



Politechnika Poznańska
Wydział Inżynierii Lądowej i Transportu
Instytut Budownictwa

Rozprawa doktorska

**Zastosowanie jednokierunkowej tkaniny z włókna
węglowego do wzmacniania cienkościennych belek
stalowych typu sigma**

mgr inż. Maciej Adam Dybizbański

Promotor:
prof. dr hab. inż. Katarzyna Rzeszut

Poznań 2025 r.

*Składam serdeczne podziękowania wszystkim osobom,
których pomoc i życzliwość przyczyniła się do powstania niniejszej rozprawy.*

W szczególności pragnę podziękować:

*Pani promotor prof. dr hab. inż. Katarzynie Rzeszut,
za cenne wskazówki, cierpliwość i poświęcony czas,*

*Panu dr hab. inż. Piotrowi Sielickiemu, prof. PP,
za wskazówki przy wykonywaniu modeli numerycznych*

*Panu mgr inż. Saydiolimkhon Abdusattarkhuja,
za pomoc i czas spędzony w laboratorium*

*Pracownikom Międzyinstytutowego Laboratorium Konstrukcji Budowlanych,
za pomoc w przeprowadzeniu badań laboratoryjnych,*

*Firmom Blachy Pruszyński sp. z o.o. i Sika Poland sp. z o.o.,
za ufundowanie materiałów do badań laboratoryjnych.*

SPIS TREŚCI

SPIS OZNACZEŃ	8
STRESZCZENIE	12
SUMMARY	14
WSTĘP	16
1. ANALIZA STANU WIEDZY W ŚWIETLE LITERATURY PRZEDMIOTU	18
1.1. Cienkościenne kształtowniki stalowe	18
1.2. Mechanika cienkościennych belek stalowych	19
1.2.1. Teoria belek cienkościennych	21
1.2.2. Teoria belek cienkościennych Jonssona	24
1.2.3. Dystorsja przekroju poprzecznego	26
1.2.4. Lokalne deformacje ścianek	30
1.3. Wzmacnianie konstrukcji za pomocą kompozytów CFRP	31
1.4. Połączenia klejone	33
1.4.1. Badania połączeń klejonych stal-CFRP	33
1.4.2. Modele analityczne połączeń klejonych	35
1.4.3. Adhezja	37
1.4.4. Modelowanie numeryczne połączeń klejonych	41
1.5. Podsumowanie	47
2. OBSZAR BADAŃ I ZASTOSOWANA APARATURA	49
2.1. Motywacja i przedmiot badań	49
2.2. Problemy badawcze, cel i teza	51
2.3. Zakres badań	52
2.4. Aparatura badawcza	57
3. BADANIA LABORATORYJNE POŁĄCZEŃ KLEJONYCH	59

3.1.	Właściwości mechaniczne stali	59
3.2.	Badania wstępne właściwości mechanicznych połączenia klejonego.....	63
3.3.	Badania główne właściwości mechanicznych połączenia klejonego	70
3.4.	Podsumowanie.....	82
4.	BADANIA LABORATORYJNE BELEK.....	84
4.1.	Zakres badań i stanowisko badawcze.....	84
4.2.	Przygotowanie próbek	88
4.3.	Sprawdzenie symetryczności stanowiska	89
4.4.	Analiza postaci zniszczenia	91
4.5.	Zależności siła-przemieszczenie – maszyna wytrzymałościowa	95
4.6.	Zależności siła-przemieszczenie – czujniki LVDT	100
4.7.	Zależności siła-przemieszczenie - system ARAMIS.....	101
4.8.	Pola przemieszczeń – system ARAMIS	108
4.9.	Podsumowanie.....	119
5.	ANALIZA TEORETYCZNA POŁĄCZEŃ KLEJONYCH	121
5.1.	Podwójne połączenie zakładkowe (DLJ) – zniszczenie kohezyjne.....	121
5.1.1.	Modele analityczne	121
5.1.2.	Model numeryczny.....	123
5.1.3.	Porównanie wyników	126
5.1.4.	Podsumowanie	128
5.2.	Pojedyncze połączenie zakładkowe – zerwanie tkaniny	129
5.2.1.	Model numeryczny.....	129
5.2.2.	Podsumowanie	133
5.3.	Pojedyncze połączenie zakładkowe – zniszczenie adhezyjne.....	133
5.3.1.	Model numeryczny.....	133
5.3.2.	Porównanie wyników	135

5.3.3. Podsumowanie	136
5.4. Wnioski	137
6. ANALIZA NUMERYCZNA BELEK	138
6.1. Model numeryczny belki referencyjnej i wzmocnionej	138
6.2. Porównanie wyników	141
6.3. Analiza odkształceń	145
6.4. Analiza naprężeń	152
6.5. Podsumowanie	163
7. WNIOSKI KOŃCOWE	166
SPIS TABLIC	170
SPIS ILUSTRACJI	171
LITERATURA	175
ZAŁĄCZNIK A.....	185

SPIS OZNACZEŃ

Wielkie litery łacińskie

A – pole przekroju,

B – stała zginania poprzecznego,

B_{ω}, B_T – bi-moment skrętny,

B_D – bi-moment dystorsyjny,

D – zmienna zniszczenia,

E – moduł Young’a stali,

E_a – moduł Young’a kleju,

G – moduł Kirchoff’a stali,

G_a – moduł Kirchoff’a kleju,

G_C – energia pękania,

G_n, G_s, G_t – energia pękania odpowiednio dla trybów normalnego (I) i dwóch ścinania (II i III),

G_n^C, G_s^C, G_t^C – krytyczna energia pękania dla czystych trybów normalnego (I) i dwóch ścinania (II i III),

I_T – moment bezwładności przy skręcaniu swobodnym,

I_y – moment bezwładności względem osi „y”,

I_z – moment bezwładności względem osi „z”,

I_{ω} – wycinkowy moment bezwładności,

J – stała skręcania,

J_d – jednolita stała odkształcenia dystorsyjnego,

K – macierz sztywności,

K_{nn}, K_{ss}, K_{tt} – sztywność sprężysta odpowiednio w kierunku normalnym i dwóch kierunkach ścinania,

L_0 – długość zakładu,

M_D – sumaryczny moment dystorsyjny,

M_d – moment dystorsyjny (typu St. Venanta),

M_T – moment skręcający (skręcanie swobodne),

M_y – moment zginający względem osi „y”,

M_z – moment zginający względem osi „z”,

M_Ω – moment spaczenia dystorsyjnego,

M_ω – moment od skręcania nieswobodnego (giętno-skrętny),

N – siła normalna,

R – katalogowa wytrzymałość kleju na rozciąganie podana przez producenta,

S_y – moment statyczny względem osi „y”,

S_z – moment statyczny względem osi „z”,

S_ω – wycinkowy moment statyczny,

T – siła osiowa,

T_a – początkowa grubość kleju,

Q_D – siła tnąca (związana z poprzecznymi momentami zginającymi),

V_y – siła poprzeczna w kierunku osi „y”,

V_z – siła poprzeczna w kierunku osi „z”.

Małe litery łacińskie

α – współczynnik eksperymentalny zależny od kształtu przekroju, określony w (Föppl, 1897),

a_p – obszar powierzchni pokrytej przyssawką,

b – szerokość wzmocnienia / szerokość połączenia klejonego,

p – ciśnienie na zewnątrz przyssawki,

s – szerokość ścianki,

t – grubość ścianki,

t_n, t_s, t_t – odpowiednio trakcja normalna i dwie trakcje ścinające,

t_n^o, t_s^o, t_t^o – szczytowe wartości nominalnego naprężenia, gdy odkształcenie jest odpowiednio normalne do powierzchni styku, albo w pierwszym lub drugim kierunku ścinania,

$\bar{t}_n, \bar{t}_s, \bar{t}_t$ – naprężenia przewidywane przez liniowo-sprężyste prawo konstytutywne dla aktualnych odkształceń bez uszkodzenia,

t_{max} – maksymalna trakcja,

u – przemieszczenie,

$u(s)$ – pierwotne spaczenie,

w – szerokość połączenia klejonego,

$w(s)$ – wtórne spaczenie,

x – współrzędna kartezjańska,

y – odległość od środka ciężkości przekroju względem osi „z” / współrzędna kartezjańska (zależnie od kontekstu),

z – odległość od środka ciężkości przekroju względem osi „y” / współrzędna kartezjańska (zależnie od kontekstu).

Wielkie litery greckie

ΔL – maksymalne wydłużenie tkaniny przed zerwaniem,

Θ – kąt skręcenia przekroju,

Ω – funkcja spaczenia dystorsyjnego.

Małe litery greckie

α – parametr korekcyjny zaproponowany w celu zbliżenia mechanizmu zniszczenia do zaobserwowanego w laboratorium, $\alpha = 0,01$ [–],

β – parametr korekcyjny zaproponowany w celu zbliżenia mechanizmu zniszczenia do zaobserwowanego w laboratorium, $\beta = 0,2$ [–],

δ – separacja,

δ_m – efektywne przemieszczenie (efektywna separacja),

δ_m^{max} – maksymalna wartość efektywnego przemieszczenia,

δ_m^f – krytyczne przemieszczenie (krytyczna separacja),

$\varepsilon_n, \varepsilon_s, \varepsilon_t$ – odkształcenia odpowiednio w kierunku normalnym i dwóch kierunkach ścinania,

$\varepsilon_n^o, \varepsilon_s^o, \varepsilon_t^o$ – maksymalne wartości odkształcenia nominalnego, gdy deformacja jest odpowiednio normalna do styku, albo w pierwszym lub drugim kierunku ścinania,

η – wykładnik potęgowy lub parametr materiałowy,

φ – kąt skręcenia,

σ_x – naprężenia normalne,

$\sigma_x^{B\omega}, \sigma_x^{BT}$ – naprężenia normalne od skręcania nieswobodnego,

σ_x^{BD} – naprężenia normalne od bi-momentu dystorsyjnego,

σ_x^{My} – naprężenia normalne od zginania względem osi „y”,

σ_x^{Mz} – naprężenia normalne od zginania względem osi „z”,

σ_x^N – naprężenia normalne od ściskania/rozciągania,

σ_ω – naprężenia normalne od skręcania nieswobodnego,
 τ – naprężenia ścinające,
 τ_{avg} – średnie naprężenia ścinające w warstwie kleju,
 τ_c – naprężenia ścinające w warstwie kleju,
 τ^{M_d} – naprężenia ścinające od momentu dystorsyjnego,
 τ^{M_t} – naprężenia ścinające od skręcania swobodnego,
 τ^{M_Ω} – naprężenia ścinające od momentu spaczenia dystorsyjnego,
 τ^{M_ω} – naprężenia ścinające od skręcania nieswobodnego,
 τ^{V_y} – naprężenia ścinające od sił poprzecznych w kierunku osi „y”,
 τ^{V_z} – naprężenia ścinające od sił poprzecznych w kierunku osi „z”,
 τ_d – naprężenia ścinające powiązane z momentem dystorsyjnym (typu St Venanta),
 τ_T – naprężenia ścinające od skręcania swobodnego,
 τ_Ω – naprężenia ścinające związane z momentem spaczenia dystorsyjnego,
 τ_ω – naprężenia ścinające od skręcania nieswobodnego,
 ω – współrzędna wycinkowa.

