych z panelu nr 1 w kierunku jego długości i poddanych trójpunktowemu zginaniu, w zestawieniu z krzywymi rozkładu gaussowskiego przedstawiono na rysunkach Z.108-Z.112.



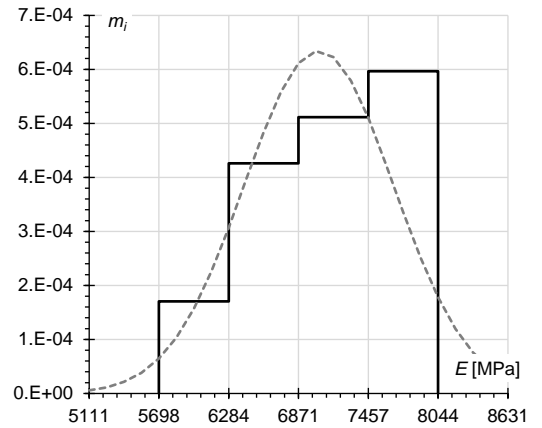
Rysunek Z.108 Zestawienie histogramu gęstości próbek płyty MgO z panelu nr 1 poddanych trójpunktowemu zginaniu w kierunku podłużnym (linia ciągła) z krzywą rozkładu normalnego Gaussa dla $\bar{x} = 1117.23 \text{ kg/m}^3$ i $s_x = 15.32 \text{ kg/m}^3$ (linia przerywana)



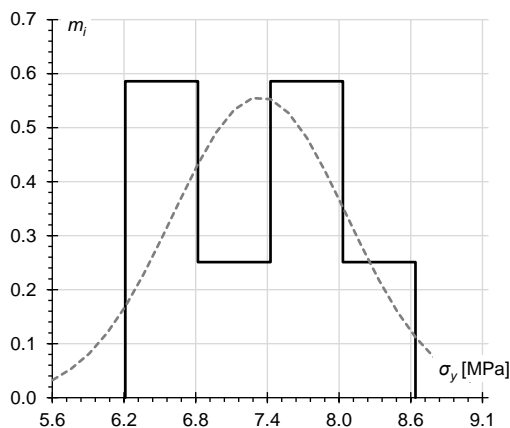
Rysunek Z.111 Zestawienie histogramu naprężenia niszczącego dla próbek płyty MgO z panelu nr 1 poddanych trójpunktowemu zginaniu w kierunku podłużnym (linia ciągła) z krzywą rozkładu normalnego Gaussa dla $\bar{x} = 10.71 \text{ MPa}$ i $s_x = 0.61 \text{ MPa}$ (linia przerywana)



Rysunek Z.109 Zestawienie histogramu granicy proporcjonalności próbek płyty MgO z panelu nr 1 poddanych trójpunktowemu zginaniu w kierunku podłużnym (linia ciągła) z krzywą rozkładu normalnego Gaussa dla $\bar{x} = 5.39 \text{ MPa}$ i $s_x = 0.69 \text{ MPa}$ (linia przerywana)



Rysunek Z.112 Zestawienie histogramu modułu sprężystości próbek płyty MgO z panelu nr 1 poddanych trójpunktowemu zginaniu w kierunku podłużnym (linia ciągła) z krzywą rozkładu normalnego Gaussa dla $\bar{x} = 7042 \text{ MPa}$ i $s_x = 629 \text{ MPa}$ (linia przerywana)



Rysunek Z.110 Zestawienie histogramu umownej granicy sprężystości (przy $\epsilon = 0.01\%$) próbek płyty MgO z panelu nr 1 poddanych trójpunktowemu zginaniu w kierunku podłużnym (linia ciągła) z krzywą rozkładu normalnego Gaussa dla $\bar{x} = 7.31 \text{ MPa}$ i $s_x = 0.72 \text{ MPa}$ (linia przerywana)



Ściskanie na sztorc próbek CSIP

W przedstawionych poniżej tablicach Z.29 i Z.30, opisano rzeczywistą geometrię oraz wyniki testu ściskania na sztorc uzyskane dla próbek CSIP wyciętych z paneli nr 1, 3 i 4 w kierunku ich długości. W opisie tabel zastosowano następujące oznaczenia: t_f – grubość okładziny, t_c – grubość rdzenia, a – szerokość przekroju poprzecznego, L_0 – wysokość, λ – smukłość wg (2.32), v_p – prędkość przesuwu tłoka, $\sigma_{f,el}$ – granica proporcjonalności, $\sigma_{f,u}$ – granica wytrzymałości, E_f – moduł sprężystości.

Tabela Z.29 Zestawienie geometrii próbek CSIP poddanych badaniu ściskania na sztorc

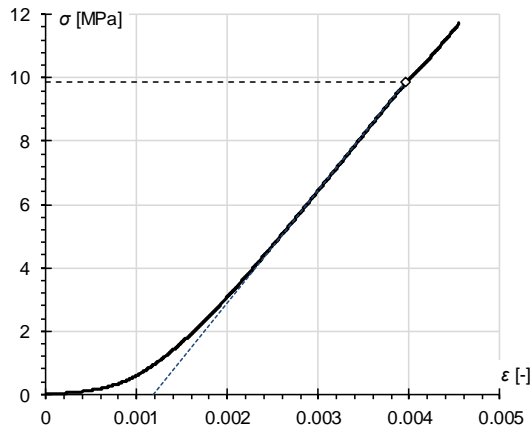
Lp.	Oznaczenie próbki	t_f [mm]	t_c [mm]	a [mm]	L_0 [mm]	λ [-]
1	3/SIP/B/1	11.0	152.0	199.0	748.0	4.59
2	3/SIP/B/2	11.0	152.0	150.0	750.0	4.60
3	3/SIP/B/3	11.0	152.0	148.0	848.0	5.20
4	4/SIPM/B/1	11.0	18.0	98.0	277.0	9.33
5	4/SIPM/B/2	11.0	18.0	97.0	276.0	9.30
6	1/SIP/B/1	11.0	23.0	99.0	641.0	18.53
7	1/SIP/B/2	11.0	23.0	99.0	643.0	18.59
8	1/SIP/B/3	11.0	20.0	99.0	956.0	60.42

Tabela Z.30 Parametry wytrzymałościowe płyty MgO na podstawie testu ściskania na sztorc próbek CSIP

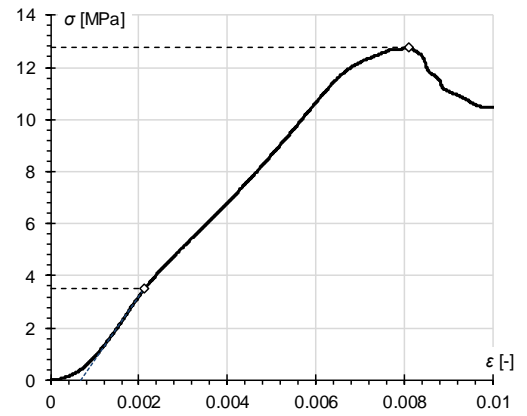
Lp.	Oznaczenie próbki	v_p [mm/min]	$\sigma_{f,el}$ [MPa]	$\sigma_{f,u}$ [MPa]	E_f [MPa]
1	3/SIP/B/1	0.1	9.9	11.7	3540
2	3/SIP/B/2	0.1	5.0	6.3	2260
3	3/SIP/B/3	1	7.7	9.3	2750
4	4/SIPM/B/1	0.1	3.5	12.8	2460
5	4/SIPM/B/2	0.1	8.6	15.5	3040
6	1/SIP/B/1	0.1	4.5	8.8	4440
7	1/SIP/B/2	3	5.8	18.7	4270
8	1/SIP/B/3	3	- ⁸	- ⁸	4140

Na rysunkach Z.113-Z.120 przedstawiono zależności naprężenie - odkształcenie oraz wartości parametrów wytrzymałościowych uzyskane w testach ściskania na sztorc próbek CSIP wyciętych z paneli nr 1, 3 i 4 w kierunku ich długości. W opisach pod rysunkami zastosowano następujące oznaczenia: $\sigma_{f,el}$ – granica proporcjonalności, $\sigma_{f,u}$ – granica wytrzymałości, E_f – moduł sprężystości.

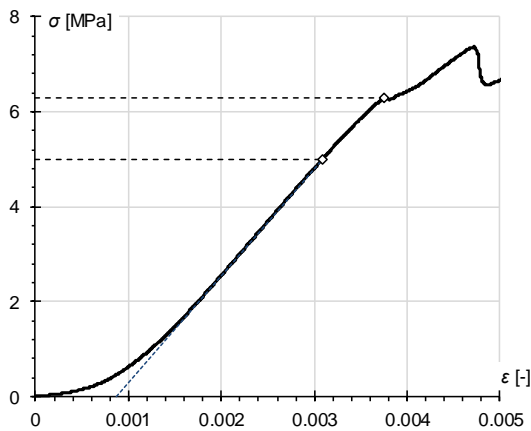
⁸ Pominięto, ponieważ do zniszczenia doszło przez wyboczenie.



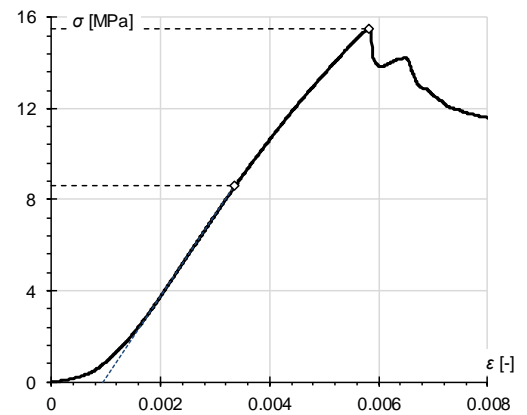
Rysunek Z.113 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 3/SIP/B/1; $\sigma_{el}=9.9$ MPa, $\sigma_u=-^9$, $E=3540$ MPa



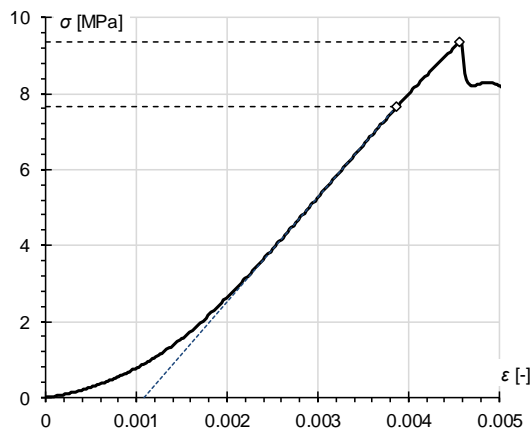
Rysunek Z.116 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 4/SIPM/B/1; $\sigma_{el}=3.5$ MPa, $\sigma_u=12.8$ MPa, $E=2460$ MPa



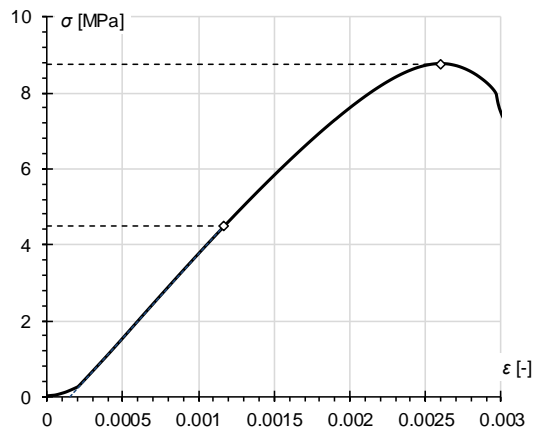
Rysunek Z.114 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 3/SIP/B/2; $\sigma_{el}=5.0$ MPa, $\sigma_u=6.3$ MPa, $E=2260$ MPa



Rysunek Z.117 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 4/SIPM/B/2; $\sigma_{el}=8.6$ MPa, $\sigma_u=15.5$ MPa, $E=3040$ MPa

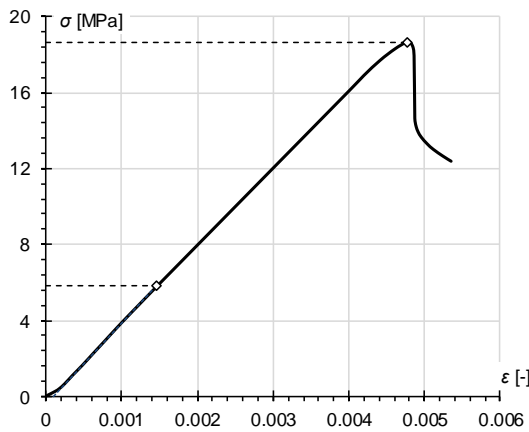


Rysunek Z.115 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 3/SIP/B/3; $\sigma_{el}=7.7$ MPa, $\sigma_u=9.3$ MPa, $E=2750$ MPa

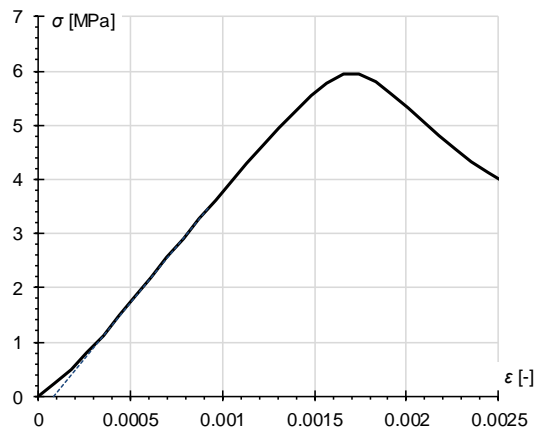


Rysunek Z.118 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/SIP/B/1; $\sigma_{el}=4.5$ MPa, $\sigma_u=8.8$ MPa, $E=4440$ MPa

⁹ Brak zniszczenia z powodu przekroczenia zakresu pomiarowego czujnika siły.