STRESZCZENIE

Rozprawa doktorska pt. „Zastosowanie jednokierunkowej tkaniny z włókna węglowego do wzmacniania cienkościennych belek stalowych typu sigma” przedstawia wyniki badań mających na celu analizę możliwości zwiększenia odporności na deformacje dystorsyjne belek stalowych poprzez odcinkowe zamknięcie przekroju poprzecznego za pomocą naklejanej tkaniny z włókna węglowego (CFT).

Pracę podzielono na siedem rozdziałów. Rozdział pierwszy zawiera przegląd literatury dotyczącej konstrukcji stalowych cienkościennych, zjawiska dystorsji, metod wzmacniania konstrukcji kompozytami CFRP, ze szczególnym uwzględnieniem aplikacji na elementach stalowych, oraz teorii belek cienkościennych. Rozdział drugi opisuje zastosowane materiały (stal S350GD, profile $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ i $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$, jednokierunkową tkaninę węglową oraz klej), a także szczegółowo przedstawia metodykę badań, obejmującą przygotowanie próbek, program badań doświadczalnych połączeń klejonych i belek stalowych (niewzmocnionych i wzmocnionych trzema sposobami naklejenia tkaniny) oraz założenia przyjęte do analiz numerycznych. Rozdział trzeci prezentuje wyniki badań doświadczalnych połączeń klejonych stal-klej-CFRP, koncentrując się na wyznaczeniu ich nośności, postaci zniszczenia oraz parametrów mechanicznych. W rozdziale czwartym szczegółowo omówiono wyniki badań laboratoryjnych belek stalowych typu sigma, poddanych czteropunktowemu zginaniu, ze szczególnym uwzględnieniem wpływu wzmocnienia na nośność, sztywność, formy zniszczenia i ograniczenie dystorsji. Rozdział piąty poświęcony jest analizom numerycznym z zastosowaniem metody elementów skończonych (MES), w ramach których opracowano i zweryfikowano modele połączeń klejonych. Rozdział szósty zawiera analizę i dyskusję nad uzyskanymi wynikami badań doświadczalnych i numerycznych w świetle oceny efektywności proponowanych typów wzmocnienia. Efektem badań było zidentyfikowanie najbardziej korzystnego rozwiązania tj. typu 1 (naklejenie tkaniny tylko na zagięciach brzegowych półek) oraz przeprowadzenie pogłębianych analiz jego wpływu na mechanikę pracy badanych belek. W rozdziale siódmym podsumowano całość pracy, przedstawiając kluczowe wnioski potwierdzające tezę rozprawy o skuteczności zastosowanego wzmocnienia, wskazując oryginalne osiągnięcia pracy oraz perspektywy dalszych badań.

Wykorzystane metody badawcze obejmują badania doświadczalne (testy wytrzymałościowe 65 połączeń klejonych i 16 belek stalowych w schemacie czteropunktowego zginania) oraz analizy numeryczne z wykorzystaniem metody elementów skończonych (MES). Testy laboratoryjne przeprowadzono na klejonych połączeniach zakładkowych podwójnych (5 próbek) i pojedynczych (60 próbek). Ponadto, przeprowadzono pełnoskalowe testy laboratoryjne na cienkościennych belkach stalowych niewzmocnionych (4 próbki) oraz wzmocnionych (12 próbek). Pełnoskalowe badania przeprowadzono dla belek o przekroju poprzecznym typu sigma o wymiarach

$\Sigma 200 \times 70 \times 2$ i $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$, dla trzech różnych sposobów naklejenia tkaniny oraz dla dwóch różnych sposobów zamocowania na podporach (swobodna i zablokowana możliwość deplanacji przekroju poprzecznego na podporach).

Badania potwierdziły, że zastosowanie tkaniny z włókna węglowego, szczególnie w przypadku belek o przekroju $\Sigma 200 \times 70 \times 2$, istotnie zwiększa ich nośność i odporność na deformacje dystorsyjne.

SUMMARY

The doctoral dissertation titled "Application of unidirectional carbon fibre textile for strengthening thin-walled steel sigma beams" presents the results of research aimed at analysing the possibility of increasing the resistance to distortional deformations of steel beams by means of segmental cross-section closure using an adhesively bonded carbon fibre textile (CFT).

The work is divided into seven chapters. Chapter One contains a literature review concerning thin-walled steel structures, the phenomenon of distortion, methods of strengthening structures with CFRP composites, with particular emphasis on applications to steel elements, and the theory of thin-walled beams. Chapter Two describes the materials used (S350GD steel, $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ and $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$ profiles, unidirectional carbon textile, and adhesive), and details the research methodology, including specimen preparation, the experimental program for adhesive joints and steel beams (unreinforced and reinforced with three application methods), and the assumptions adopted for numerical analyses. Chapter Three presents the results of experimental tests on steel-adhesive-CFRP joints, focusing on determining their load-bearing capacity, failure modes, and mechanical parameters. Chapter Four discusses in detail the results of laboratory tests on sigma-type steel beams subjected to four-point bending, with particular emphasis on the influence of the reinforcement on load-bearing capacity, stiffness, failure modes, and the limitation of distortion. Chapter Five is devoted to numerical analyses using the Finite Element Method (FEM), within which models of the adhesive joints were developed and verified. Chapter Six contains a comprehensive analysis and discussion of the obtained experimental and numerical results, evaluating the effectiveness of the proposed strengthening types. The outcome of the research was the identification of Type 1 (application of the textile only to the edge stiffeners of the flanges) as the most beneficial solution, and the execution of in-depth analyses of its impact on the mechanical behaviour of the tested beams. Chapter Seven summarises the entire work, presenting key conclusions that confirm the dissertation's thesis on the effectiveness of the applied strengthening, highlighting the original achievements of the work, and outlining prospects for further research.

The research methods used include experimental investigations (laboratory strength tests of 65 adhesive joints and 16 steel beams in a four-point bending scheme) and numerical analyses using the Finite Element Method (FEM). Laboratory tests were conducted on adhesively bonded double lap joints (5 specimens) and single lap joints (60 specimens). Furthermore, full-scale laboratory tests were conducted on thin-walled steel beams, including unreinforced (4 specimens) and reinforced (12 specimens) beams. The full-scale tests were conducted for beams with two different cross-sections ($\Sigma 200 \times 70 \times 2$ and $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$), for three different methods of textile application, and for two different

support conditions (with cross-section warping at the supports either permitted or prevented).

The research confirmed that the application of carbon fibre textile, especially when the reinforcement is applied to the edge stiffeners of the flanges, significantly increases the load-bearing capacity of sigma beams and their resistance to distortional deformations, with the $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ profile proving to be more responsive to the positive effects of strengthening.

WSTĘP

W ostatnim czasie kształtowniki profilowane na zimno typu sigma znalazły bardzo szerokie zastosowanie w budownictwie, nie tylko jako drugorzędne elementy nośne takie jak płatwie, czy rygle ściennie, ale również jako główne elementy nośne hal stalowych (Hancock 2003). Projektanci konstrukcji stalowych powszechnie dążą do uzyskania rozwiązań spełniających wymogi bezpieczeństwa przy równoczesnej minimalizacji kosztów. Wiąże się to między innymi z redukcją zużycia materiału, którą można osiągnąć poprzez optymalizację i typizację elementów konstrukcyjnych. Jednym z rozwiązań spełniających te cele są cienkościenne elementy stalowe formowane na zimno (ang. *thin-walled, cold-formed steel*; TWCFS). Należy jednak podkreślić, że konstrukcje te mogą wymagać wzmocnienia w przypadku ich uszkodzenia lub przeciążenia. Tradycyjne metody wzmocniania stalowych konstrukcji budowlanych wykorzystujące połączenia spawane lub łączniki mechaniczne mogą prowadzić do osłabienia przekroju poprzecznego elementów TWCFS, a co za tym idzie do awarii lub zniszczenia konstrukcji. W tym kontekście, alternatywnym i bezpiecznym sposobem wzmocniania elementów TWCFS, może być zastosowanie kompozytów polimerowych wzmocnianych włóknem węglowym (ang. *Carbon Fibre Reinforced Polymers*; CFRP). Prostota i nieinwazyjny charakter tego podejścia sprawił, że staje się ono coraz popularniejszym rozwiązaniem dla naukowców i inżynierów poszukujących skutecznych metod wzmocniania konstrukcji budowlanych. Wiele prac, na przykład (Bastani i in., 2019; Bambach i in., 2009; Chakravarthy i in., 2021; Haedir i Zhao, 2011; Hu i in., 2022; Kalavagunta i in., 2013; Naganathan i in., 2020; Silvestre i in., 2009; Sun i in., 2020) potwierdza, że zastosowanie taśm lub mat CFRP pozwala na znaczące zwiększenie nośności, sztywności oraz opóźnienie zjawisk utraty stateczności i uplastycznienia elementów stalowych. Badania te obejmują różnorodne typy przekrojów, takie jak dwuteowniki, przekroje kwadratowe rurowe, skrzynkowe, okrągłe, ceowe oraz sigma (Szewczak i in., 2021a; Rzeszut i in., 2020; Rzeszut i in., 2018), a także płatwie i słupy zespolone. Wyniki eksperymentów, często wsparte modelowaniem numerycznym, wskazują na możliwość pełnego przywrócenia nośności elementów uszkodzonych oraz istotny wzrost nośności na ściskanie i na zginanie w elementach wzmocnionych. W niektórych przypadkach, na przykład prezentowanych w badaniach Kalavagunta i in. (2013), zaobserwowano jednak obniżenie nośności z powodu odpajania się taśmy CFRP. Fakt ten wskazuje na potrzebę właściwego projektowania połączenia klejonego, które w badanym przypadku okazało się najsłabszym ogniwem. Szereg prac (Bambach i in., 2009; Haedir i Zhao, 2011; Hu i in., 2022; Sun i in., 2020) koncentruje się na opracowaniu metod projektowych i obliczeniowych, uwzględniających specyfikę wzmocnień CFRP, takich jak liczba warstw, kierunek i położenie zbrojenia (Sun i in., 2020), a także na weryfikacji zgodności uzyskanych wyników z normami, takimi jak AISI S100-16, Eurokod 3 oraz AISI-DSM. Dodatkowo, w pracy Szewczak i in. (2021a) porównano skuteczność wzmocnienia wykonanego za pomocą klejonych taśm CFRP i za pomocą taśm stalowych, wskazując na kluczową rolę jakości połączenia klejonego dla

efektywności obu metod. Podsumowując, badania te przedstawiają szerokie możliwości zastosowania CFRP w naprawach i wzmacnianiu konstrukcji stalowych i równocześnie wskazują konieczność uwzględniania specyfiki materiału kompozytowego i właściwego projektowania połączeń klejonych.

Kompozyty CFRP charakteryzuje korzystny stosunek wytrzymałości do masy, wysoka odporność na korozję i doskonała trwałość. Cechy te sprawiają, że znakomicie nadają się one do zwiększania nośności oraz poprawiania pracy elementów TWCFS bez znacznego zwiększenia masy konstrukcji. Ponadto łączenie za pomocą połączeń klejonych tkanin lub taśm CFRP z powierzchniami elementów stalowych, pozwala znacznie zwiększyć ich nośność bez osłabienia przekroju. (Bambach i in., 2009; Kalavagunta i in., 2013). Należy podkreślić, że połączenia klejone zostały uznane za perspektywiczny oraz równocześnie łatwy i stosunkowo tani sposób łączenia elementów konstrukcyjnych, zapewniając poprawę ich sztywności i wytrzymałości (Pasternak i in., 2010; Piekarczyk, 2002).

Obszerne badania nad wzmacnianiem elementów TWCFS przy użyciu kompozytów CFRP i połączeń klejonych znacząco przyczyniły się zrozumienia wpływu podstawowych parametrów użytkowych wzmocnienia w zróżnicowanych warunkach obciążenia i oddziaływania czynników środowiskowych. W ramach prowadzonych analiz szczególną uwagę poświęcono badaniom takich parametrów jak dobór odpowiedniego kleju, optymalizacja technik wykonania połączenia klejonego, precyzyjne przygotowanie powierzchni łączonych elementów oraz trwałość wykonanego połączenia. Celem tych działań jest zapewnienie wysokiej skuteczności i długoterminowej niezawodności stosowanego wzmocnienia (Haedir & Zhao, 2011; Silvestre i in., 2009; Sun i in., 2020). Niemniej jednak, pomimo dynamicznego rozwoju i znacznego postępu w zakresie technologii kompozytowych i technik łączenia, wciąż identyfikowane są wyzwania i problemy, które wymagają dalszych, szczegółowych badań i analiz.

W kontekście wspomnianych rozwiązań, głównym celem niniejszej pracy jest określenie skuteczności wzmocnienia realizowanego w postaci naklejanych jednokierunkowych tkanin z włókien węglowych na stalowe cienkościenne belki typu sigma za pomocą połączenia klejonego. Ocena skuteczności proponowanego wzmocnienia dokonywana jest poprzez analizę odkształceń, przemieszczeń, nośności, naprężeń i mechanizmów zniszczenia uzyskanych z badań laboratoryjnych i na podstawie symulacji numerycznych, różnicując wysokość przekroju poprzecznego, szerokość i długość połączenia klejonego i porównując uzyskane wyniki z rezultatami uzyskanymi dla belek niewzmocnionych (belki referencyjne). Ponadto określono parametry wytrzymałościowe wzmocnienia kompozytowego stal-klej-tkanina.

1. ANALIZA STANU WIEDZY W ŚWIETLE LITERATURY PRZEDMIOTU

W niniejszym rozdziale dokonano przeglądu literatury przedmiotu. Analizę stanu wiedzy przeprowadzono w kilku kluczowych obszarach badawczych. W pierwszej kolejności omówiono zagadnienia związane z cienkościenneymi konstrukcjami stalowymi, ze szczególnym uwzględnieniem zjawiska dystorsji, oraz metody ich wzmacniania przy użyciu kompozytów CFRP. Następnie poświęcono uwagę mechanice belek cienkościennych, w tym teoriom Własowa i Jonssona. Ostatnim obszarem tematycznym są połączenia klejone stal-CFRP, gdzie zaprezentowano modele analityczne, zagadnienia adhezji oraz modelowanie numeryczne tych połączeń. Przeprowadzone badania literaturowe stały się podstawą do identyfikacji luki badawczej, a w konsekwencji, do sformułowania celu i szczegółowych problemów badawczych rozprawy.

1.1. Cienkościenne kształtowniki stalowe

Pręty cienkościenne, ze względu na dużą smukłość ich ścianek, są wrażliwe na zjawisko utraty stateczności, które określa się jako nagłą zmianę kształtu elementu konstrukcyjnego pod wpływem obciążenia krytycznego (Bródka i in., 2006; Rzeszut, 2015). W literaturze przedmiotu wyróżnia się trzy podstawowe formy niestateczności: globalną, lokalną i dystorsyjną. Każda z nich posiada ugruntowane podstawy teoretyczne. Analiza stateczności globalnej, dotyczącej utraty stateczności całego pręta, opiera się na tzw. teorii belek Własowa (Własow, 1963), która stanowi rozwinięcie wcześniejszych prac Timoshenki (Timoshenko & Gere, 1961) w odniesieniu do elementów o przekroju otwartym. Z kolei podstawę do analizy wyboczenia lokalnego, czyli niestateczności poszczególnych płaskich ścianek przekroju, stanowi teoria płyt von Karmana (von Karman i in., 1932) wraz z późniejszymi poprawkami eksperymentalnymi, takimi jak te wprowadzone przez Wintera dla potrzeb specyfikacji AISI (AISI, 1946). Na tych fundamentach opierają się również współczesne normy projektowe, takie jak Eurokod 3 (EN 1993-1-3), wprowadzając praktyczne koncepcje szerokości i grubości efektywnej. Szczegółowy opis tych teorii można znaleźć również w pracach polskiej literatury technicznej (Piechnik, 1992; Rutecki, 1957).

Pomimo, że ogólne procedury określania nośności stalowych elementów formowanych na zimno są powszechnie znane w praktyce inżynierskiej, nadal istnieje szerokie pole do dalszych badań, zwłaszcza w odniesieniu do przekrojów o jednej osi symetrii, takich jak profile typu sigma (Dybizbański i in., 2022). Lista publikacji poświęconych bezpośrednio analizie tych profili jest ograniczona, jednak w ostatnich latach obserwuje się wyraźny wzrost zainteresowania badaniami nad cienkościenneymi, zimnogiętymi konstrukcjami tego typu. Prace te koncentrują się na różnych aspektach ich zachowania. Öztürk i in. (2022) analizowali elementy słupowo-belkowe, wskazując na wyższą wytrzymałość przekrojów sigma w porównaniu do ceowych i niedoszacowanie ich nośności przez standardowe metody projektowe. Z kolei Zhang i Alam (2022) wykazali, że popularna metoda DSM (ang. *Direct Strength Method*) może nie zapewniać precyzyjnych wyników dla elementów z perforacjami, co wskazuje na konieczność dalszych badań w tym

obszarze. Wpływ interakcji pomiędzy dystorsyjną utratą stateczności a zwichrzeniem w systemach płatwiowych badali Ren i in. (2021), proponując modyfikacje wzorów DSM. Natomiast w pracy Ciesielczyk i Rzeszut (2016) skupiono się na modelowaniu stateczności lokalnej i dystorsyjnej, proponując analityczne zastąpienie profilu sigma profilem ceowym z dodatkowymi podporami sprężystymi.

Równolegle prowadzone są prace nad udoskonaleniem ogólnych modeli analitycznych i numerycznych dla belek cienkościennych. Jun i in. (2004) opracowali metodę analizy zginania i skręcania belek monosymetrycznych, która uwzględnia sztywność na spaczenie, deformacje postaciowe przy ścinaniu oraz bezwładność obrotową. Rozważania nad funkcją spaczenia podjęli również Lin i Hsiao (2003), rozwijając formułę analityczną opartą na teoriach Własowa oraz Goodiera i Gjelsvika. Złożone stany pokrytyczne i nieliniowe modelowanie belek, z uwzględnieniem sprzężenia zginania ze skręcaniem, były przedmiotem badań Mohri i in. (2001, 2002). W zakresie metod numerycznych Dvorkin i in. (1989) zaprezentowali element skończony do analizy belek o otwartych przekrojach oparty na teorii Własowa. Inni badacze, jak Magnucki i in. (2004), łączyli z kolei teorię Własowa z teorią płyt i powłok do analizy belek pod obciążeniem poprzecznym.

Szczegółowej analizie poddawane są również konkretne aspekty zjawisk niestateczności. Pezeshky i in. (2020) uogólnili rozwiązanie dla sprężystego zwichrzenia elementów monosymetrycznych. Dokładność wzoru na krytyczną siłę wyboczeniową giętno-skrętną zawartego w Eurokodzie 3 analizowali Kováč i Baláž (2019), a wpływ skręcania na tę formę wyboczenia badali Rajkannu i Jayachandran (2020). Szychowski (2014) analizował lokalną utratę stateczności prętów przy skręcaniu skrępowanym, definiując pojęcie lokalnego krytycznego bi-momentu. Z kolei Sapountzakis (2013) przedstawił analizę statyczną i dynamiczną skręcenia prętów, uwzględniając różne warunki brzegowe i obciążenia.

Przedstawione prace stanowią istotny wkład w rozwój wiedzy w zakresie stateczności i wytrzymałości konstrukcji cienkościennych. Jednakże, ze względu na wiele złożonych problemów, które pomimo wielu lat badań wciąż nie zostały w pełni rozwiązane, powszechne i efektywne wykorzystanie przez inżynierów cienkościennych elementów monosymetrycznych jest wciąż znacznie ograniczone.

1.2. Mechanika cienkościennych belek stalowych

W celu zrozumienia istoty mechaniki zjawisk występujących w stalowych elementach cienkościennych, po wprowadzeniu w problematykę konstrukcji cienkościennych, zasadne jest omówienie aspektów mechanicznych.

Ogólna teoria zginania i skręcania cienkościennych belek sprężystych stanowi stosunkowo późny dorobek mechaniki. Mimo, iż Własow zaproponował teorię połączonego zginania i skręcania otwartych belek cienkościennych już w 1930 roku, jej rozpowszechnienie w świecie zachodnim nastąpiło dopiero po publikacji angielskiego tłumaczenia w 1961 roku. W kolejnych dekadach, rozwój teorii zginania i skręcania belek cienkościennych łączył elementy teorii belek pełnościennych z charakterystycznymi

właściwościami skrętnymi belek cienkościennych. W wyniku tych prac powstało szereg teorii, których kompilację i opis przedstawiono w publikacji Saade (2005). Do teorii tych należy między innymi teoria belek Eulera-Bernoulliego zakładająca, że przekrój poprzeczny początkowo normalny do linii środkowej belki po odkształceniu pozostaje płaski i normalny do osi obojętnej. Teoria belek Timoshenko stanowi rozwinięcie teorii Eulera-Bernoulliego, ponieważ uwzględnia efekty ścinania (Timoshenko 1945a; Timoshenko, 1945b; Timoshenko, 1945c). Zakłada ona, że przekrój poprzeczny pozostaje płaski, ale kąt obrotu przekroju poprzecznego nie pozostaje równy nachyleniu osi obojętnej belki – przekrój nie jest już prostopadły do osi obojętnej zginanej belki. Jedną z popularniejszych teorii jest teoria belek Własowa (Własow, 1961) omówiona w podrozdziale 1.2.1. Rozwinięciem teorii Własowa jest teoria Jonssona (1998, 1999) uwzględniająca występowanie sił dystorsyjnych, co zostało przedstawione w podrozdziale 1.2.2.