Rysunek Z.119 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/SIP/B/2; $\sigma_{el} = 5.8$ MPa, $\sigma_u = 18.7$ MPa, $E = 4270$ MPa



Rysunek Z.120 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie próbki 1/SIP/B/3; $\sigma_{el} = -^{10}$, $\sigma_u = -^{10}$, $E = 4140$ MPa

Szczegółowe wyniki badań w skali naturalnej

Zginanie belek CSIP

W tablicach Z.29 i Z.30, przedstawiono rzeczywistą geometrię belek CSIP wyciętych z paneli nr 1 i 2 w kierunku ich długości oraz ekstremalną wartość naprężenia normalnego w okładzinie, w chwili zniszczenia. W opisie tabel zastosowano oznaczenia: t_f – grubość okładziny, t_c – grubość rdzenia, a – szerokość przekroju poprzecznego, L_0 – wysokość, v_p – prędkość przesuwu tłoka, $\sigma_{f,el}$ – granica proporcjonalności, $\sigma_{f,u}$ – naprężenie normalne w okładzinie w chwili zniszczenia.

Tabela Z.31 Zestawienie geometrii próbek CSIP poddanych badaniu zginania

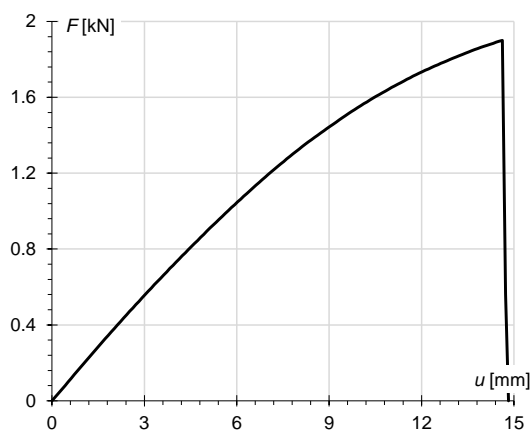
Lp.	Oznaczenie próbki	t_f [mm]	t_c [mm]	a [mm]	L_0 [mm]	L [mm]
1	1/SIP/FY/1.0/3P/1	11.0	152.0	97.0	1250.0	1302.0
2	1/SIP/FY/1.0/3P/2	11.0	152.0	101.7	1250.0	1302.0
3	2/SIP/FY/1.0/4P/1	11.0	152.0	99.7	1250.0	1301.0
4	2/SIP/FY/1.0/4P/2	11.0	152.0	100.3	1250.0	1301.0
5	2/SIP/FY/0.5/3P/1	11.0	152.0	99.7	600.0	648.3
6	2/SIP/FY/0.5/3P/2	11.0	152.0	99.7	600.0	648.0
7	2/SIP/FY/0.5/4P/1	11.0	152.0	100.0	600.0	648.0
8	2/SIP/FY/0.5/4P/2	11.0	152.0	99.3	600.0	647.3
9	2/SIP/FY/0.25/3P/1	11.0	152.0	98.7	275.0	323.7
10	2/SIP/FY/0.25/3P/2	11.0	152.0	100.0	275.0	322.3
11	2/SIP/FY/0.25/4P/1	11.0	152.0	100.0	275.0	323.3
12	2/SIP/FY/0.25/4P/2	11.0	152.0	100.0	275.0	324.3

¹⁰ Pominięto, ponieważ do zniszczenia doszło przez wyboczenie.

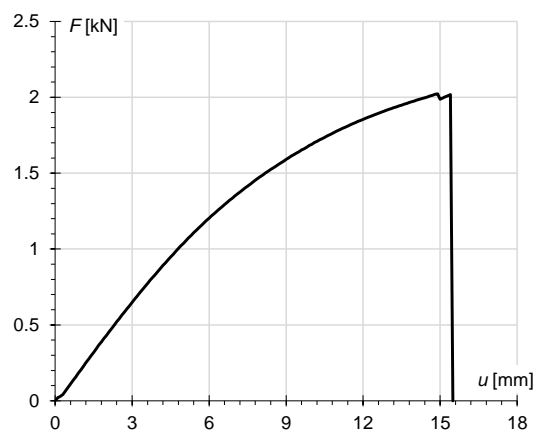
Tabela Z.32 Ekstremalne naprężenia normalne w okładzinach zginanej belki CSIP

Lp.	Oznaczenie próbki	$\sigma_{f,el}$ [MPa]	$\sigma_{f,u}$ [MPa]
1	1/SIP/FY/1.0/3P/1	1.3	3.6
2	1/SIP/FY/1.0/3P/2	1.3	3.5
3	2/SIP/FY/1.0/4P/1	0.9	2.5
4	2/SIP/FY/1.0/4P/2	0.8	2.4
5	2/SIP/FY/0.5/3P/1	0.6	1.5
6	2/SIP/FY/0.5/3P/2	0.6	1.8
7	2/SIP/FY/0.5/4P/1	0.4	1.2
8	2/SIP/FY/0.5/4P/2	0.4	1.1
9	2/SIP/FY/0.25/3P/1	0.4	0.9
10	2/SIP/FY/0.25/3P/2	0.4	0.9
11	2/SIP/FY/0.25/4P/1	0.2	0.5
12	2/SIP/FY/0.25/4P/2	0.2	0.5

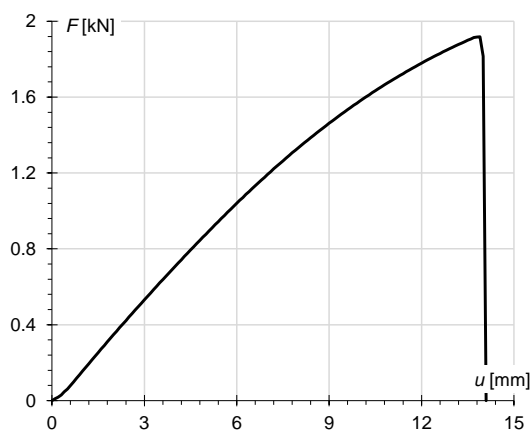
Na rysunkach Z.121-Z.132 przedstawiono zależności siła - przemieszczenie uzyskane w testach zginania belek CSIP wyciętych z paneli nr 1 i 2 w kierunku ich długości.



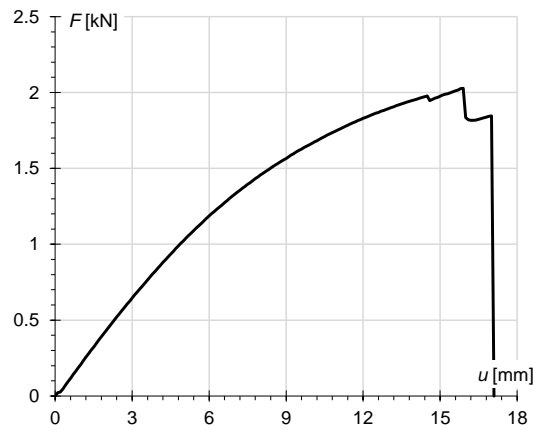
Rysunek Z.121 Wykres zależności siła - przemieszczenie próbki 1/SIP/FY/3P/1



Rysunek Z.123 Wykres zależności siła - przemieszczenie próbki 2/SIP/FY/4P/1

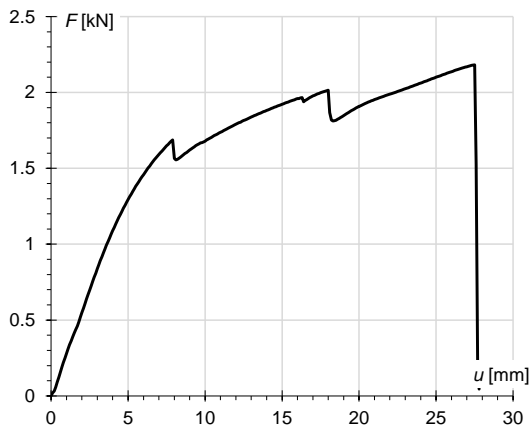


Rysunek Z.122 Wykres zależności siła - przemieszczenie próbki 1/SIP/FY/3P/2

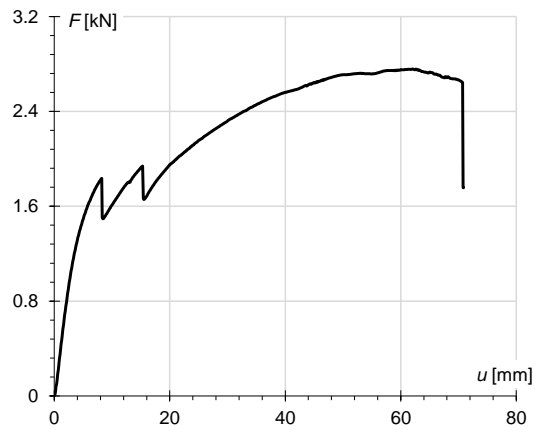


Rysunek Z.124 Wykres zależności siła - przemieszczenie próbki 2/SIP/FY/4P/2

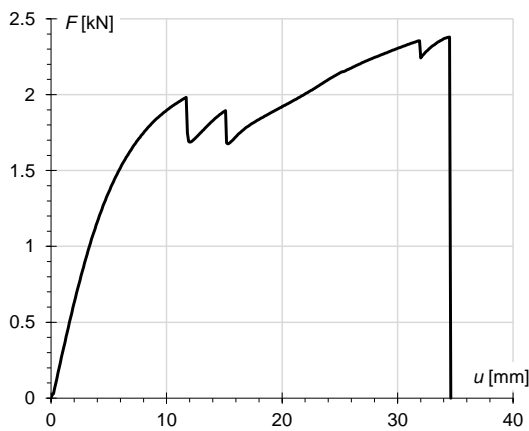




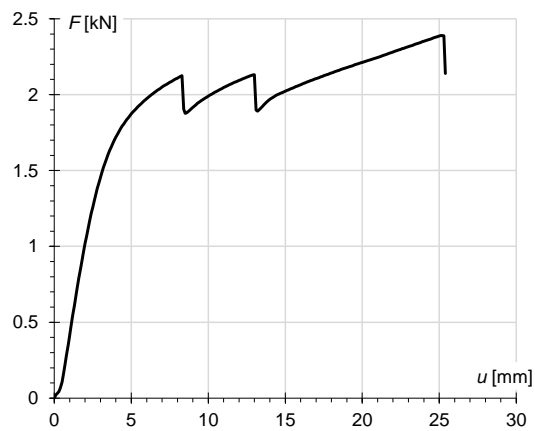
Rysunek Z.125 Wykres zależności siła - przemieszczenie próbki 2/SIP/FY/0.5/3P/1



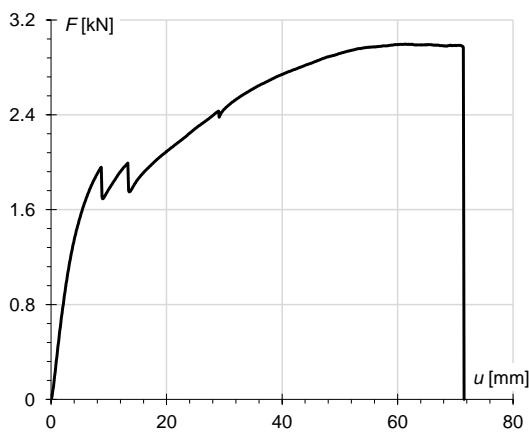
Rysunek Z.128 Wykres zależności siła - przemieszczenie próbki 2/SIP/FY/0.5/4P/2



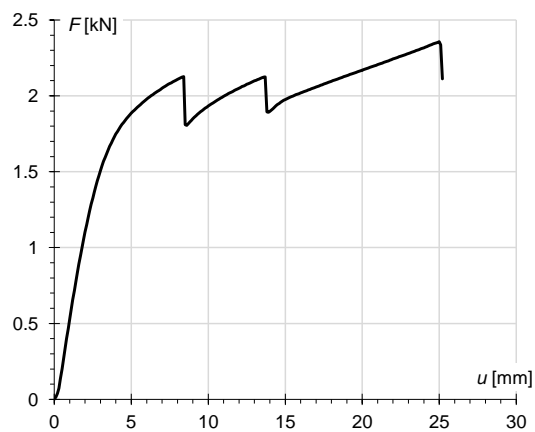
Rysunek Z.126 Wykres zależności siła - przemieszczenie próbki 2/SIP/FY/0.5/3P/2



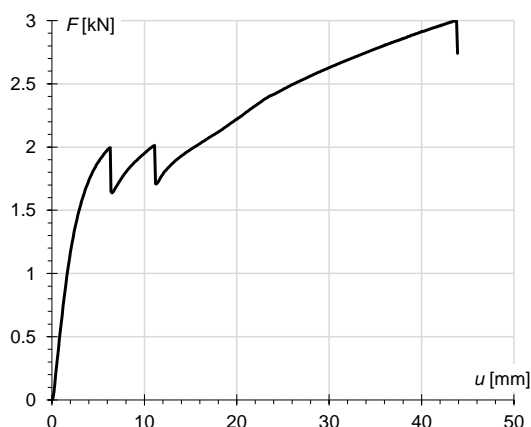
Rysunek Z.129 Wykres zależności siła - przemieszczenie próbki 2/SIP/FY/0.25/3P/1