W drugiej połowie XX wieku zaproponowano wiele innych, mniej rozpowszechnionych, teorii dotyczących belek cienkościennych takich jak teoria Benscotera (Benscoter, 1954), dotycząca przekrojów składających się z zamkniętych komór (belek wielokomorowych), czy teoria belek wyższego rzędu Bickforda-Reddy'ego (Reddy, 1997) przeznaczona dla przekrojów prostokątnych, która nawiązuje do sprzeczności przedstawionych w teoriach belek Eulera-Bernoulli'ego i Timoshenki. Teoria Gjelsvika (Gjelsvik, 1981) uogólnia teorię Własowa, rozszerzając ją na stosunkowo grube przekroje poprzeczne i, w przeciwieństwie do teorii Własowa, generuje niezerowe funkcje spaczenia dla przekrojów prostokątnych. Teoria Prokic'a wykorzystywana do analizy prostych belek cienkościennych o przekrojach otwartych lub zamkniętych (Prokic, 1996a; Prokic, 1996b). Najbardziej znaczącą i ciągle współcześnie rozwijaną jest ogólna teoria belek (*ang. Generalized Beam Theory; GBT*) pierwotnie opracowana przez Schardta (1966, 1989). Okazała się ona potężnym narzędziem do przeprowadzania szerokiej gamy analiz strukturalnych obejmujących pryzmatyczne elementy cienkościenne. Dzięki unikalnym cechom rozkładu modalnego, GBT zapewnia ogólne i ujednolicone podejście do uzyskiwania dokładnych, eleganckich i przejrzystych rozwiązań dla wielu problemów. Poprzez dekompozycję odkształconej konfiguracji pręta (lub na przykład postaci wybożenia) na liniową kombinację postaci deformacji przekroju, które uwzględniają zarówno ruchy ciała sztywnego, jak i odkształcenia w płaszczyźnie oraz możliwość oceny udziału każdego z nich. GBT oferuje możliwości niedostępne nawet przy użyciu bardzo silnych technik numerycznych, takich jak metody elementów skończonych (*ang. Finite Element Analysis; FEA*) lub pasm skończonych (*ang. Finite Strip Analysis; FSA*). Dekompozycja modalna nie może być wykonana w FEA ani FSA, ponieważ wszystkie stopnie swobody mają charakter węzłowy (nie modalny). Dlatego GBT może być postrzegana jako teoria prętowa, która obejmuje odkształcenia w płaszczyźnie przekroju lub teoria płyt giętych, która obejmuje ruchy sztywnego ciała płyty.

1.2.1. Teoria belek cienkościennych

Bazując na teorii Własowa, dla zginanych belek obciążonych w płaszczyźnie równoległej do środka i nie przechodzącej przez środek ścinania zakłada się, że naprężenia normalne od odkształcenia skrętnego σ_ω występują obok naprężeń normalnych od zginania σ_x . Naprężeniom normalnym towarzyszą naprężenia ścinające od skręcania nieswobodnego τ_ω , równomiernie rozłożone na grubości ścianki, które występują wraz z naprężeniami ścinającymi od swobodnego skręcania τ_t . W teorii belek Własowa dotyczącej skręcania nieswobodnego zakłada się, że zależności wyprowadzone dla skręcania swobodnego są istotne. Kąt obrotu jest zdefiniowany jako:

$$\Theta = \frac{M_T}{GI_T}, \quad (1.1)$$

W przypadku profilu, który składa się z wielu prostokątnych części, skrętny moment bezwładności jest w przybliżeniu równy sumie momentów skrętnych poszczególnych ścianek:

$$I_T = a \sum \frac{st^2}{3}, \quad (1.2)$$

Eksperymentalny współczynnik a oparty jest na wynikach uzyskanych z badań laboratoryjnych prowadzonych przez Föppl'a (Föppl, 1897), który obliczył ten parametr dla skręcania wąskiego przekroju prostokątnego. Naprężenia ścinające wynikające ze swobodnego skręcania, stałe we wszystkich przekrojach, są określone wzorem:

$$\tau_T = \frac{M_T t}{I_T}. \quad (1.3)$$

Przemieszczenie wzdłużne w układzie współrzędnych (x, y, z) przekroju pręta jest proporcjonalne do współrzędnej wycinkowej:

$$u(x, y, z) = -\Theta \omega. \quad (1.4)$$

Oś obrotu podczas skręcania z ograniczonym spaczaniem przechodzi przez środek ścinania. Podczas odkształcania wszystkie pozostałe włókna, poza tymi na osi obrotu, są zakrzywione. Ponieważ odkształcenie spowodowane zmiennymi kątami skręcenia nie jest stałe, powstają odkształcenia $\varepsilon_\omega = du/dx$ oraz naprężenia normalne od skręcenia skrępowanego $\sigma_\omega = E \varepsilon_\omega$ w kierunku osi podłużnej elementu. Pod wpływem zmiennych naprężeń normalnych od skręcania skrępowanego σ_ω , naprężenia ścinające od skręcania skrępowanego τ_ω rozkładają się równomiernie na grubości ścianki. Naprężenia ścinające wywołane skręcaniem nieswobodnym obliczane są według następującego wzoru:

$$\tau_\omega = \frac{M_\omega S_\omega}{I_\omega t}, \quad (1.5)$$

Zatem, brak swobody deplanacji wywołuje naprężenia normalne od skręcania nieswobodnego równe:

$$\sigma_\omega = E \frac{du}{dx} = -E \cdot \frac{d^2 \varphi}{dx^2}, \quad (1.6)$$

dodatkowo:

$$\Theta = \frac{d\varphi}{dx}. \quad (1.7)$$

Naprężenia normalne spowodowane bimomentem oblicza się ze wzoru:

$$\sigma_{\omega} = \frac{B_{\omega}\omega}{I_{\omega}}. \quad (1.8)$$

Bi-momentem określa się jako parę momentów o tej samej wartości i przeciwnym kierunku:

$$B_{\omega} = -EI_{\omega} \frac{d^2\varphi}{dx^2}. \quad (1.9)$$

Moment od skręcania nieswobodnego opisany jest jako:

$$M_{\omega} = \frac{dB_{\omega}}{dx} = -EI_{\omega} \frac{d^3\varphi}{dx^3}. \quad (1.10)$$

Formułę na obliczanie naprężeń normalnych wywołanych siłami normalnymi przy zginaniu i skręcaniu dla elementu konstrukcyjnego przyjmuje postać:

$$\sigma_x = \sigma_x^N \pm \sigma_x^{M_y} \pm \sigma_x^{M_z} \pm \sigma_x^{B_{\omega}}. \quad (1.11)$$

Zależność (1.11) można również przedstawić jako:

$$\sigma_x = \frac{N}{A} \pm \frac{M_y}{I_y} z \pm \frac{M_z}{I_z} y \pm \frac{B_{\omega}}{I_{\omega}} \omega. \quad (1.12)$$

Pierwsze trzy składniki równania (1.12) odpowiadają teorii belek w zakresie ściskania ze zginaniem. Ostatni składnik zawiera bi-moment B_{ω} , wycinkowy moment bezwładności I_{ω} oraz współrzędną wycinkową ω . Wzór (1.12) jest uogólnieniem ściskania mimośrodowego, gdzie ostatni składnik określa naprężenia normalne wynikające ze skręcania nieswobodnego. Naprężenia te rozkładają się w przekroju poprzecznym zgodnie z koncepcją pól wycinkowych.

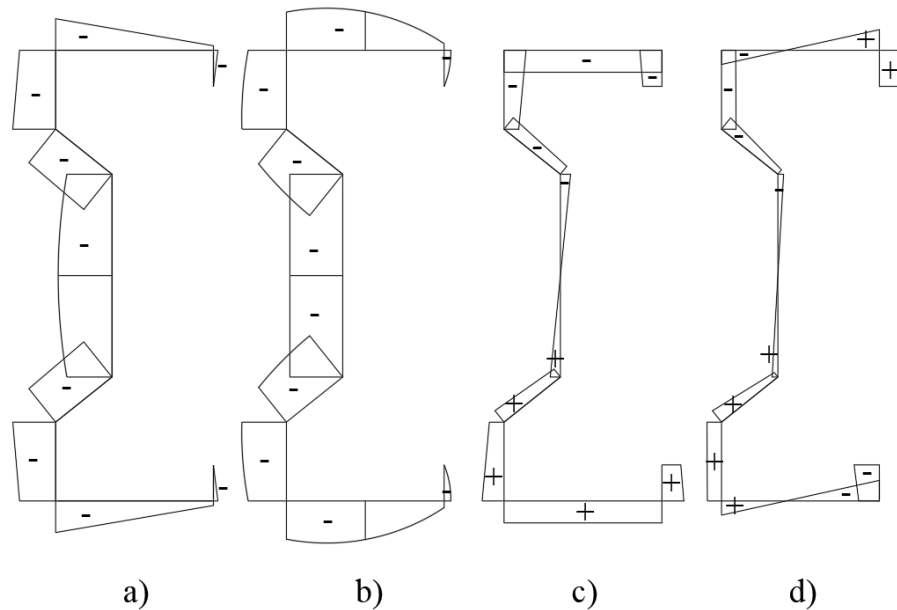
Zależność na obliczenie naprężeń stycznych wywołanych siłami ścinającymi przy zginaniu i skręcaniu dla pręta o profilu otwartym można wyrazić:

$$\tau = \tau^{V_z} \pm \tau^{V_y} \pm \tau^{M_{\omega}} \pm \tau^{M_t}. \quad (1.13)$$

Formułę (1.13) można również przedstawić jako:

$$\tau = \frac{V_z S_y}{t I_y} \pm \frac{V_y S_z}{t I_z} \pm \frac{M_{\omega} S_{\omega}}{t I_{\omega}} \pm \frac{M_T t}{I_T}. \quad (1.14)$$

Przykładowy rozkład naprężeń w analizowanym przekroju typu sigma przedstawiono na rysunku 1.1.



Rys. 1.1: Rozkład naprężeń: a) ścinających od sił tnących w kierunku osi „z”, b) ścinających od skręcania skrępowanego, c) normalnych od zginania, d) normalnych od skręcania skrępowanego dla przekroju typu sigma

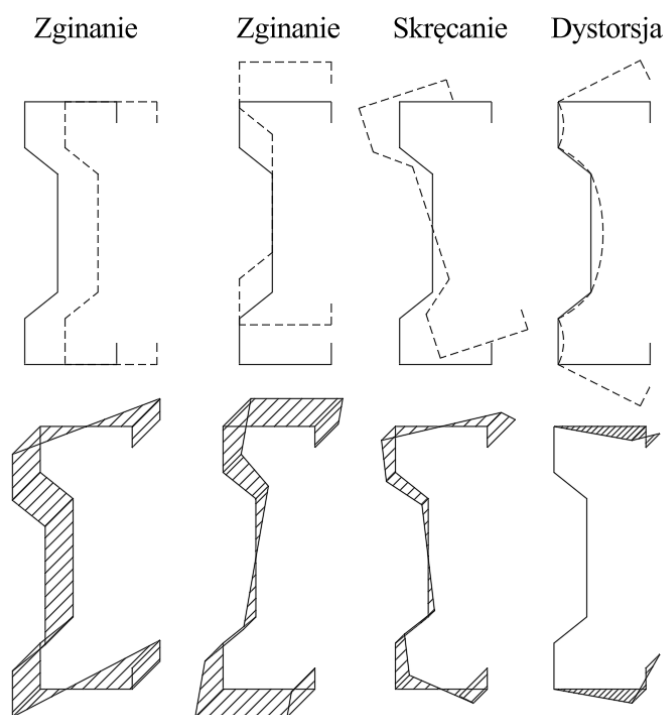
Rysunek 1.1. ilustruje charakterystyczne rozkłady naprężeń w przekroju poprzecznym belki cienkościennej typu sigma, które powstają w wyniku działania sił wewnętrznych zgodnie z teorią Własowa. Poszczególne diagramy przedstawiają:

- Naprężenia ścinające od sił tnących (a): Wykres obrazuje przepływ naprężeń stycznych wzdłuż ścianek przekroju, wywołany siłą poprzeczną działającą w płaszczyźnie środnika. Rozkład ten jest paraboliczny w półkach i liniowy w częściach ukośnych, osiągając maksimum w osi obojętnej przekroju.
- Naprężenia ścinające od skręcania skrępowanego (b): Diagram ten przedstawia naprężenia styczne wynikające z momentu giętno-skrętnego, który pojawia się przy ograniczonym paczeniu (deplanacji) przekroju. Rozkład ten jest samorównoważący się i zależy od wycinkowego momentu statycznego.
- Naprężenia normalne od zginania (c): Jest to klasyczny, liniowy rozkład naprężeń normalnych prostopadłych do płaszczyzny przekroju, spowodowany czystym zginaniem. Naprężenia te osiągają maksymalne wartości w skrajnych włóknach (półkach), przyjmując wartości dodatnie (rozciąganie) i ujemne (ściskanie) po przeciwnych stronach osi obojętnej.
- Naprężenia normalne od skręcania skrępowanego (d): wykres ukazuje rozkład naprężeń normalnych wywołanych bi-momentem, który jest uogólnioną siłą

wewnętrzną związaną z deplanacją przekroju. Charakterystyczną cechą tego rozkładu jest występowanie zarówno naprężeń rozciągających, jak i ściskających w obrębie jednej półki, co odróżnia go od prostego zginania.