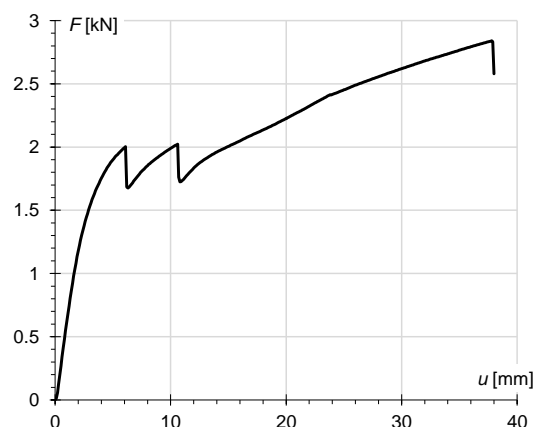
Rysunek Z.127 Wykres zależności siła - przemieszczenie próbki 2/SIP/FY/0.5/4P/1



Rysunek Z.130 Wykres zależności siła - przemieszczenie próbki 2/SIP/FY/0.25/3P/2



Rysunek Z.131 Wykres zależności siła - przemieszczenie próbki 2/SIP/FY/0.25/4P/1



Rysunek Z.132 Wykres zależności siła - przemieszczenie próbki 2/SIP/FY/0.25/4P/2

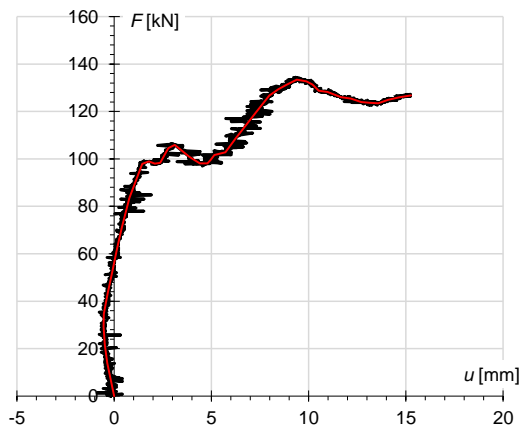
Ściskanie paneli CSIP

W tabelicy Z.33 przedstawiono wartości modułu sprężystości okładzin górnej i dolnej panelu CSIP poddanego testowi ściskania przy $e=0$ uzyskane na podstawie odczytów tensometrycznych; tensometry G1 i D1 zlokalizowane były w $L_0/2$, G2 i D2 znajdowały się w $L_0/4$. W opisie tabel zastosowano oznaczenia: E – moduł sprężystości płyty MgO przy ściskaniu.

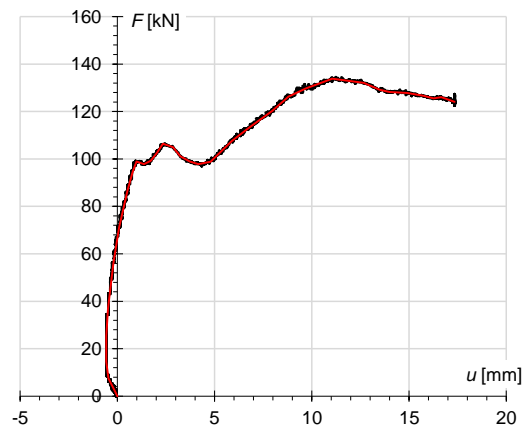
Tabela Z.33. Moduł sprężystości płyty MgO na podstawie testu ściskania panelu CSIP przy $e=0$

Oznaczenie tensometru	E_f [MPa]
G1	4280
G2	4610
D1	5190
D2	5520

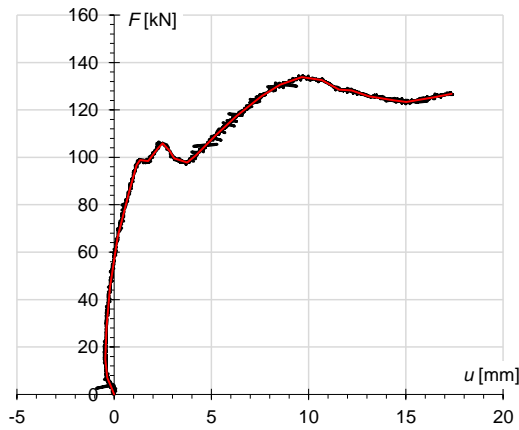
Poniżej zaprezentowano zależności uzyskane w teście ściskania paneli CSIP: siła - przemieszczenie (rys. Z.133-Z.149); naprężenie - odkształcenie (rys. Z.150-Z.159). Na wykresach zastosowano następujące oznaczenia: czarna linia ciągła – oryginalny odczyt; czerwona linia ciągła – wynik po ręcznym wygładzeniu; czarna linia przerywana – wynik wygładzony po przedłużeniu odcinka liniowego, odczytaniu miejsca zerowego i przesunięciu go z całym wykresem do początku układu współrzędnych.



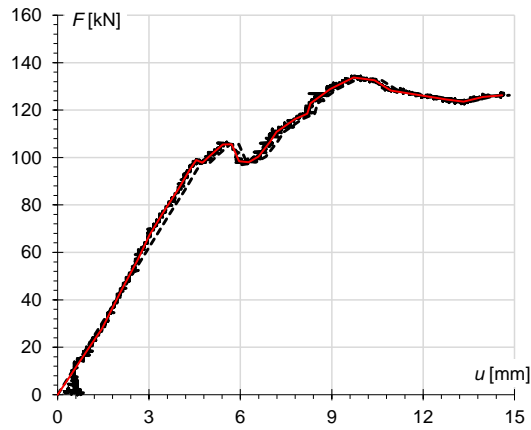
Rysunek Z.133 Wykres zależności siła - przemieszczenie dla czujnika przemieszczeń nr 1 przy $e=0$



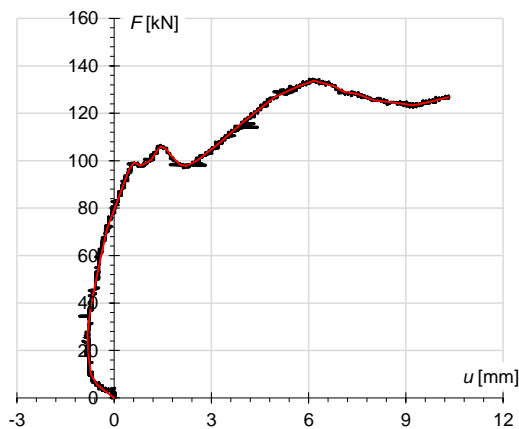
Rysunek Z.136 Wykres zależności siła - przemieszczenie dla czujnika przemieszczeń nr 5 przy $e=0$



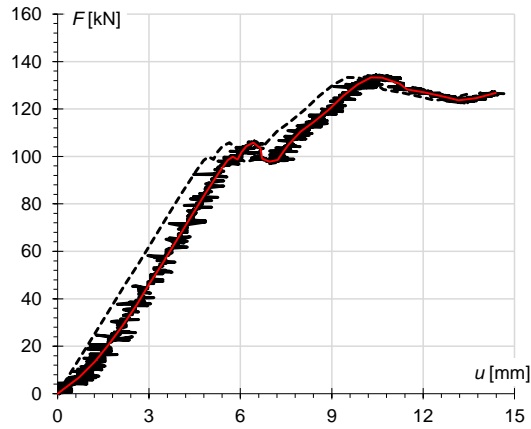
Rysunek Z.134 Wykres zależności siła - przemieszczenie dla czujnika przemieszczeń nr 2 przy $e=0$



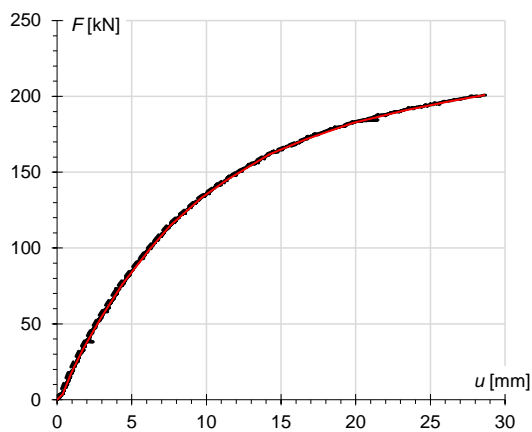
Rysunek Z.137 Wykres zależności siła - przemieszczenie dla czujnika przemieszczeń nr 6 przy $e=0$



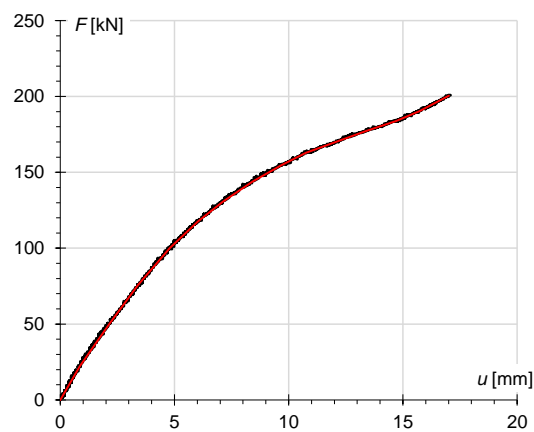
Rysunek Z.135 Wykres zależności siła - przemieszczenie dla czujnika przemieszczeń nr 4 przy $e=0$



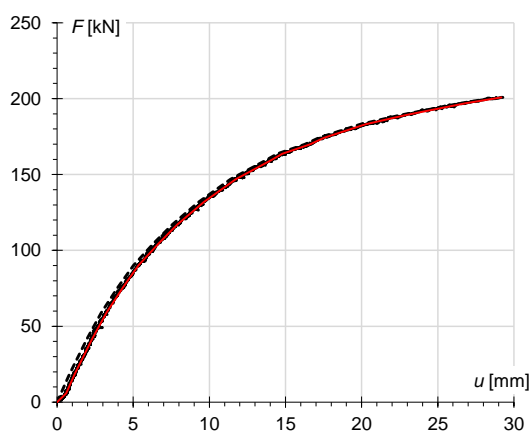
Rysunek Z.138 Wykres zależności siła - przemieszczenie dla czujnika drogi przy $e=0$



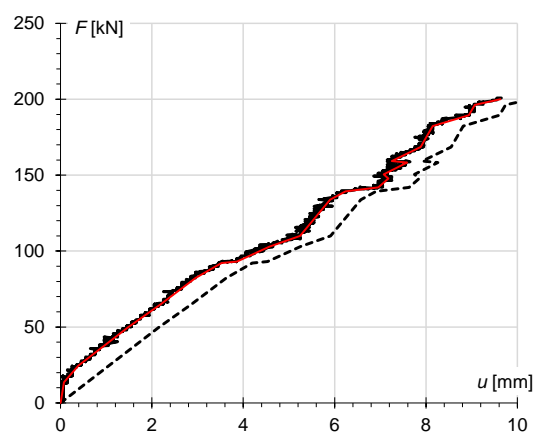
Rysunek Z.139 Wykres zależności siła - przemieszczenie dla czujnika przemieszczeń nr 2 przy $e = 27$ mm



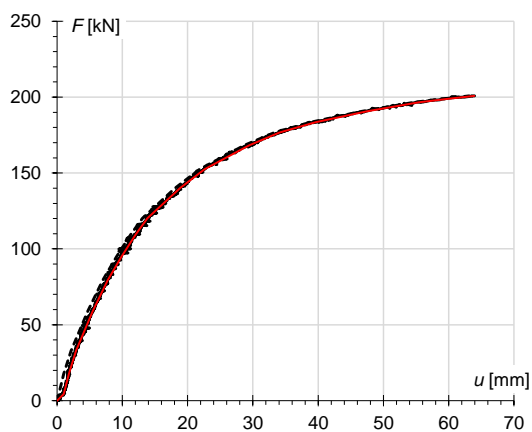
Rysunek Z.142 Wykres zależności siła - przemieszczenie dla czujnika przemieszczeń nr 5 przy $e = 27$ mm



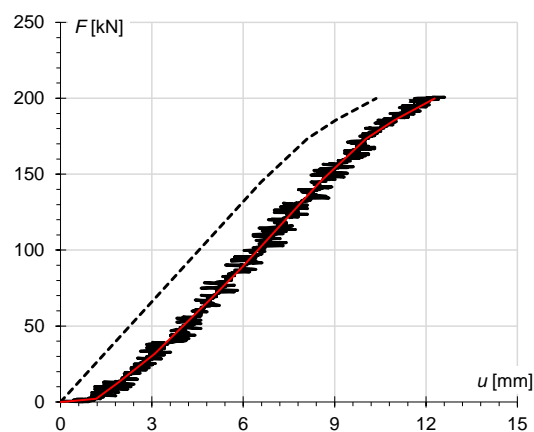
Rysunek Z.140 Wykres zależności siła - przemieszczenie dla czujnika przemieszczeń nr 3 przy $e = 27$ mm



Rysunek Z.143 Wykres zależności siła - przemieszczenie dla czujnika przemieszczeń nr 6 przy $e = 27$ mm

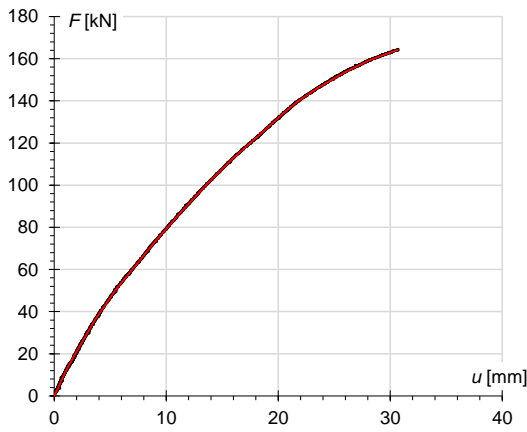


Rysunek Z.141 Wykres zależności siła - przemieszczenie dla czujnika przemieszczeń nr 4 przy $e = 27$ mm

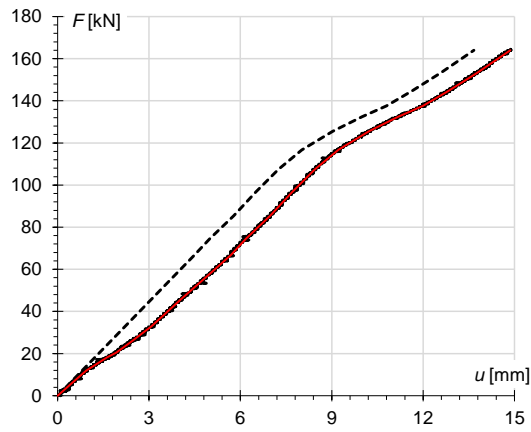


Rysunek Z.144 Wykres zależności siła - przemieszczenie dla czujnika drogi przy $e = 27$ mm

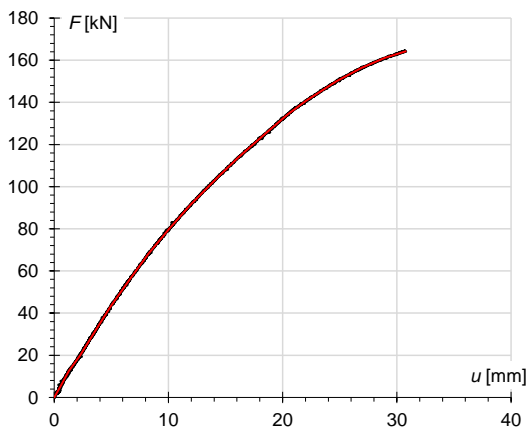




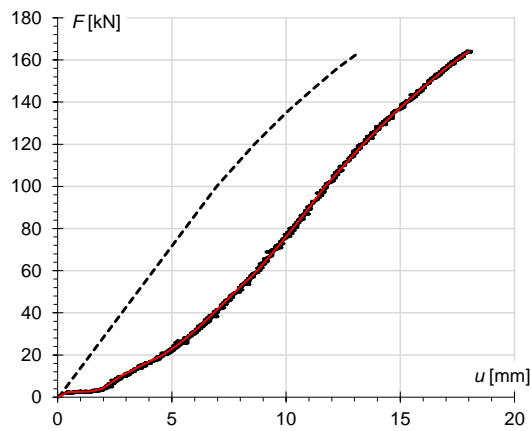
Rysunek Z.145 Wykres zależności siła - przemieszczenie dla czujnika przemieszczeń nr 2 przy $e = 54$ mm



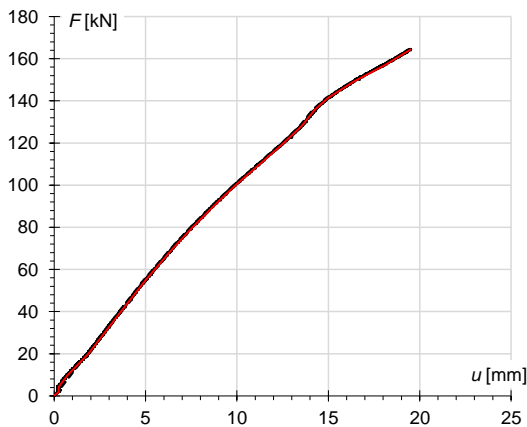
Rysunek Z.148 Wykres zależności siła - przemieszczenie dla czujnika przemieszczeń nr 6 przy $e = 54$ mm



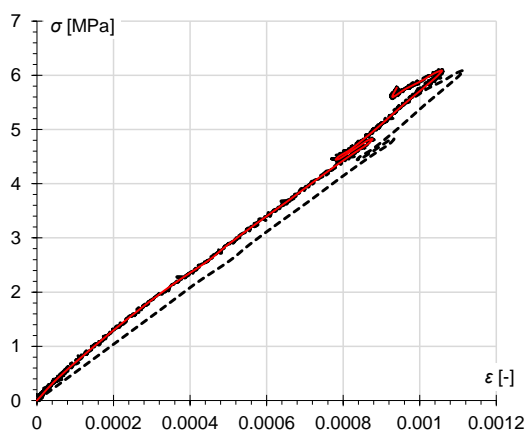
Rysunek Z.146 Wykres zależności siła - przemieszczenie dla czujnika przemieszczeń nr 3 przy $e = 54$ mm



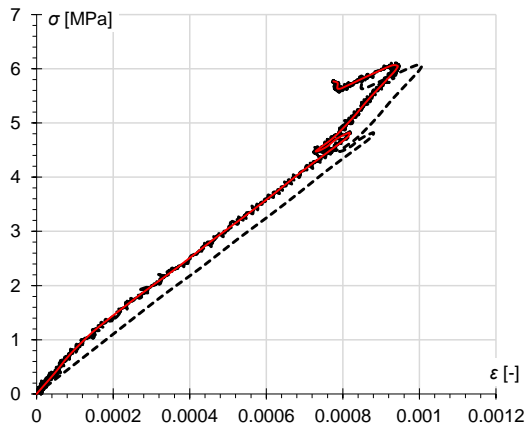
Rysunek Z.149 Wykres zależności siła - przemieszczenie czujnika drogi przy $e = 54$ mm



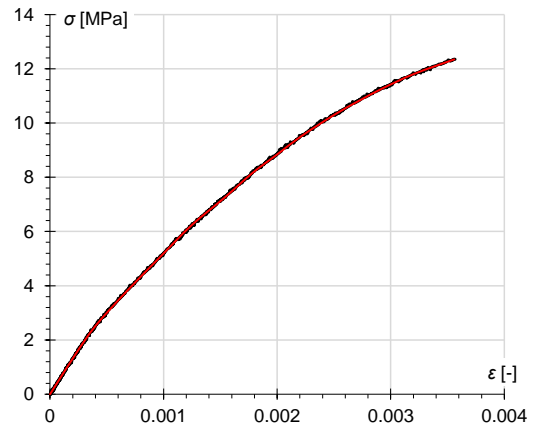
Rysunek Z.147 Wykres zależności siła - przemieszczenie dla czujnika przemieszczeń nr 5 przy $e = 54$ mm



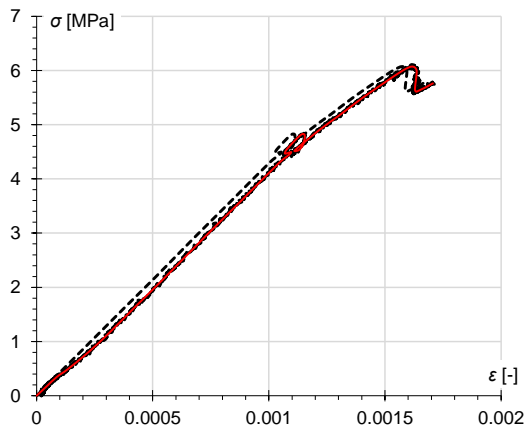
Rysunek Z.150 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru D1 na okładzinie dolnej przy $e = 0$



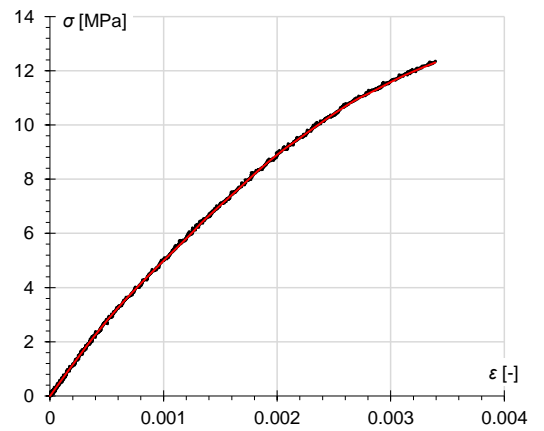
Rysunek Z.151 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru D2 na okładzinie dolnej przy $e=0$



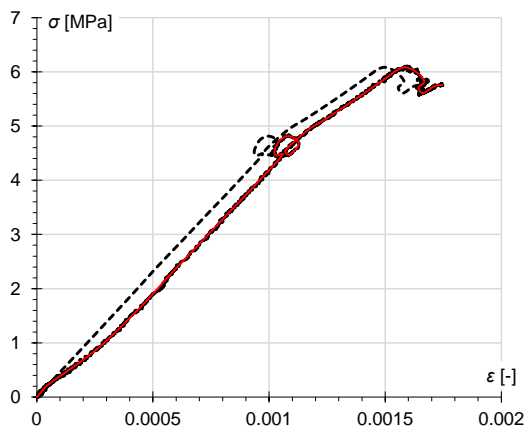
Rysunek Z.154 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru D1 na okładzinie dolnej przy $e=27$ mm



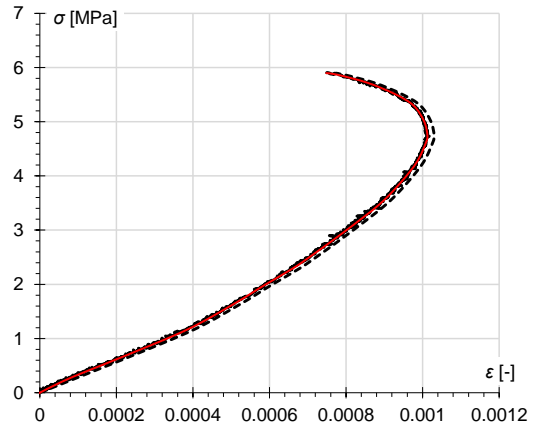
Rysunek Z.152 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru G1 na okładzinie górnej przy $e=0$



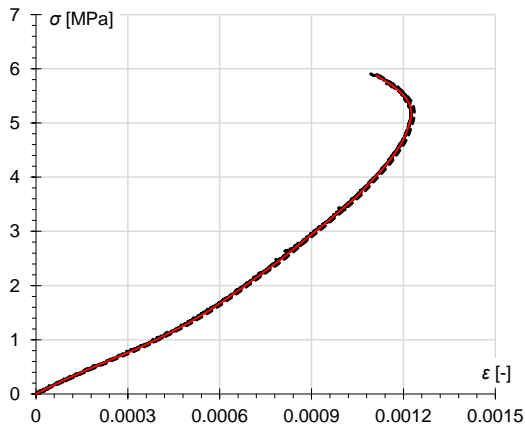
Rysunek Z.155 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru D2 na okładzinie dolnej przy $e=27$ mm



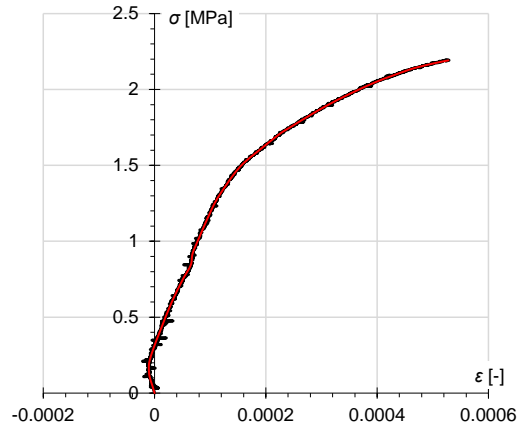
Rysunek Z.153 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru G2 na okładzinie górnej przy $e=0$



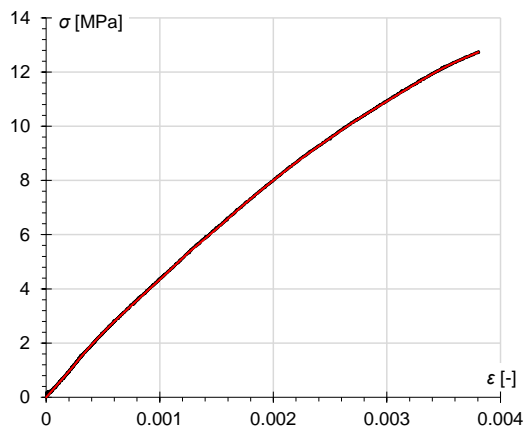
Rysunek Z.156 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru G1 na okładzinie górnej przy $e=27$ mm



Rysunek Z.157 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru G2 na okładzinie górnej przy $e=27$ mm



Rysunek Z.159 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru G1 na okładzinie górnej przy $e=54$ mm



Rysunek Z.158 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru D1 na okładzinie dolnej przy $e=54$ mm

Zginanie paneli CSIP

W tablicach Z.34 i Z.35 przedstawiono wartości modułu sprężystości okładzin paneli CISP poddanych testowi zginania uzyskane na podstawie odczytów tensometrycznych; tensometry nr 1-4 zlokalizowane były w $L_0/2$, numery 3-7 znajdowały się w $L_0/4$. W opisie tabel zastosowano oznaczenia: $E_f^{(c)}$ – moduł sprężystości okładziny górnej przy ściskaniu; $E_f^{(t)}$ – moduł sprężystości okładziny dolnej przy rozciąganiu.