1.2.2. Teoria belek cienkościennych Jonssona

Teoria belek cienkościennych sformułowana przez Jonssona (1999) stanowi rozszerzenie klasycznej teorii Własowa (1961) poprzez uwzględnienie pierwszej postaci dystorsyjnej. Podstawą zaawansowanych teorii belkowych jest koncepcja, która pozwala uprościć złożony, trójwymiarowy stan odkształcenia pręta poprzez rozdzielenie go na dwa komponenty: pola przemieszczeń w przekroju poprzecznym oraz funkcję opisującą ich zmienność wzdłuż osi belki. Pola przemieszczeń to zdefiniowane wzorce (postaci) deformacji, które opisują, w jaki sposób przekrój poprzeczny może się odkształcać. Każda z tych postaci jest niezmienna wzdłuż długości elementu, zmienia się jedynie amplituda jej występowania. Rysunek 1.2 ilustruje tę zasadę na przykładzie przekroju typu sigma, przedstawiając cztery podstawowe, niezależne od siebie sposoby deformacji.



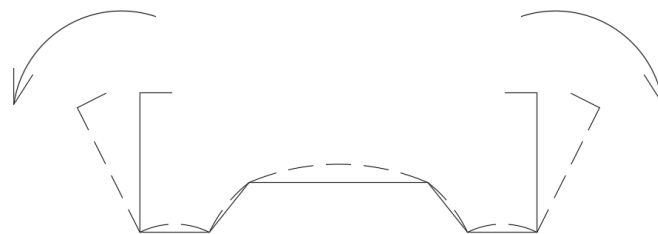
Rys. 1.2: Założone poprzeczne i osiowe pola przemieszczeń

W górnym rzędzie zaprezentowano poprzeczne pola przemieszczeń, które obrazują ruch i deformację przekroju w jego własnej płaszczyźnie. Są to odpowiednio: dwa przypadki zginania (przesunięcie bez zmiany kształtu), skręcanie (obrót wokół osi podłużnej) oraz dystorsja (zmiana kształtu przekroju). W dolnym rzędzie przedstawiono natomiast odpowiadające im osiowe pola przemieszczeń, znane jako funkcje spaczenia (deplanacji). Opisują one przemieszczenia punktów przekroju w kierunku prostopadłym do jego

płaszczyzny (wzdłuż osi belki), które towarzyszą deformacjom poprzecznym. Klasyczna teoria Własowa uwzględniała pola przemieszczeń odpowiadające zginaniu i skręcaniu. Innowacja Jonssona (1999) polegała na analitycznym zdefiniowaniu i włączeniu do tego zbioru dodatkowej, pierwszej postaci dystorsyjnej jako niezależnego pola przemieszczeń. Dzięki takiemu podejściu, jego teoria pozwala na znacznie dokładniejszy opis zachowania belki, uwzględniając nie tylko globalne zjawiska, ale również zmianę kształtu samego przekroju, co ma kluczowe znaczenie dla analizy stateczności profili zimnogiętych.

Założenia dotyczące ścinania w teoriach belek prowadzą do zależności między funkcjami, które opisują osiową zmienność postaci przemieszczenia w płaszczyźnie oraz z płaszczyzny (funkcje spaczenia). Tym samym, określona funkcja spaczenia jest powiązana z każdą postacią przemieszczenia w płaszczyźnie. Dodanie postaci odkształcenia dystorsyjnego w płaszczyźnie i związanej z nim funkcji spaczenia dystorsyjnego prowadzi do nowych uogólnionych sił wewnętrznych i dystorsyjnych charakterystyk geometrycznych przekroju, w tym warunki sprzężenia dla jednoczesnego występowania sił dystorsyjnych z rozciąganiem, zginaniem i skręcaniem. Nowe parametry przekroju poprzecznego obejmują: sztywność spaczenia dystorsyjnego związanego z zachowaniem ścianek przy zginaniu, sztywność na ścinanie dystorsyjne związane ze skręcaniem i ścinaniem ścianek oraz sztywność dystorsyjną w płaszczyźnie odpowiadającej sztywności poprzecznej. Całkowite rozdzielanie dystorsji i skręcania nie zawsze jest możliwe ze względu na obecność przepływów naprężeń ścinających wokół zamkniętych części przekroju poprzecznego. Tradycyjnie, problem sprzężenia jest rozwiązywany przez pominięcie sprzężenia funkcji spaczenia. Jednak w sformułowaniu Jonssona sprzężenie jest akceptowane i obsługiwane przez rozdzielanie funkcji spaczenia skrętnego i sprzężenia naprężeń ścinających. Prowadzi to do uwikłania pochodnych drugiego rzędu w równaniach różniczkowych skręcania i dystorsji czwartego rzędu dla przemieszczeń.

Jonsson wprowadził nowe uogólnione równanie na siły dystorsyjne, bazując na dobrze znanych pojęciach skręcania, opisanych w rozdziale 1.2.2. Na potrzeby niniejszego wywodu, dystorsja została zilustrowana na przykładzie dystorsji symetrycznego przekroju typu sigma (rys. 1.3).



Rys. 1.3 Przykład dystorsji przekroju typu sigma

Każda połowa przekroju poprzecznego zachowuje się tak jak w przypadku skręcania, co oznacza, że teoretyczne sformułowanie sił dystorsyjnych, analogicznie jak przy skręcaniu, obejmuje: funkcję spaczenia dystorsyjnego Ω , bi-moment dystorsyjny B_D oraz moment dystorsyjny $M_D = M_d + M_\Omega$ jako sumę momentu dystorsyjnego (typu St Venanta) M_d i momentu spaczenia dystorsyjnego M_Ω . Naprężenia ścinające powiązane z momentem dystorsyjnym (typu St Venanta) oznaczono jako τ_d , natomiast te związane z momentem spaczenia dystorsyjnego jako τ_Ω . Dodatkowo, wprowadzona została siła wewnętrzna Q_D związana z poprzecznymi momentami zginającymi.

Biorąc pod uwagę wprowadzone nowe siły, wzór na wyznaczenie naprężeń normalnych wywołanych siłami normalnymi przy zginaniu i skręcaniu, z uwzględnieniem dystorsji przekroju, dla elementu konstrukcyjnego przedstawia się następująco:

$$\sigma_x = \sigma_x^N \pm \sigma_x^{M_y} \pm \sigma_x^{M_z} \pm \sigma_x^{B_T} \pm \sigma_x^{B_D}. \quad (1.15)$$

Natomiast wzór na obliczenie naprężeń ścinających ma formę:

$$\tau = \tau^{V_z} \pm \tau^{V_y} \pm \tau^{M_\omega} \pm \tau^{M_t} \pm \tau^{M_d} \pm \tau^{M_\Omega}. \quad (1.16)$$

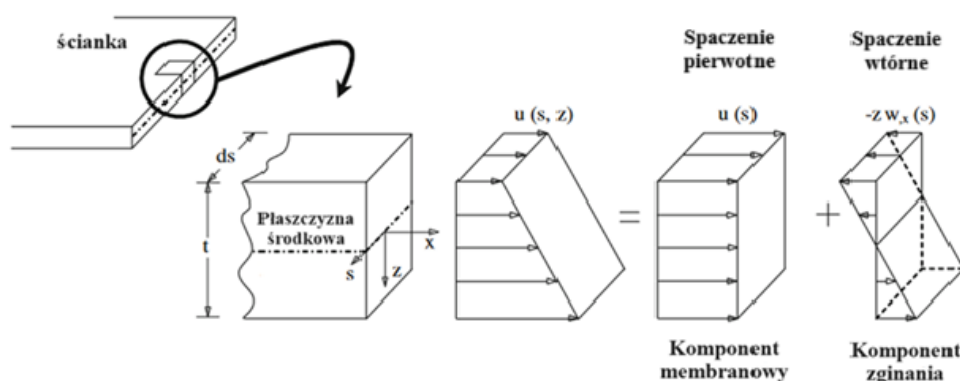
W porównaniu do teorii Własowa wzór na naprężenia normalne (1.15) został rozszerzony o człon $\sigma_x^{B_D}$ uwzględniający działanie bi-momentu dystorsyjnego B_D , a wzór na naprężenia ścinające (1.16) o człony τ^{M_d} i τ^{M_Ω} uwzględniające odpowiednio moment dystorsyjny M_d oraz moment spaczenia dystorsyjnego M_Ω .

1.2.3. Dystorsja przekroju poprzecznego

Dystorsyjna utrata stateczności jest złożonym zjawiskiem, kluczowym dla elementów cienkościennych o przekrojach otwartych, które przejawia się w różny sposób w zależności od rodzaju obciążenia. W przypadku elementów poddanych osiowemu ścisnaniu, takich jak profile typu C, zwykle obejmuje ona obrót każdej z półek wraz z zagięciem brzegowym wokół połączenia półka-środek w przeciwnych kierunkach. W konsekwencji tej deformacji środek ulega zginaniu na tej samej długości półfali wybocheniowej, przy której występuje wyboczenie pasa. Dodatkowo, cały przekrój może ulec przemieszczeniu w kierunku normalnym do środka, również przy tej samej długości półfali, a samo wyboczenie środka obejmuje pojedynczą krzywiznę wynikającą z jego poprzecznego zginania. W elementach poddanych zginaniu, jak profile C i Z, sytuacja jest odmienna. Tutaj obrotowi ulega zazwyczaj tylko pas ściskany wraz z zagięciem brzegowym wokół połączenia pasa ze środkiem. Środek, podobnie jak w przypadku elementów ściskanych, ulega wygięciu na takiej samej długości półfali wybocheniowej, przy której następuje wyboczenie pasa. Różnica polega na tym, że pas ściskany może przesunąć się w kierunku normalnym do środka, co w wyniku bocznego zginania prowadzi do powstania podwójnego zakrzywienia środka.