Tabela Z.34 Moduł sprężystości płyty MgO na podstawie testu zginania pierwszego panelu CSIP

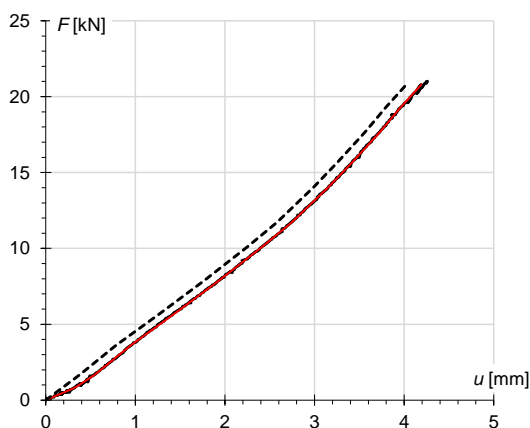
Numer tensometru	$E_f^{(c)}$ [MPa]	$E_f^{(t)}$ [MPa]
1	4900	5300
2	4940	5380
3	4990	5520
4	4870	5310
5	4870	5150
6	5080	- ¹¹
7	5120	5180

¹¹ Tensometr uległ zniszczeniu w trakcie badania.

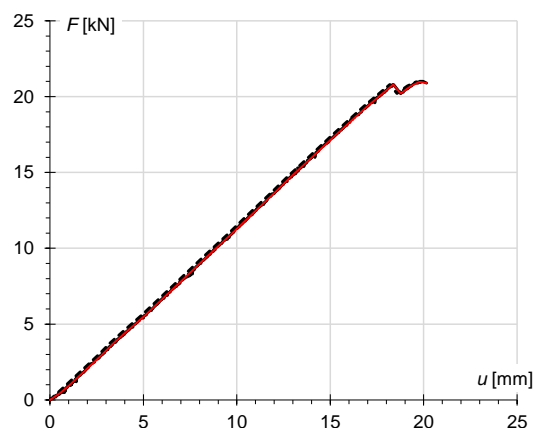
Tabela Z.35 Moduł sprężystości płyty MgO na podstawie testu zginania drugiego panelu CSIP

Numer tensometru	$E_f^{(e)}$ [MPa]	$E_f^{(t)}$ [MPa]
1	4520	6290
2	4560	8590
3	4510	6330
4	4800	5950
5	4190	5690
6	- ¹²	- ¹²
7	- ¹²	5640

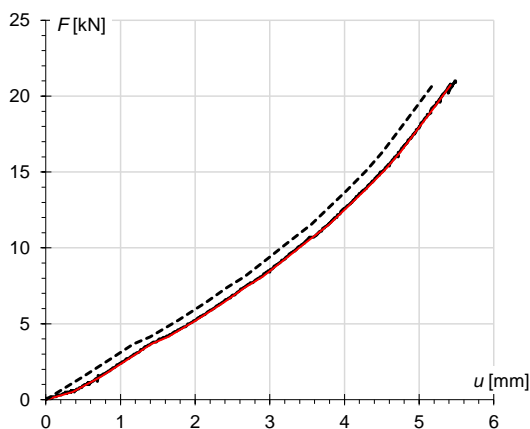
Poniżej zaprezentowano zależności uzyskane w teście zginania paneli: siła - przemieszczenie (rys. Z.160-Z.171); naprężenie - odkształcenie (rys. Z.172-Z.195). Na wykresach zastosowano następujące oznaczenia: czarna linia ciągła – oryginalny odczyt; czerwona linia ciągła – wynik po ręcznym wygładzeniu; czarna linia przerywana – wynik wygładzony po przedłużeniu odcinka liniowego, odczytaniu miejsca zerowego i przesunięciu go z całym wykresem do początku układu współrzędnych.



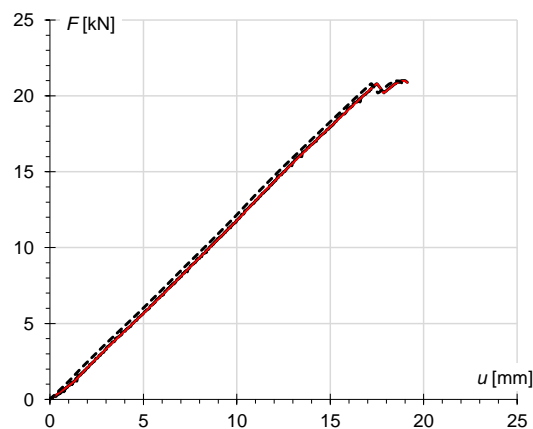
Rysunek Z.160 Wykres zależności siła - przemieszczenie dla czujnika przemieszczeń nr 1 dla panelu pierwszego



Rysunek Z.162 Wykres zależności siła - przemieszczenie dla czujnika przemieszczeń nr 3 dla panelu pierwszego



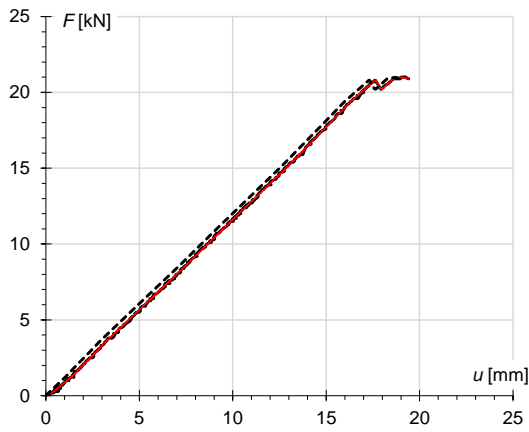
Rysunek Z.161 Wykres zależności siła - przemieszczenie dla czujnika przemieszczeń nr 2 dla panelu pierwszego



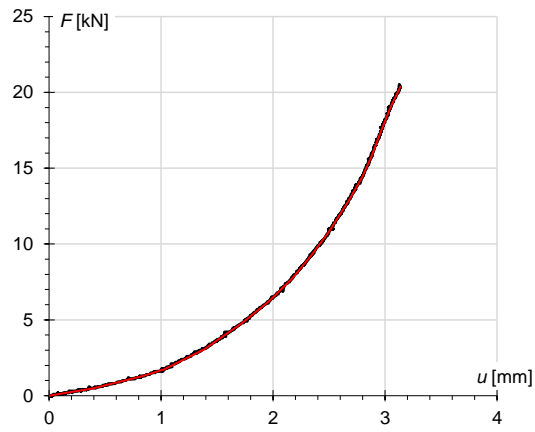
Rysunek Z.163 Wykres zależności siła - przemieszczenie dla czujnika przemieszczeń nr 4 dla panelu pierwszego

¹² Tensometr uległ zniszczeniu w trakcie badania.

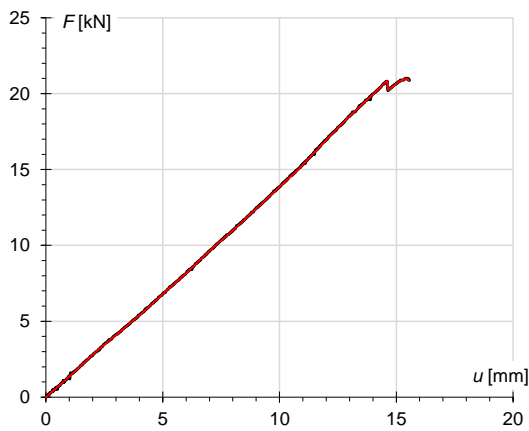




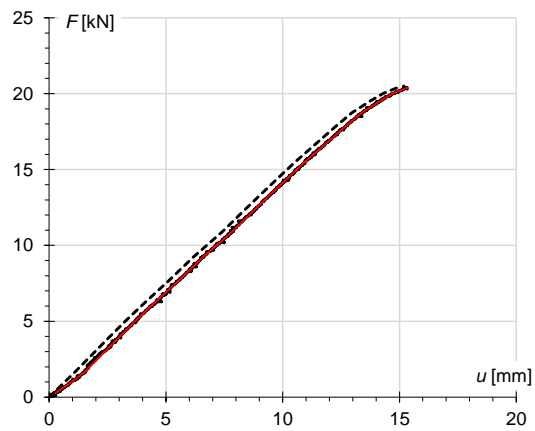
Rysunek Z.164 Wykres zależności siła - przemieszczenie dla czujnika przemieszczeń nr 5 dla panelu pierwszego



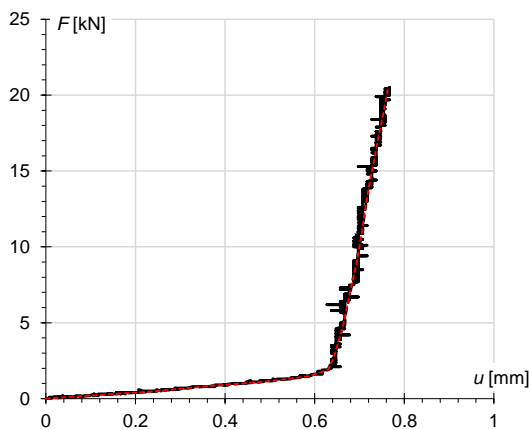
Rysunek Z.167 Wykres zależności siła - przemieszczenie dla czujnika przemieszczeń nr 2 dla panelu drugiego



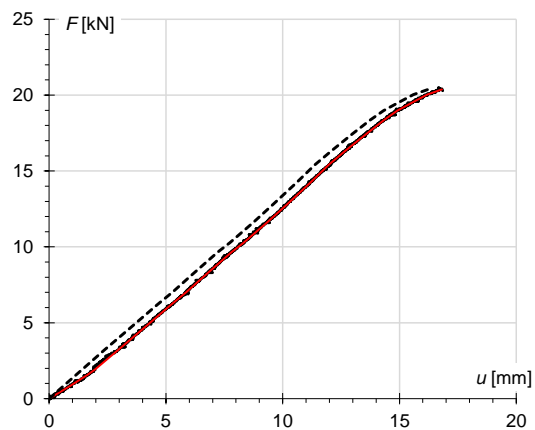
Rysunek Z.165 Wykres zależności siła - przemieszczenie dla czujnika przemieszczeń nr 6 dla panelu pierwszego



Rysunek Z.168 Wykres zależności siła - przemieszczenie dla czujnika przemieszczeń nr 3 dla panelu drugiego

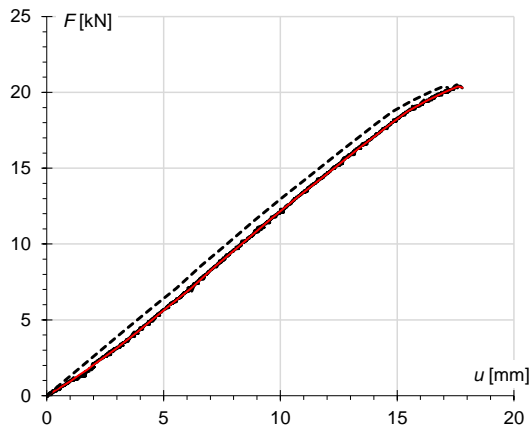


Rysunek Z.166 Wykres zależności siła - przemieszczenie dla czujnika przemieszczeń nr 1 dla panelu drugiego

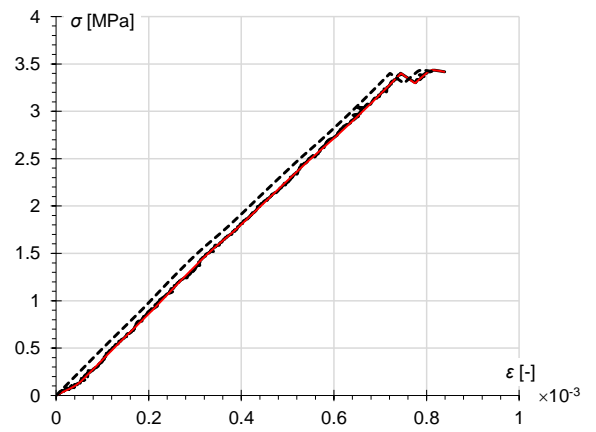


Rysunek Z.169 Wykres zależności siła - przemieszczenie dla czujnika przemieszczeń nr 4 dla panelu drugiego

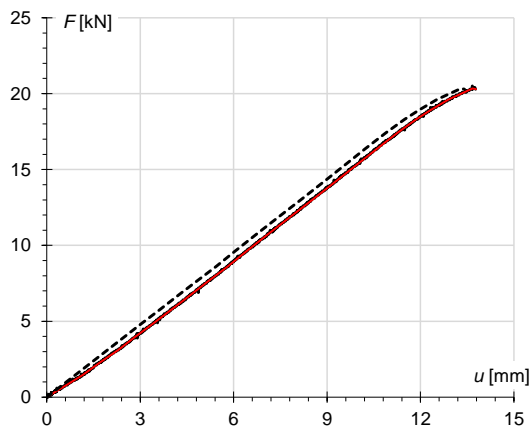




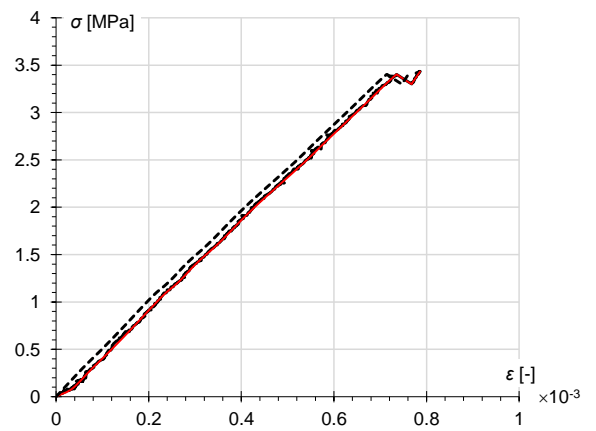
Rysunek Z.170 Wykres zależności siła - przemieszczenie dla czujnika przemieszczeń nr 5 dla panelu drugiego



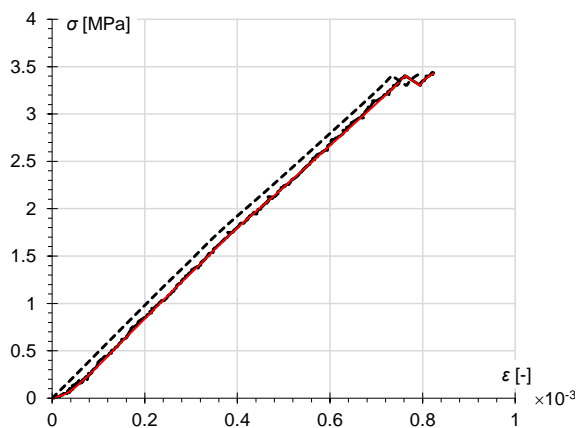
Rysunek Z.173 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru nr 2 na górnej okładzinie panelu pierwszego



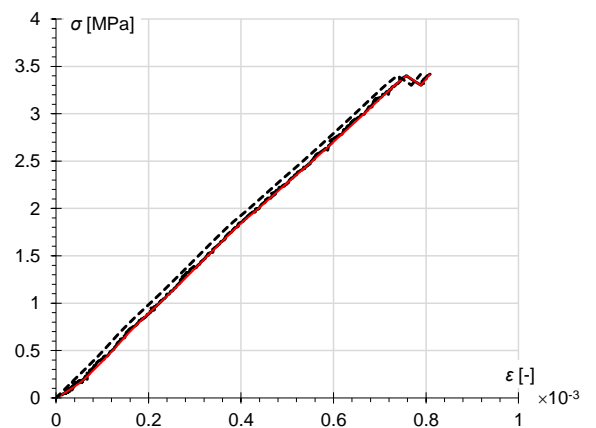
Rysunek Z.171 Wykres zależności siła - przemieszczenie dla czujnika przemieszczeń nr 6 dla panelu drugiego



Rysunek Z.174 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru nr 3 na górnej okładzinie panelu pierwszego

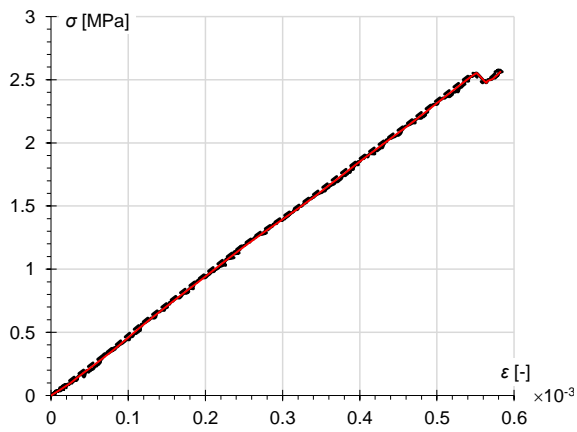


Rysunek Z.172 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru nr 1 na górnej okładzinie panelu pierwszego

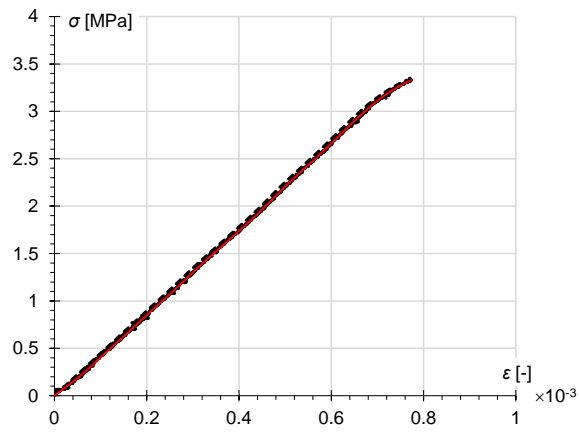


Rysunek Z.175 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru nr 4 na górnej okładzinie panelu pierwszego

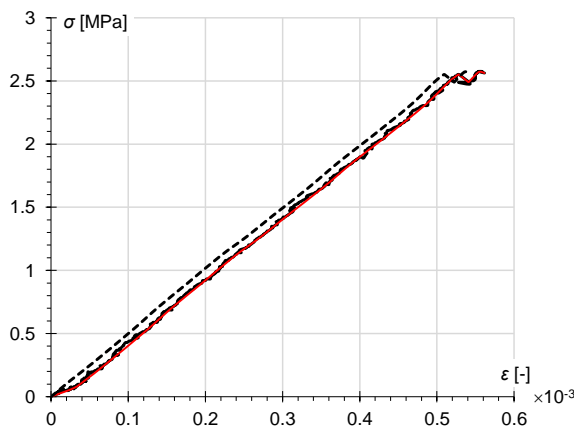




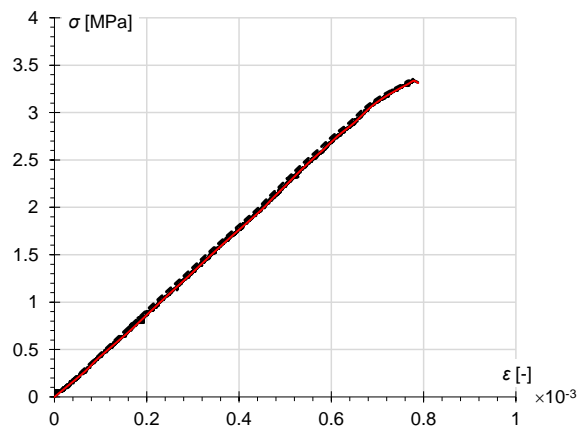
Rysunek Z.176 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru nr 5 na górnej okładzinie panelu pierwszego



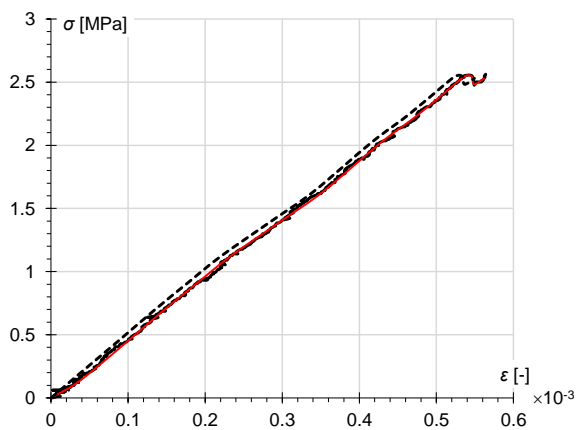
Rysunek Z.179 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru nr 1 na górnej okładzinie panelu drugiego



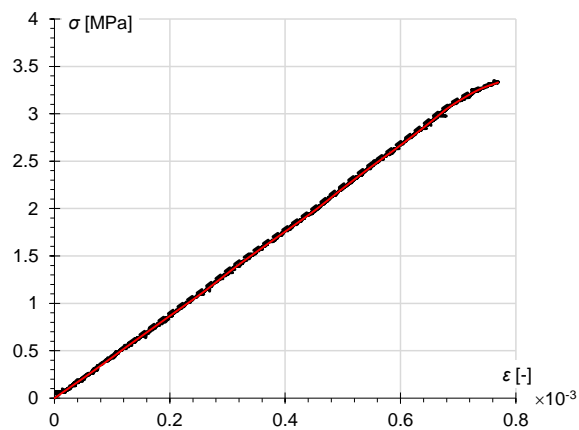
Rysunek Z.177 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru nr 6 na górnej okładzinie panelu pierwszego



Rysunek Z.180 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru nr 2 na górnej okładzinie panelu drugiego

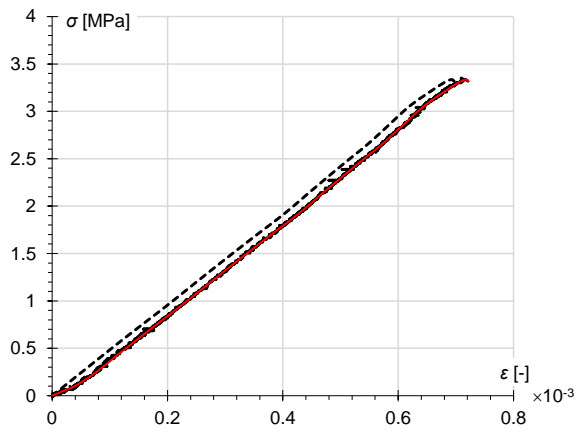


Rysunek Z.178 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru nr 7 na górnej okładzinie panelu pierwszego

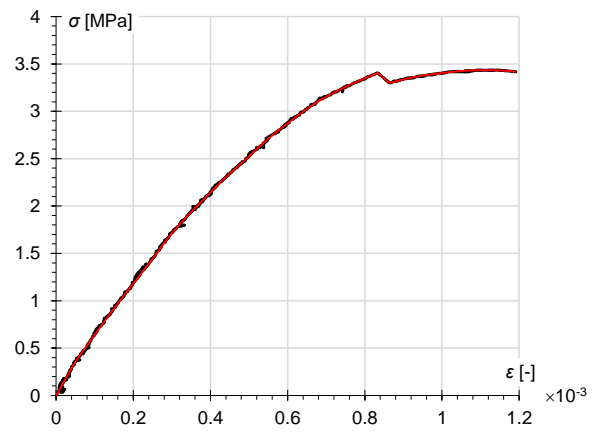


Rysunek Z.181 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru nr 3 na górnej okładzinie panelu drugiego

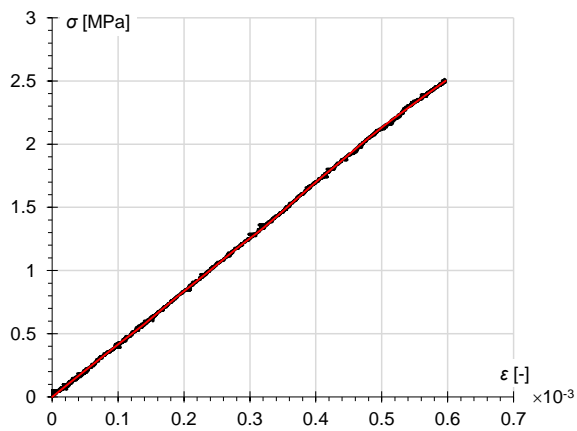




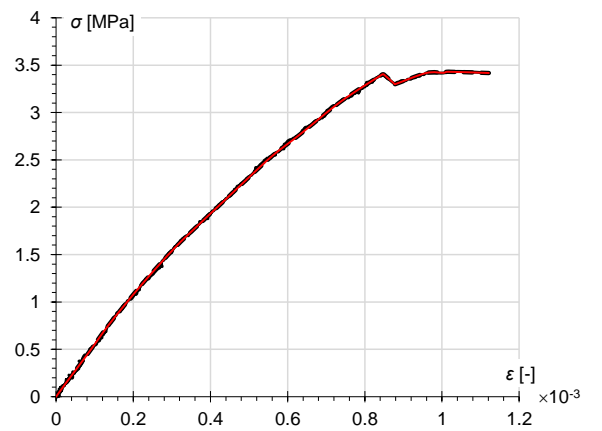
Rysunek Z.182 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru nr 4 na górnej okładzinie panelu drugiego



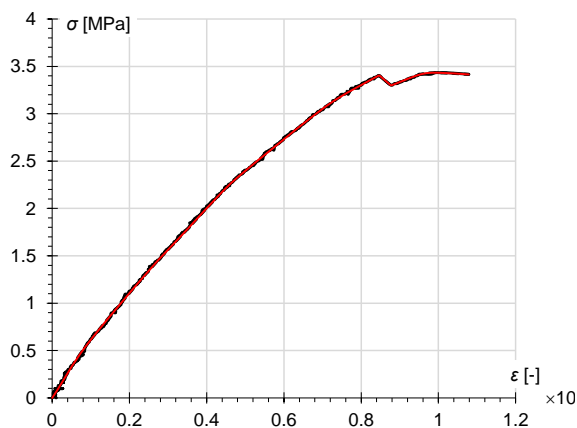
Rysunek Z.185 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru nr 2 na dolnej okładzinie panelu pierwszego



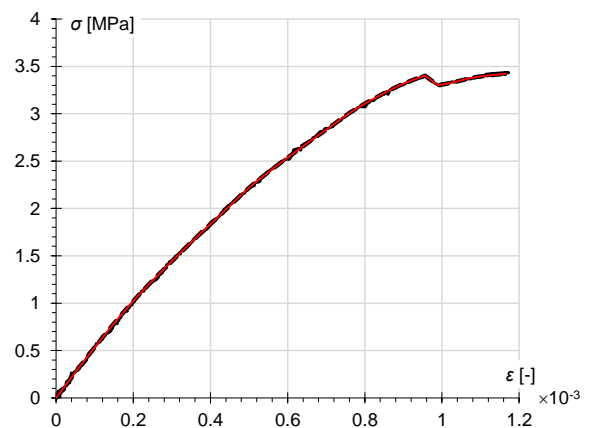
Rysunek Z.183 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru nr 5 na górnej okładzinie panelu drugiego