Szczegółowy opis mechaniki tego zjawiska w przypadku otwartych przekrojów cienkościennych został zawarty w pracy Silvestre & Camotim (2010). W porównaniu

z klasycznymi formami deformacji, takimi jak zginanie czy skręcanie, forma dystorsyjna może być postrzegana jako postać deformacji wyższego rzędu. Analiza odkształceń w przekrojach cienkościennych jest jednak bardziej złożona niż w przypadku kształtowników krępych, głównie ze względu na istnienie odkształceń w płaszczyźnie przekroju. W obu przypadkach (postaci globalne lub dystorsyjne) przemieszczenia spaczające odgrywają ważną rolę w deformacji przekroju. Istnieją dwa różne rodzaje spaczenia (deplanacji), zilustrowane na Rysunku 1.4: spaczenie pierwotne $u(s)$ (ang. *primary warping*), które jest spowodowane zachowaniem membranowym ścianki i pozostaje stałe wzdłuż jej grubości, oraz spaczenie wtórne $w(s)$ (ang. *secondary warping*), które wynika z zachowania ścianki przy zginaniu i jest liniowo zmienne wzdłuż jej grubości, zerując się w płaszczyźnie środkowej.



Rys. 1.4 Rozkład przemieszczeń spaczenia dla komponentów membranowych i zgięciowych (Silvestre & Camotim, 2010)

Aby w pełni opisać deformację przekroju poprzecznego, konieczne jest oddzielenie efektów obu typów spaczenia, przy czym spaczenie pierwotne jest kluczowym czynnikiem w kategoryzacji postaci deformacji, a spaczenie wtórne staje się istotne tylko wtedy, gdy to pierwsze nie występuje. Postaci dystorsyjne wykazują tylko te przekroje poprzeczne, które posiadają co najmniej cztery ścianki tworzące linię łamaną. Liczba tych postaci jest bezpośrednio związana z liczbą głównych węzłów przekroju (n) i jest równa różnicy między tą liczbą a liczbą postaci globalnych (zawsze 4), a zatem wynosi $n-4$. Oznacza to, że popularne przekroje C z zagięciami brzegowymi (posiadające 5 ścianek i 6 węzłów głównych) są podatne na odkształcenia dystorsyjne i mają dwie takie postaci. W przeciwieństwie do prostszych form odkształceń, pełna charakterystyka postaci skręcania wymaga określenia stałej skręcania J , natomiast postać dystorsyjna wymaga dodatkowo obliczenia jednolitej stałej odkształcenia J_d oraz stałej zginania poprzecznego B . W rzeczywistości postać dystorsyjna jest o jeden rząd wyższa niż postać skręcania ze względu na istnienie poprzecznych krzywizn ścianek, które w przypadku skręcania nie występują.

Zjawisko dystorsji, ze względu na swoją złożoność i kluczowe znaczenie dla nośności, jest tematem zainteresowania naukowców i inżynierów od wielu dekad, a jego

problematyka została obszernie omówiona w literaturze. Jedne z najobszerniejszych badań w tym zakresie, koncentrujące się głównie na profilach o przekroju ceowym i zetowym, przeprowadził Hancock wraz ze współpracownikami. W swoich pracach analizował on to zjawisko w słupach z rozbudowanymi zagięciami brzegowymi, stosowanymi do mocowania stężeń i łączenia elementów ram stalowych, prezentując wyniki teoretyczne i eksperymentalne oraz proponując odpowiednie diagramy projektowe (Hancock, 1985). W późniejszej pracy (Hancock, 1997) skupił się na smukłych elementach giętych na zimno o przekrojach C i Z, charakteryzujących się rotacją półki i zagięcia brzegowego, proponując metodę projektowania zgodną z normą australijsko-nowozelandzką oraz metody obliczania naprężenia krytycznego, zweryfikowane za pomocą metody pasm skończonych. Wspólnie ze współpracownikami (Hancock i in., 1994) badał on również elementy, w których usztywnienia były niewystarczające do przeciwdziałania zginaniu pólek, proponując krzywe projektowe uwzględniające wpływ utraty stateczności lokalnej na dystorsyjną. Z kolei Kwon i Hancock (1992) analizowali słupy ceowe o różnej geometrii, proponując krzywe wyboczeniowe dla nośności maksymalnej przy uwzględnieniu dystorsyjnej i mieszanej dystorsyjno-lokalnej utraty stateczności. Również Lau i Hancock w swoich pracach (1987, 1990) przedstawili analityczne wyrażenia do obliczania naprężeń krytycznych w słupach ceowych, w tym stosowanych w regałach magazynowych, oraz porównali teoretyczną metodę przewidywania nośności w zakresie nieliniowym z wynikami testów eksperymentalnych. Metoda Lau i Hancocka została następnie rozszerzona przez Tenga i in. (2003) na układy belkowo-słupowe poddane jednoczesnemu ścisaniu i zginaniu. Wpływ interakcji lokalnej i dystorsyjnej utraty stateczności na nośność elementów z wysokowytrzymałej stali podkreślili Yang i Hancock (2004). Równolegle, Pavazza (2002) zaproponował metodę szacowania rozkładu obciążenia, przy którym w belkach poddanych zginaniu nie dochodzi do dystorsji przekroju.

Badania nad analizą deformacji dystorsyjnych były również przedmiotem licznych publikacji naukowych skupionych na rozwoju teorii belek. Jonsson (1999) uogólnił klasyczną teorię belek cienkościennych, włączając do niej pierwszą formę deformacji typu dystorsyjnego i wprowadzając nowe parametry przekroju oraz siły dystorsyjne. Silvestre i Camotim w swoich pracach (2010) skupili się na kinematyce i mechanice deformacji dystorsyjnych, opisując procedurę budowy pola przemieszczeń i analizując warunki ortogonalności między trybami. Wcześniej (Silvestre & Camotim, 2004), bazując na Ogólnej Teorii Belek (GBT), wyprowadzili ogólne wzory analityczne do szacowania krytycznych długości wyboczeniowych i naprężeń dla przekrojów C i Z. Podejście oparte na GBT było dalej rozwijane przez Jonssona i Andreassena (2011), którzy wskazali na możliwość wykorzystania go w procesie częściowej dyskretyzacji, oraz przez Andreassena i Jönssona (2013), którzy zaprezentowali element belki cienkościennej uwzględniający deformacje dystorsyjne w ramach rozszerzonej teorii Własowa. Nowe formuły dla belek z odkształcalnym konturem przekroju, pozwalające na analizę dystorsji, zginania poprzecznego ścianek i spaczenia, przedstawiał Gonçalves

w kolejnych publikacjach (2010, 2012). Wraz ze współpracownikami badał on również postacie deformacji dla dowolnych przekrojów wielokątnych w ramach GBT (Gonçalves i in., 2014). Z kolei Andreassen i in. (2013) opracowali częściowo dyskretny element belki cienkościennej na podstawie GBT, który obejmuje przemieszczenia dystorsyjne dla dowolnych warunków brzegowych i obciążenia skupionego.

Badania nad dystorsją objęły także inne, bardziej złożone przypadki i ujęcia teoretyczne. Już Takahashi i in. (1978) zaproponowali metodę analityczną do badania deformacji dystorsyjnych przy użyciu założeń teorii półmembranowej. Wyniki ich badań wykazały, że wartości naprężeń na usztywnionych końcach belek mogą być znacznie wyższe niż te przewidywane przez konwencjonalne teorie belek. Autorzy pracy (Kim & Kim, 2001) opracowali systematyczne podejście do analizy sprzężonych odkształceń w belkach wielokomorowych, wprowadzając nową jednowymiarową teorię do określania funkcji odkształceń. Pavazza i in. (2005) koncentrując się na belkach wielokomorowych o przekrojach zamkniętych, dowiedli występowania dodatkowych naprężeń i przemieszczeń spowodowanych dystorsją. Andrade i in. (2007) przeprowadzili studium porównawcze, wskazując na rozbieżności między modelami jednowymiarowymi a powłokowymi MES w analizie zwichrzenia z uwzględnieniem dystorsji. Teorie belek wyższego rzędu, wprowadzające nowe metody wyprowadzania funkcji kształtu dla złożonych deformacji, były domeną badań Kim i Janga (2017) oraz Choi i in. (2017), którzy zaprezentowali element skończony dla belki ze zmiennym przekrojem czworokątnym, wykorzystując podejście "belka-rama". Cambroner-Barrientos i in. (2017) zaproponowali z kolei element belkowy uwzględniający skręcanie, dystorsję oraz tzw. efekt „shear lag”. Wspomniany efekt „shear lag” ogólnie może być rozumiany jako mechanizm przekazywania oddziaływań w przekroju poprzecznym pręta zginanego, na przykład dwuteownika, pomiędzy jego szerokimi półkami a środkiem. Zjawisko to wynika bezpośrednio z uproszczeń przyjętych w elementarnej teorii belek, która dla ułatwienia analizy zakłada występowanie czystego zginania. W tym idealnym modelu przyjmuje się brak sił poprzecznych, co prowadzi do uproszczonego opisu stanu odkształceń i naprężeń. W rzeczywistości jednak, w szerokich pasach, naprężenia normalne są ściśle powiązane z naprężeniami stycznymi, a ich rozkład wzdłuż szerokości półki nie jest jednorodny. Naprężenia normalne w częściach półki oddalonych od środków pozostają w pewnym „opóźnieniu” w stosunku do naprężeń w punktach znajdujących się bezpośrednio nad środkami, stąd nazwa zjawiska (Karaś, 2014). Szczegółowy opis tego mechanizmu został podany między innymi w pracy (Troitsky, 1976). Najnowsze badania obejmują także analizę nieregularnych przekrojów wielokątnych w belkach prostych i zakrzywionych, jak w pracy Nguyena i in. (2021), którzy rozpatrywali każdą krawędź przekroju jako osobną belkę w celu skutecznego określenia zachowania całego elementu.

1.2.4. Lokalne deformacje ścianek

Lokalna utrata stateczności, będąca zjawiskiem kluczowym w projektowaniu i analizie belek cienkościennych, charakteryzuje się miejscowymi niestabilnościami poszczególnych elementów płytowych tworzących przekrój, takich jak półki czy środniki. Przejawia się ona w postaci pofalowania, określanego jako marszczenie (ang. wrinkling), lub deformacji z płaszczyzny (ang. plate buckling). Zjawisko to może wystąpić jeszcze przed osiągnięciem przez materiał granicy plastyczności, prowadząc do zmniejszenia sztywności, nieliniowego rozkładu naprężeń i potencjalnie do zniszczenia całego elementu (Bhoi & Kalurkar, 2014; Kowsalya, 2021). Wyboczenie lokalne występuje bez znaczącego przesunięcia lub obrotu całego przekroju poprzecznego, co odróżnia je od globalnych postaci utraty stateczności, takich jak zwichrzenie, czy od dystorsji (D'Aguiar & Parente Junior, 2018).

Duże znaczenie dla analizy tego zjawiska ma teoria płyt von Karmana, zwana również równaniami Föppla-von Karmana. Stanowi ona znaczący postęp w analizie cienkich płyt sprężystych, szczególnie w sytuacjach, gdy płyty te ulegają dużym ugięciom (Rhodes & Harvey, 1971). Teoria ta rozszerza klasyczną liniową teorię płyt Kirchhoffa-Love'a, która jest adekwatna jedynie w przypadkach występowania małych ugięć. Teorie liniowe nie są w stanie uchwycić istotnych nieliniowości geometrycznych, które pojawiają się przy większych deformacjach. Kluczową nieliniowością jest tu efekt membranowy – gdy ugięcia płyty stają się znaczne, jej płaszczyzna środkowa ulega rozciąganiu, co generuje dodatkowe naprężenia rozciągające. Te naprężenia działają stabilizująco, usztywniając płytę i zwiększając jej odporność na dalsze ugięcia (Meenen & Altenbach, 2001). Teoria von Karmana rozwiązuje ten problem, uwzględniając nieliniowe wyrażenia w formułach opisujących zależność między odkształceniem a przemieszczeniem, co zapewnia dokładniejsze przedstawienie zachowania płyty przy umiarkowanych lub dużych ugięciach (Becque, 2021; Khodabakhshi & Reddy, 2017).