Rysunek Z.186 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru nr 3 na dolnej okładzinie panelu pierwszego

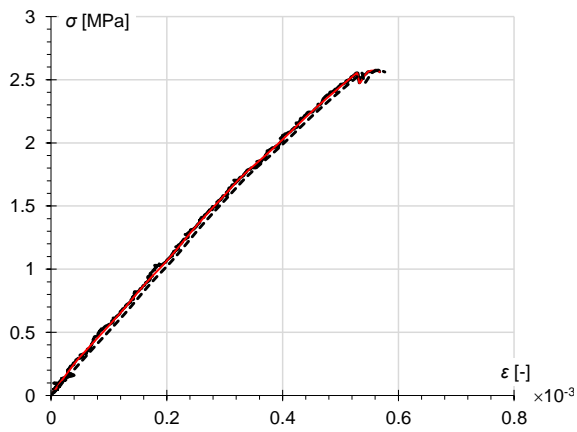


Rysunek Z.184 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru nr 1 na dolnej okładzinie panelu pierwszego

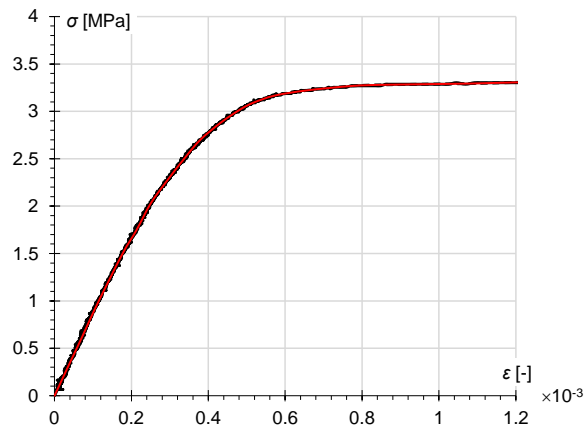


Rysunek Z.187 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru nr 4 na dolnej okładzinie panelu pierwszego

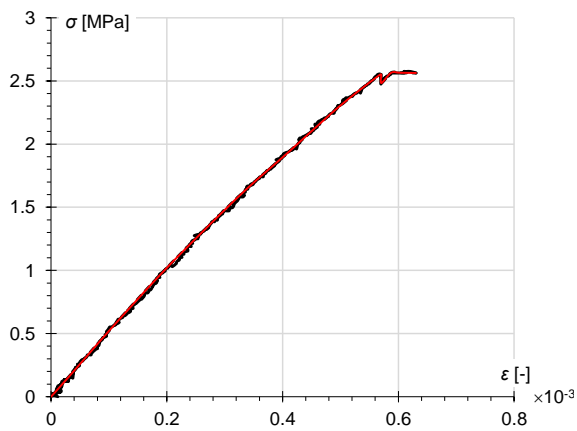




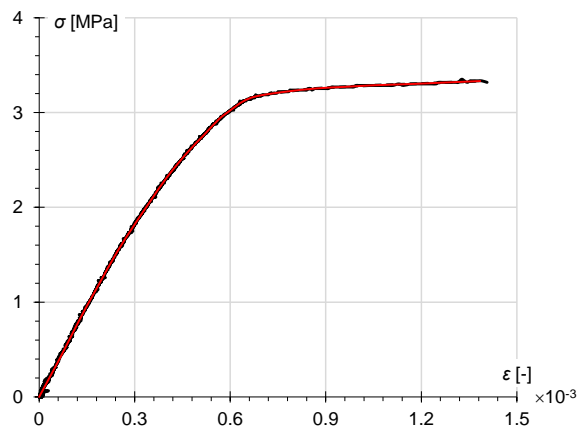
Rysunek Z.188 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru nr 5 na dolnej okładzinie panelu pierwszego



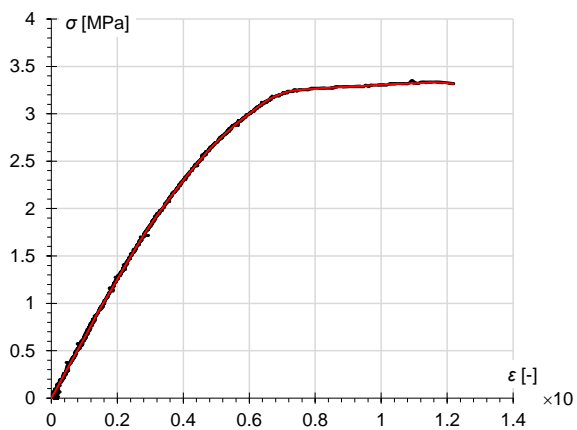
Rysunek Z.191 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru nr 2 na dolnej okładzinie panelu drugiego



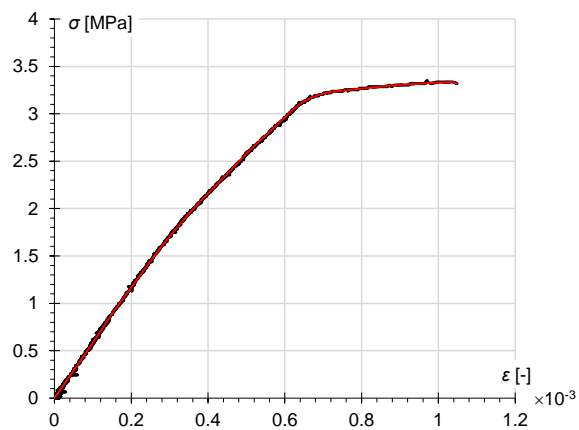
Rysunek Z.189 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru nr 7 na dolnej okładzinie panelu pierwszego



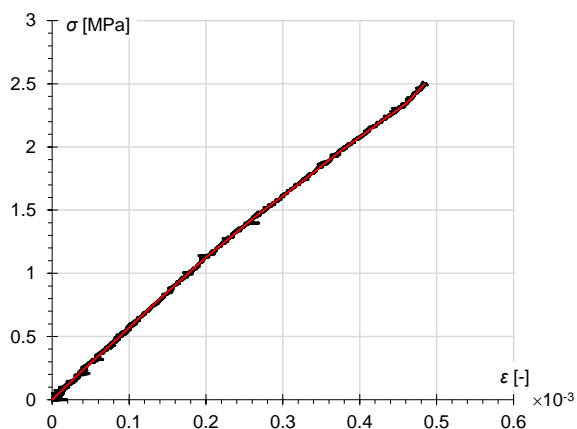
Rysunek Z.192 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru nr 3 na dolnej okładzinie panelu drugiego



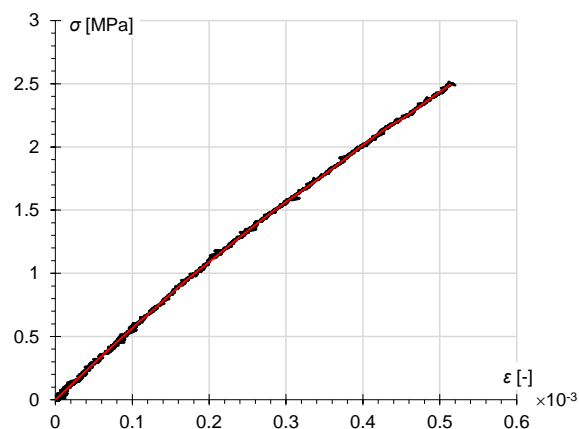
Rysunek Z.190 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru nr 1 na dolnej okładzinie panelu drugiego



Rysunek Z.193 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru nr 4 na dolnej okładzinie panelu drugiego



Rysunek Z.194 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru nr 5 na dolnej okładzinie panelu drugiego



Rysunek Z.195 Wykres zależności naprężenie - odkształcenie z tensometru nr 7 na dolnej okładzinie panelu drugiego

Analiza zbieżności

W tablicach Z.36-Z.53 zaprezentowano rezultaty analizy zbieżności modeli przedstawionych na rysunkach 3.2-3.5. Proporcje i wymiary elementów są wielkościami użytymi przy generacji automatycznej i mają charakter przybliżony, zaś liczby węzłów i elementów zostały odczytane bezpośrednio z wygenerowanych siatek. Wartość różnicy względnej w danej kolumnie określono z zależności $100\% * |x_i - x_{i+1}| / x_{i+1}$, gdzie x_i oznacza wynik z bieżącej kolumny, a x_{i+1} wynik z kolumny następczej; ewentualne odstępstwa od tej reguły uwzględniono w opisie.

Tabela Z.36 Wyniki badania zbieżności siatki modelu próbki EPS poddanej rozciąganiu (rys. 3.2a); wielkości odczytane w środku ciężkości próbki: σ_{zz} – naprężenia normalne na kierunku grubości

globalnie	rozmiar ES [mm]	16	8
	proporcje	1/1	1/1
liczba ES na grubości rdzenia		10	19
liczba w całej siatce	węzłów	97	307
	ES	76	270
σ_{zz} [MPa]		0.3497	0.3498
różnica [%]		0.04	

Tabela Z.37 Wyniki badania zbieżności siatki modelu próbki EPS poddanej ścisaniu (rys. 3.2b); wielkości odczytane w środku ciężkości próbki: σ_{zz} – naprężenia normalne na kierunku grubości

globalnie	rozmiar ES [mm]	16	8
	proporcje	1/1	1/1
liczba ES na grubości rdzenia		10	19
liczba w całej siatce	węzłów	97	307
	ES	76	270
σ_{zz} [MPa]		-0.6993	-0.6996
różnica [%]		0.04	



Tabela Z.38 Wyniki badania zbieżności siatki modelu próbki EPS poddanej ścinaniu (rys. 3.2c); wielkości odczytane w środku ciężkości próbki: τ_{xz} – naprężenia styczne na kierunku długości

globalnie	rozmiar ES [mm]	16	8
	proporcje	1/1	1/1
liczba ES na grubości rdzenia		4	6
liczba w całej siatce	węzłów ES	119	269
		96	232
τ_{xz} [MPa]		0.2891	0.2813
różnica [%]		2.77	

Tabela Z.39 Wyniki badania zbieżności siatki modelu długiej próbki EPS poddanej zginaniu (rys. 3.2d); wielkości odczytane na osi symetrii, w dolnych włóknach próbki: σ_{xx} – naprężenia normalne na kierunku długości, u_z – przesuw pionowy

globalnie	rozmiar ES [mm]	16	8	4	2
	proporcje	1/1	1/1	1/1	1/1
liczba ES na grubości rdzenia		9	19	38	75
liczba w całej siatce	węzłów	500	1 666	6 438	24 922
	ES	442	1 561	6 232	24 516
σ_{xx} [MPa]		0.2060	0.2183	0.2249	0.2281
różnica [%]		5.61	2.93	1.42	
u_z [mm]		39.8857	39.8126	39.8150	39.8198
różnica [%]		0.18	0.01	0.01	

Tabela Z.40 Wyniki badania zbieżności siatki modelu krótkiej próbki EPS poddanej zginaniu (rys. 3.2e); wielkości odczytane na osi symetrii, w dolnych włóknach próbki: σ_{xx} – naprężenia normalne na kierunku długości, u_z – przesuw pionowy

globalnie	rozmiar ES [mm]	16	8	4	2	1
	proporcje	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1
liczba ES na grubości rdzenia		5	9	19	38	75
liczba w całej siatce	węzłów	150	444	1 722	6 518	25 016
	ES	119	390	1 616	6 312	24 611
σ_{xx} [MPa]		0.1735	0.2085	0.2295	0.2380	0.2418
różnica [%]		16.76	9.17	3.56	1.56	
u_z [mm]		18.8526	19.4894	19.5919	19.6619	19.6628
różnica [%]		3.27	0.52	0.36	0.00	

Tabela Z.41 Wyniki badania zbieżności siatki modelu próbki płyty MgO poddanej zginaniu (rys. 3.2f); wielkości odczytane na osi symetrii, w dolnych włóknach próbki: σ_{xx} – naprężenia normalne na kierunku długości, u_z – przesuw pionowy

globalnie	rozmiar ES [mm]	8	4	2	1	0.5	0.25
	proporcje	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1
liczba ES na grubości okładziny		1	3	6	11	22	44
liczba w całej siatce	węzłów	128	282	864	2 772	10 159	38 791
	ES	92	220	748	2 546	9 712	37 902
σ_{xx} [MPa]		13.8027	19.3929	24.5823	26.8916	28.2873	28.9933
różnica [%]		28.83	21.11	8.59	4.93	2.44	
u_z [mm]		9.8458	9.9442	9.9852	9.9941	9.9961	9.9969
różnica [%]		0.99	0.41	0.09	0.02	0.01	

Tabela Z.42 Zmiana proporcji elementów siatki modelu próbki płyty MgO poddanej zginaniu (rys. 3.2f); oznaczenia zgodnie z tab. Z.41

globalnie	rozmiar ES [mm]	0.5	1	1.5	2
ES w okładzinach	proporcje	1/1	1/2	1/3	1/4
	wysokość [mm]	0.5	0.5	0.5	0.5
	długość [mm]	0.5	1	1.5	2
liczba ES na grubości okładziny		22	22	22	22
liczba w całej siatce	węzłów	10 159	5 093	3 405	2 560
	ES	9 712	4 856	3 238	2 428
σ_{xx} [MPa]		28.2873	28.2618	28.2194	28.2079
różnica ¹³ [%]		2.29	2.38	2.52	2.56
u_z [mm]		9.9961	9.99415	9.9905	9.98502
różnica ¹³ [%]		0.02	0.00	0.04	0.09

Tabela Z.43 Wyniki badania zbieżności siatki modelu próbki CSIP o wysokości L_0 poddanej ścisaniu (rys. 3.3a); wielkości odczytane w środku wysokości, w skrajnych włóknach próbki:

σ_{xx} – naprężenia normalne na kierunku długości, u_z – wychylenie względem osi pionowej

globalnie	rozmiar ES [mm]	16	8
ES w okładzinach	proporcje	1/4	1/4
	wysokość [mm]	4	2
	długość [mm]	16	8
ES w rdzeniu	proporcje	1/1	1/1
	wys./dł. [mm]	16	8
liczba ES na grubości	okładziny	3	6
	rdzenia	1	3
łącznego przekroju		7	15
liczba w całej siatce	węzłów	506	1 934
	ES	434	1 796
σ_{xx} [MPa]		-17.3517	-17.3210
różnica [%]		0.18	
u_z [mm]		0.7316	0.7293
różnica [%]		0.32	

Tabela Z.44 Wyniki badania zbieżności siatki modelu próbki CSIP o wysokości $L_0/1.5$ poddanej ścisaniu (rys. 3.3b); wielkości odczytane w środku wysokości, w skrajnych włóknach próbki:

σ_{xx} – naprężenia normalne na kierunku długości, u_z – wychylenie względem osi pionowej

globalnie	rozmiar ES [mm]	16	8
ES w okładzinach	proporcje	1/4	1/4
	wysokość [mm]	4	2
	długość [mm]	16	8
ES w rdzeniu	proporcje	1/1	1/1
	wys./dł. [mm]	16	8
liczba ES na grubości	okładziny	3	6
	rdzenia	1	3
łącznego przekroju		7	15
liczba w całej siatce	węzłów	352	1 328
	ES	300	1 228
σ_{xx} [MPa]		-26.7485	-26.7483
różnica [%]		0.00	
u_z [mm]		0.0152	0.0157
różnica [%]		2.99	

¹³ Względem wyniku uzyskanego przy najgęstszej siatce z tabeli Z.41.

Tabela Z.45 Wyniki badania zbieżności siatki modelu próbki CSIP o wysokości $L_0/3.5$ poddanej ścisnaniu (rys. 3.3c); wielkości odczytane w środku wysokości, w skrajnych włóknach próbki:

σ_{xx} – naprężenia normalne na kierunku długości, u_z – wychylenie w kierunku grubości próbki

globalnie	rozmiar ES [mm]	16	8
ES w okładzinach	proporcje	1/4	1/4
	wysokość [mm]	4	2
	długość [mm]	16	8
ES w rdzeniu	proporcje	1/1	1/1
	wys./dł. [mm]	16	8
liczba ES na grubości	okładziny	3	6
	rdzenia	1	2
	łącnego przekroju	7	14
liczba w całej siatce	węzłów	168	565
	ES	140	512
σ_{xx} [MPa]		-41.6482	-41.6705
różnica [%]		0.05	
u_z [mm]		0.0229	0.0233
różnica [%]		1.90	

Tabela Z.46 Wyniki badania zbieżności siatki modelu belki CSIP poddanej trójpunktowemu zginaniu przy rozstawie podpór L_0 (rys. 3.4a); wielkości odczytane na osi symetrii, w dolnych włóknach próbki:

σ_{xx} – naprężenia normalne na kierunku długości, u_z – przesuw pionowy

globalnie	rozmiar ES [mm]	16	8	4	2	1
ES w okładzinach	proporcje	1/4	1/4	1/4	1/4	1/4
	wysokość [mm]	4	2	1	0.5	0.25
	długość [mm]	16	8	4	2	1
ES w rdzeniu	proporcje	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1
	wys./dł. [mm]	16	8	4	2	1
liczba ES na grubości	okładziny	3	6	11	22	44
	rdzenia	10	19	38	76	152
	łącnego przekroju	16	31	60	120	240
liczba w całej siatce	węzłów	731	2 654	10 056	39 663	157 075
	ES	669	2 537	9 828	39 212	156 180
σ_{xx} [MPa]		8.9708	10.3066	10.8394	11.1696	11.2972
różnica [%]		12.96	4.92	2.96	1.13	
u_z [mm]		14.6290	14.5253	14.5469	14.5552	14.5557
różnica [%]		0.71	0.15	0.06	0.00	

Tabela Z.47 Wyniki badania zbieżności siatki modelu belki CSIP poddanej trójpunktowemu zginaniu przy rozstawie podpór $L_0/2$ (rys. 3.4b); wielkości odczytane na osi symetrii, w dolnych włóknach próbki:

σ_{xx} – naprężenia normalne na kierunku długości, u_z – przesuw pionowy

globalnie	rozmiar ES [mm]	16	8	4	2	1
ES w okładzinach	proporcje	1/4	1/4	1/4	1/4	1/4
	wysokość [mm]	4	2	1	0.5	0.25
	długość [mm]	16	8	4	2	1
ES w rdzeniu	proporcje	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1
	wys./dł. [mm]	16	8	4	2	1
liczba ES na grubości	okładziny	3	6	11	22	44
	rdzenia	10	19	38	76	152
	łącnego przekroju	16	31	60	120	240
liczba w całej siatce	węzłów	391	1 342	5 115	19 940	78 750
	ES	349	1 266	4 968	19 652	78 180
σ_{xx} [MPa]		9.0403	10.9490	11.8433	12.3632	12.5694
różnica [%]		17.43	7.55	4.21	1.64	
u_z [mm]		9.9035	9.7229	9.7277	9.7358	9.7326
różnica [%]		1.86	0.05	0.08	0.03	

Tabela Z.48 Wyniki badania zbieżności siatki modelu belki CSIP poddanej trójpunktowemu zginaniu przy rozstawie podpór $L_0/4$ (rys. 3.4c); wielkości odczytane na osi symetrii, w dolnych włóknach próbki: σ_{xx} – naprężenia normalne na kierunku długości, u_z – przesuw pionowy

globalnie	rozmiar ES [mm]	16	8	4	2	1
ES w okładzinach	proporcje	1/4	1/4	1/4	1/4	1/4
	wysokość [mm]	4	2	1	0.5	0.25
	długość [mm]	16	8	4	2	1
ES w rdzeniu	proporcje	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1
	wys./dł. [mm]	16	8	4	2	1
liczba ES na grubości	okładziny	3	6	11	22	44
	rdzenia	10	19	38	76	152
	łącnego przekroju	16	31	60	120	240
liczba w całej siatce	węzłów	204	702	2 614	10 139	39 708
	ES	173	646	2 508	9 932	39 300
σ_{xx} [MPa]		16.5559	21.1393	23.6413	24.8774	25.4450
różnica [%]		21.68	10.58	4.97	2.23	
u_z [mm]		6.3629	6.0736	5.7932	5.9056	5.8790
różnica [%]		4.76	4.84	1.90	0.45	

Tabela Z.49 Wyniki badania zbieżności siatki modelu belki CSIP poddanej czteropunktowemu zginaniu przy rozstawie podpór L_0 (rys. 3.4d); wielkości odczytane na osi symetrii, w dolnych włóknach próbki: σ_{xx} – naprężenia normalne na kierunku długości, u_z – przesuw pionowy

globalnie	rozmiar ES [mm]	16	8	4	2	1
ES w okładzinach	proporcje	1/4	1/4	1/4	1/4	1/4
	wysokość [mm]	4	2	1	0.5	0.25
	długość [mm]	16	8	4	2	1
ES w rdzeniu	proporcje	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1
	wysokość [mm]	16	8	4	2	1
liczba ES na grubości	okładziny	3	6	11	22	44
	rdzenia	10	19	38	76	152
	łącnego przekroju	16	31	60	120	240
liczba w całej siatce	węzłów	731	2 654	10 056	39 663	157 075
	ES	669	2 537	9 828	39 212	156 180
σ_{xx} [MPa]		6.4375	6.9422	7.1499	7.2792	7.3144
różnica [%]		7.27	2.90	1.78	0.48	
u_z [mm]		16.4099	16.3985	16.4398	16.4642	16.4636
różnica [%]		0.07	0.25	0.15	0.00	

Tabela Z.50 Wyniki badania zbieżności siatki modelu belki CSIP poddanej czteropunktowemu zginaniu przy rozstawie podpór $L_0/2$ (rys. 3.4e); wielkości odczytane na osi symetrii, w dolnych włóknach próbki: σ_{xx} – naprężenia normalne na kierunku długości, u_z – przesuw pionowy

globalnie	rozmiar ES [mm]	16	8	4	2	1
ES w okładzinach	proporcje	1/4	1/4	1/4	1/4	1/4
	wysokość [mm]	4	2	1	0.5	0.25
	długość [mm]	16	8	4	2	1
ES w rdzeniu	proporcje	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1
	wys./dł. [mm]	16	8	4	2	1
liczba ES na grubości	okładziny	3	6	11	22	44
	rdzenia	10	19	38	76	152
	łącnego przekroju	16	31	60	120	240
liczba w całej siatce	węzłów	391	1 342	5 115	19 940	78 750
	ES	349	1 266	4 968	19 652	78 180
σ_{xx} [MPa]		13.8085	16.0773	17.6402	18.2701	18.5182
różnica [%]		14.11	8.86	3.45	1.34	
u_z [mm]		17.7194	17.6492	17.6755	17.7066	17.7060
różnica [%]		0.40	0.15	0.18	0.00	

Tabela Z.51 Wyniki badania zbieżności siatki modelu belki CSIP poddanej czteropunktowemu zginaniu przy rozstawie podpór $L_0/4$ (rys. 3.4f); wielkości odczytane na osi symetrii, w dolnych włóknach próbki: σ_{xx} – naprężenia normalne na kierunku długości, u_z – przesuw pionowy

globalnie	rozmiar ES [mm]	16	8	4	2	1
ES w okładzinach	proporcje	1/4	1/4	1/4	1/4	1/4
	wysokość [mm]	4	2	1	0.5	0.25
	długość [mm]	16	8	4	2	1
ES w rdzeniu	proporcje	1/1	1/1	1/1	1/1	1/1
	wysokość [mm]	16	8	4	2	1
liczba ES na grubości	okładziny	3	6	11	22	44
	rdzenia	1	2	5	76	152
	łącnego przekroju	7	14	27	120	240
liczba w całej siatce	węzłów	204	702	2 614	10 139	39 708
	ES	173	646	2 508	9 932	39 300
	σ_{xx} [MPa]	10.2186	14.1008	15.6037	16.6328	17.0096
	różnica [%]	27.53	9.63	6.19	2.22	
	u_z [mm]	4.4580	4.2070	4.1495	4.0486	4.0619
	różnica [%]	5.97	1.38	2.49	0.33	

Tabela Z.52 Wyniki badania zbieżności siatki modelu belki CSIP poddanej trójpunktowemu zginaniu przy rozstawie podpór L_0 (rys. 3.5a); wielkości odczytane na osi symetrii, w dolnych włóknach próbki: σ_{xx} – naprężenia normalne na kierunku długości, u_z – przesuw pionowy

globalnie	rozmiar ES [mm]	16	8	4
ES w okładzinach	proporcje	1/8/8	1/8/8	1/8/8
	wysokość [mm]	2	1	0.5
	dł./szer. [mm]	16	8	4
ES w rdzeniu	proporcje	1/1/1	1/1/1	1/1/1
	wys./dł./szer. [mm]	16	8	4
liczba ES na grubości	okładziny	6	11	22
	rdzenia	10	19	38
	łącnego przekroju	22	41	82
liczba w całej siatce	węzłów	4 262	25 454	195 862
	ES	2 745	20 082	174 382
	σ_{xx} [MPa]	10.7407	11.2640	11.3814
	różnica [%]	4.65	1.03	
	u_z [mm]	14.6291	14.5286	14.5455
	różnica [%]	0.69	0.12	

Tabela Z.53 Wyniki badania zbieżności siatki modelu belki CSIP poddanej czteropunktowemu zginaniu przy rozstawie podpór L_0 (rys. 3.5b); wielkości odczytane na osi symetrii, w dolnych włóknach próbki: σ_{xx} – naprężenia normalne na kierunku długości, u_z – przesuw pionowy

globalnie	rozmiar ES [mm]	16	8	4
ES w okładzinach	proporcje	1/8/8	1/8/8	1/8/8
	wysokość [mm]	2	1	0.5
	dł./szer. [mm]	16	8	4
ES w rdzeniu	proporcje	1/1/1	1/1/1	1/1/1
	wys./dł./szer. [mm]	16	8	4
liczba ES na grubości	okładziny	6	11	22
	rdzenia	10	19	38
	łącnego przekroju	22	41	82
liczba w całej siatce	węzłów	4 262	25 454	197 052
	ES	2 745	20 082	175 448
	σ_{xx} [MPa]	6.3016	6.5647	6.5941
	różnica [%]	4.01	0.45	
	u_z [mm]	16.229	16.1937	16.1845
	różnica [%]	0.22	0.06	