W kontekście konstrukcji cienkościennych teoria von Karmana opiera się na kilku kluczowych założeniach (Becque, 2021). Należą do nich założenie małych odkształceń przy jednoczesnym dopuszczeniu umiarkowanie dużych obrotów, co pozwala na uwzględnienie nieliniowości geometrycznych bez konieczności stosowania złożonej nieliniowej teorii sprężystości. Teoria ta zazwyczaj wykorzystuje również hipotezę Kirchhoffa, która postuluje, że prosta lub włókno materiału, początkowo prostopadłe do płaszczyzny środkowej płyty, po jej odkształceniu pozostają proste i prostopadłe do zdeformowanej płaszczyzny środkowej. Ponadto teoria von Karmana uwzględnia efekty odkształceń i naprężeń działających w płaszczyźnie płyty (membranowych), które stają się znaczące, gdy ugięcia są duże (Becque, 2021). Mimo że teoria von Karmana dopuszcza występowanie większych ugięć niż teorie liniowe, założenie małych odkształceń ogranicza jej zastosowanie do sytuacji, w których plastyczność materiału nie jest czynnikiem dominującym. Głównym elementem równań Föppla-von Karmana jest równanie kompatybilności (zgodności) von Karmana, które odgrywa istotną rolę

w zapewnieniu geometrycznej spójności odkształceń w elementach płytowych (Rhodes & Harvey, 1971). Równanie to łączy pole naprężeń w płaszczyźnie, często reprezentowane przez funkcję naprężeń Airy'ego, z ugięciem płyty z jej płaszczyzny (Hakim & Abramovich, 2022). Same równania Föppla-von Karmana tworzą układ dwóch sprzężonych nieliniowych równań różniczkowych cząstkowych, które opisują stan równowagi cienkich płyt sprężystych po wyboczeniu (Becque, 2021). Jedno z tych równań zazwyczaj wynika z warunków równowagi sił, podczas gdy drugie wynika z zasady ciągłości odkształceń (Hakim & Abramovich, 2022). To sprzężenie między zachowaniem membranowym a zgięciowym płyty jest niezbędne do analizy scenariuszy pokrytycznych w cienkościennych belkach, gdzie duże ugięcia wywołują znaczące naprężenia w płaszczyźnie.

Efektem rozwiązania równań różniczkowych zaproponowanych przez von Karmana jest określenie naprężeń krytycznych, przy których płyta ulega utracie stateczności lokalnej. Należy jednak podkreślić, że osiągnięcie tych naprężeń w ściskanej ścianie nie jest równoważne z wyczerpaniem nośności całego elementu. Zgodnie z teorią von Karmana, po osiągnięciu naprężeń krytycznych płyta posiada rezerwę nośności i może dalej pracować w zakresie bezpiecznym, w zmienionej konfiguracji, aż do osiągnięcia granicy plastyczności. Zakres ten, określany jako nośność nadkrytyczna (pokrytyczna), wynika z redystrybucji naprężeń – mniej sztywne, środkowe części ścianki przestają w pełni współpracować, a obciążenie jest przejmowane przez sztywniejsze strefy przypodporowe. Aby uwzględnić to zjawisko w praktyce projektowej bez konieczności przeprowadzania złożonej analizy nieliniowej, normy konstrukcyjne stosują koncepcję szerokości efektywnej. Podejście to polega na zastąpieniu rzeczywistego, nieliniowego rozkładu naprężeń w wyboczonej ścianie równoważnym, równomiernym rozkładem naprężeń, ale działającym na zredukowanej, obliczeniowej szerokości. Koncepcja szerokości efektywnej oferuje praktyczną i uproszczoną metodę projektowania, zapewniając uwzględnienie zmniejszonej sztywności i wytrzymałości elementu. Modyfikacje teorii von Karmana, takie jak empiryczne równanie Wintera, zostały opracowane w celu uwzględnienia wpływu nieuniknionych imperfekcji geometrycznych przy wyznaczaniu szerokości efektywnej.

1.3. Wzmacnianie konstrukcji za pomocą kompozytów CFRP

Kompozyty polimerowe wzmacniane włóknem węglowym (CFRP) zyskują coraz większe uznanie w inżynierii, zwłaszcza lądowej, ze względu na swoje unikalne połączenie korzystnych właściwości mechanicznych, trwałości i niskiej masy (Kiersnowska i in., 2020). Materiały te, składające się z wysokowytrzymałych włókien węglowych zatopionych w matrycy polimerowej, na przykład na bazie żywic epoksydowych, charakteryzują się wysoką wytrzymałością na rozciąganie, dużą sztywnością oraz doskonałą odpornością na zmęczenie (Chen i in., 2023). Jednocześnie wykazują znaczną odporność na czynniki środowiskowe, takie jak wilgoć czy promieniowanie UV (Chalot i in., 2019; Lee i in., 2023). Istotną zaletą CFRP jest ich

wysoki stosunek wytrzymałości do masy, który przewyższa tradycyjne materiały konstrukcyjne, takie jak beton i stal, co pozwala na projektowanie lżejszych, a przez to bardziej ekonomicznych konstrukcji, przy zachowaniu porównywalnej lub wyższej wytrzymałości i trwałości. Ponadto, wyjątkowa odporność CFRP na korozję i degradację środowiskową, w połączeniu z wysoką odpornością zmęczeniową (Al-Mawed & Hamad, 2023; Cruz i in., 2023), czyni je materiałem idealnym do zastosowań w trudnych warunkach, na przykład w mostach narażonych na zmienne obciążenia i agresywne czynniki atmosferyczne. Wysoki moduł Younga oraz możliwość modyfikacji orientacji włókien pozwalają na optymalne dostosowanie właściwości materiału do specyficznych wymagań konstrukcyjnych i kierunków wyężenia (Obaidat i in., 2023; Yang i in., 2023).

W konsekwencji tych unikalnych cech, kompozyty CFRP znajdują szerokie zastosowanie we wzmacnianiu istniejących konstrukcji betonowych i stalowych, pozwalając na efektywne zwiększenie ich nośności i przedłużenie okresu bezpiecznej eksploatacji (Hadigheh i in., 2022; Li i in., 2023; Raza i in., 2020), szczególnie w obiektach narażonych na niekorzystne warunki środowiskowe (Li i in., 2023). Dotychczasowe zastosowania kompozytów CFRP koncentrowały się głównie na wzmacnianiu elementów żelbetowych, jednak obecnie intensywne badania ukierunkowane są na rozszerzenie ich aplikacji na konstrukcje stalowe. Obejmuje to nie tylko zwiększanie nośności statycznej, ale również wydłużanie żywotności elementów w warunkach obciążeń zmęczeniowych (Pasternak i in., 2016; Guo i in., 2023a; Guo i in., 2023b; Doroudi i in., 2021; Kasper i in., 2019). Wdrożenie tej technologii w praktyce napotyka jednak na specyficzne trudności, takie jak konieczność uwzględnienia istniejącego stanu naprężeń w obciążonych elementach (Kale i in., 2022; Skiadopoulos i in., 2023; Lu i in., 2023; Kollár i in., 2023) oraz określenie optymalnych warunków procesu wzmacniania, obejmujących dostępność i lokalizację elementu, technologię przygotowania powierzchni i zastosowane rozwiązania aplikacyjne.

Szczególnym i relatywnie nowatorskim obszarem badawczym jest zastosowanie CFRP do wzmacniania cienkościennych elementów stalowych formowanych na zimno (TWCFS) (Hancock, 2003). Ze względu na niewielką grubość ścianek, w przypadku uszkodzeń lub przeciążeń takich konstrukcji, tradycyjne metody wzmacniania, wykorzystujące spawanie lub łączniki mechaniczne, mogą okazać się trudne lub niemożliwe do realizacji. Co więcej, metody te mają charakter inwazyjny – mogą prowadzić do osłabienia przekroju poprzecznego poprzez wprowadzenie otworów lub negatywnych skutków cieplnych, co jest szczególnie niekorzystne dla smukłych profili (Tong i in., 2020; Bastani i in., 2019; Nhut & Matsumoto, 2020). Z tego względu, w ostatnich latach wzrasta zainteresowanie wykorzystaniem kompozytów CFRP jako alternatywnej metody wzmacniania elementów TWCFS (Szewczak i in., 2021b; Hu i in., 2023; Bambach i in., 2009; Hu i in., 2022). Prostota aplikacji, a przede wszystkim nieniszczący charakter połączeń klejonych, w połączeniu z korzystnym stosunkiem masy do wytrzymałości i wysoką odpornością na korozję, czynią to rozwiązanie atrakcyjną

i skuteczną metodą wzmacniania. Pozwala ona na znaczące zwiększenie nośności i poprawę właściwości użytkowych elementów TWCFS, często bez konieczności przerywania normalnej eksploatacji obiektu.

W pracy (Szewczak, 2020) została szczegółowo przedstawiona metoda wzmacniania cienkościennych belek stalowych typu sigma za pomocą naklejanych taśm CFRP. Badania przeprowadzono na belkach $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ i $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$, uwzględniając różne konfiguracje naklejenia taśm. Badania te wykazały poprawę pracy wzmocnionych belek w stosunku do próbki referencyjnej w zakresie ugięć. Słabym punktem tej metody był natomiast sposób zniszczenia badanych belek. Polegał on na odklejeniu się taśmy CFRP od belki jeszcze przed jej utratą stateczności. Zauważyć można, że w przypadku badanych belek, zwłaszcza $\Sigma 200 \times 70 \times 2$, wystąpiło zjawisko dystorsji przekroju poprzecznego. Taka forma zniszczenia mogła mieć znaczący wpływ na ogólną nośność badanych elementów, przed którą taśmy CFRP nie przeciwdziałały. Z tego względu, w niniejszej pracy zaproponowano nową metodę wzmacniania tych elementów poprzez odcinkowe zamknięcie przekroju poprzecznego za pomocą naklejanych tkanin z włókna węglowego. Połączenie klejone stali z tkaniną z włókna węglowego powinno wykazać się większą nośnością w porównaniu do połączenia stal-taśma CFRP. Wynika to z faktu, że tkanina z włókna węglowego ma mniejszą sztywność przy zginaniu w porównaniu do taśm CFRP.

1.4. Połączenia klejone

Skuteczność wzmocnień z kompozytów CFRP zależy od ich połączenia ze stalą, które realizowane jest za pomocą klejenia. Połączenie to staje się częścią całego elementu kompozytowego, a jego właściwości mechaniczne i mechanizmy zniszczenia mogą decydować o skuteczności wzmocnienia, dlatego zrozumienie jego zachowania jest kluczowe dla prawidłowego projektowania.

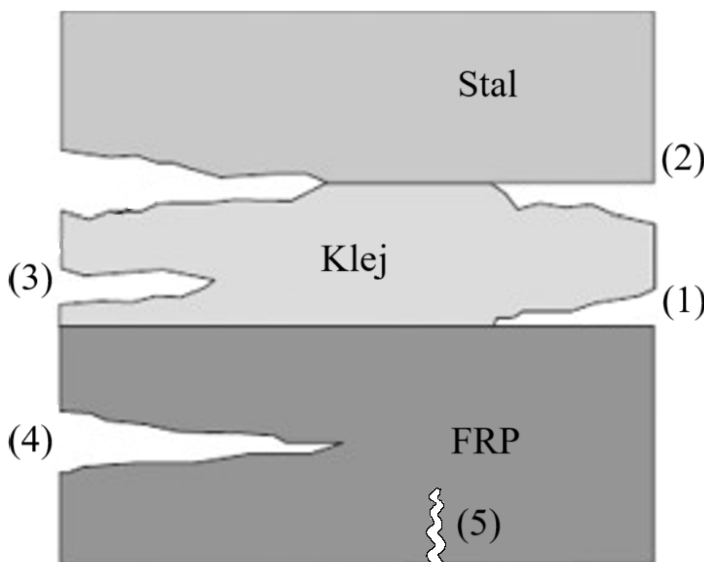
W niniejszym podrozdziale dokonano przeglądu stanu wiedzy w tym zakresie, omawiając wyniki dotychczasowych badań, modele analityczne, zjawisko adhezji oraz numeryczne metody analizy połączeń klejonych stal-CFRP.

1.4.1. Badania połączeń klejonych stal-CFRP

Udowodniono, że łączenie kompozytów polimerowych wzmocnionych włóknami (ang. *Fibre-Reinforced Polymers*; FRP) jest skuteczną metodą zwiększania sztywności i wytrzymałości konstrukcji (Zhao & Zhang 2007, Gholami i in. 2013, Tafsirojjan i in. 2022). Ze względu na swoje zalety, takie jak niewielka masa, wysoka wytrzymałość i sztywność, doskonała trwałość, wyjątkowa odporność na zmęczenie i korozję oraz łatwość montażu, materiały FRP cieszą się rosnącym zainteresowaniem w kontekście wzmacniania konstrukcji stalowych. Charakteryzują się one bowiem znacznym potencjałem w kontekście naprawy i wzmacniania konstrukcji, a w wielu sytuacjach znacznie przewyższają tradycyjne metody z zastosowaniem blach stalowych (Zhao &

Zhang, 2007; Gholami i in., 2013; Tafsirojjaman i in., 2022; Bambach, 2007; Bambach i in., 2009; Bambach, 2014; Szewczak i in., 2020; Szewczak i in., 2021a; Tafsirojjaman i in., 2021).

Choć przeprowadzono już liczne badania nad elementami betonowymi wzmocnionymi FRP (Sanginabadi & Mostofinejad, 2021; Yun & Wu, 2011; Zhang & Tang, 2021; Zaki i in., 2019; Li i in., 2020) to należy podkreślić, że połączenia klejone FRP ze stalą nadal wymagają zdecydowanie więcej uwagi (Zhao & Zhang, 2007; Teng i in., 2012). W przypadku konstrukcji betonowych, to właśnie beton staje się najsłabszym ogniwem po połączeniu z FRP. Istnieje jednak wiele sposobów, w jakich połączenie FRP ze stalą może być słabym ogniwem (ISO 4624:2016). Przykłady mechanizmów zniszczenia (rys. 1.5) dla połączenia klejonego FRP-stal można opisać jako: zniszczenie adhezyjne na styku FRP/klej (1), zniszczenie adhezyjne na styku stal/klej (2), uszkodzenie kohezyjne w warstwie kleju (3), rozwarstwienie (delaminacja) FRP (4) i pęknięcie FRP (5).



Rys. 1.5 Przykłady mechanizmów zniszczenia dla połączenia klejonego FRP-stal (Shrivastava, 2018)

Jak wspomniano, materiał może ulec uszkodzeniu w sposób zwany rozwarstwieniem (delaminacją), w którym dzieli się na warstwy. Na przykład, naprężenia ścinające i obciążenia przyłożone prostopadłe do warstw o wysokiej wytrzymałości w kompozytach FRP mogą spowodować pęknięcie matrycy polimerowej lub oderwanie włókna wzmacniającego od polimeru (Cantwell & Morton 1991).

Trwałość połączeń klejonych wynika zarówno z chemicznego, jak i mechanicznego wiązania między dwoma elementami (Ren i in. 2017). Mechanizmy zniszczenia (1) i (2) określane są jako zniszczenie adhezyjne, w przypadku którego następuje przerwanie wiązań międzyfazowych, a nośność graniczna jest determinowana przez siłę adhezji (uszkodzenie chemiczne). W przypadku wystąpienia zniszczenia wewnątrz objętości jednego z materiałów (w warstwie kleju (3), w matrycy polimerowej kompozytu ((4) –

delaminacja) lub poprzez zerwanie włókien (5)) o nośności połączenia decydują parametry wytrzymałościowe najsłabszego z komponentów tworzących połączenie (uszkodzenie mechaniczne).

Jeśli postacią uszkodzenia jest zniszczenie na styku kleju, wówczas siła przyczepności, która zależy głównie od obróbki powierzchni FRP lub stali, decyduje o skuteczności wzmocnienia konstrukcji stalowych za pomocą FRP. W przypadku gdy mechanizmem zniszczenia jest uszkodzenie materiału, projektowanie połączenia musi uwzględniać charakterystykę kleju i laminatów CFRP na działanie naprężeń, które mogłyby doprowadzić do wyczerpania ich nośności.

W połączeniu FRP ze stalą, uszkodzenie adhezyjne może wystąpić na styku stal/klej lub na styku FRP/klej (da Silva i in., 2009; Marchione, 2021; Shin & Lee, 2003; Hou i in., 2018). Uszkodzenie adhezyjne na styku FRP/stal jest jednak obserwowane stosunkowo rzadko, gdy FRP montowane jest na konstrukcji w procesie łączenia na mokro (Holloway & Cadei, 2002). W przypadku użycia pultrudowanej taśmy FRP, przed klejeniem należy usunąć warstwę zdzieraną, aby zapewnić czystą powierzchnię FRP do klejenia (Holloway & Cadei, 2002); jeśli taka warstwa nie istnieje, powierzchnia musi zostać zeszlifowana, a następnie oczyszczona przed klejeniem (Holloway & Cadei 2002; El Damatty i in., 2003). Takie techniki przygotowania mogą znacznie zmniejszyć ryzyko uszkodzeń adhezyjnych na styku FRP/klej (Holloway & Cadei, 2002). Należy jednak wspomnieć, iż uszkodzenia na styku stal/klej obserwowano znacznie częściej i to właśnie z tego powodu poprawa procedury przygotowania powierzchni stali do klejenia spotkała się z dużym zainteresowaniem badaczy (Mays & Huthcinson, 1992; McKnight i in., 1994; Harris & Beevers, 1999; Baldan, 2004; Schnerch i in., 2007).

1.4.2. Modele analityczne połączeń klejonych

Połączenia klejone zyskują na popularności dzięki swoim właściwościom mechanicznym i coraz lepszemu zrozumieniu mechaniki uszkodzeń. Aby przewidzieć wytrzymałość połączenia, należy znać rozkład naprężeń i odpowiednie kryterium zniszczenia. Do obliczenia rozkładu naprężeń można wykorzystać analizę elementów skończonych lub modele analityczne. Analiza elementów skończonych preferowana jest w przypadku złożonych geometrii i szczegółowych modeli materiałowych. Z drugiej strony, analiza w formie zamkniętej jest bardziej odpowiednia do uzyskania szybkiej i łatwej odpowiedzi. Od połowy XX w. połączenia klejone były przedmiotem intensywnych badań, dlatego też zaproponowano liczne modele analityczne. W rezultacie inżynier ma dziś do czynienia z długą listą modeli, którą musi uwzględnić starając się znaleźć najbardziej odpowiedni dla danej sytuacji. Porównanie wielu spośród takich modeli analitycznych zostało szczegółowo opisane w pracy (da Silva i in., 2009). Warto tu natomiast wspomnieć o trzech kluczowych modelach, które miały największy wpływ na rozwój wiedzy w tej dziedzinie:

- **model Volkersena** – koncepcja różnicowego ścinania została wprowadzona w analizie Volkersena (1938). Przyjął on założenie, że klej odkształca się tylko przy ścinaniu, ale elementy łączone mogą odkształcać się przy rozciąganiu, ponieważ są sprężyste, a nie sztywne. Niejednorodny rozkład odkształceń i naprężeń ścinających w warstwie kleju jest spowodowany zmniejszeniem odkształceń w elementach łączonych wzdłuż zakładu oraz ciągłością styku klej/element łączony. Tym samym, naprężenie ścinające jest największe na końcach zakładu i znacznie niższe w środku. Model Volkersena jest przeznaczony do połączeń zakładkowych.
- **model Golanda-Reissnera** – Goland i Reissner (1944) jako pierwsi uwzględnili efekty związane z momentem zginającym i siłą poprzeczną spowodowane mimośrodowym obciążeniem połączenia. W wyniku tego momentu zginającego połączenie obraca się, zmieniając kierunek linii obciążenia, ponieważ przyłożone siły rozciągające mają tendencję do wyrównywania się. Moment zginający zmniejsza się zaś wraz z obrotem połączenia, generując nieliniowy problem geometryczny, w którym należy wziąć pod uwagę duże ugięcia przylegających elementów.
- **model Harta-Smitha** – Hart-Smith przeprowadził jedno z najważniejszych badań dotyczących plastyczności kleju dla jednostronnych połączeń zakładkowych (ang. *Single Lap Joint* – SLJ) (Hart-Smith, 1973a) i dwustronnych połączeń zakładkowych (ang. *Double Lap Joint* – DLJ) (Hart-Smith, 1973b). Hart-Smith rozszerzył analizy Volkersena (Volkersen, 1938) i De Bruyne'a (De Bruyne, 1944) dla DLJ (Hart-Smith, 1973b) oraz prace Golanda i Reissnera (Goland & Reissner, 1944) dla SLJ (Hart-Smith, 1973a), dla których przedstawił alternatywne wyrażenie dla współczynnika momentu zginającego. W rozwiązaniach Harta-Smitha zastosowano sprężysto-plastyczny model naprężeń ścinających w celu uwzględnienia plastyczności kleju. Ponadto uwzględniono w nim różnice sztywności elementów łączonych w połączeniu oraz różnice termiczne. Po uwzględnieniu plastyczności kleju przewidywana wytrzymałość połączenia jest wyższa niż w przypadku zastosowania analizy sprężystej. Maksymalne odkształcenie ścinające zostało wykorzystane jako kryterium zniszczenia do obliczenia maksymalnej nośności połączenia zakładkowego. Stwierdzono, że wszelkie różnice w sztywności między elementami łączonymi zmniejszają nośność połączenia.

Opisane wcześniej analizy były dwuwymiarowe i zakładały, że połączenia zakładkowe klejone znajdowały się w płaskim stanie naprężenia (PSN) lub w płaskim stanie odkształcenia (PSO) w płaszczyźnie równoległej do osi połączenia, ignorując naprężenia w kierunku poprzecznym do jego osi. Naprężenia te spowodowane są odkształceniami w elementach łączonych uwzględniając współczynnik Poissona oraz antyklastyczne (ang. *anticlastic* – o przeciwnych krzywiznach w danym punkcie) zginanie elementów

łączonych. W pracach (Adams i Peppiatt, 1973) oraz (Oterkus i in., 2004) po raz pierwszy uwzględniono jednak te efekty.

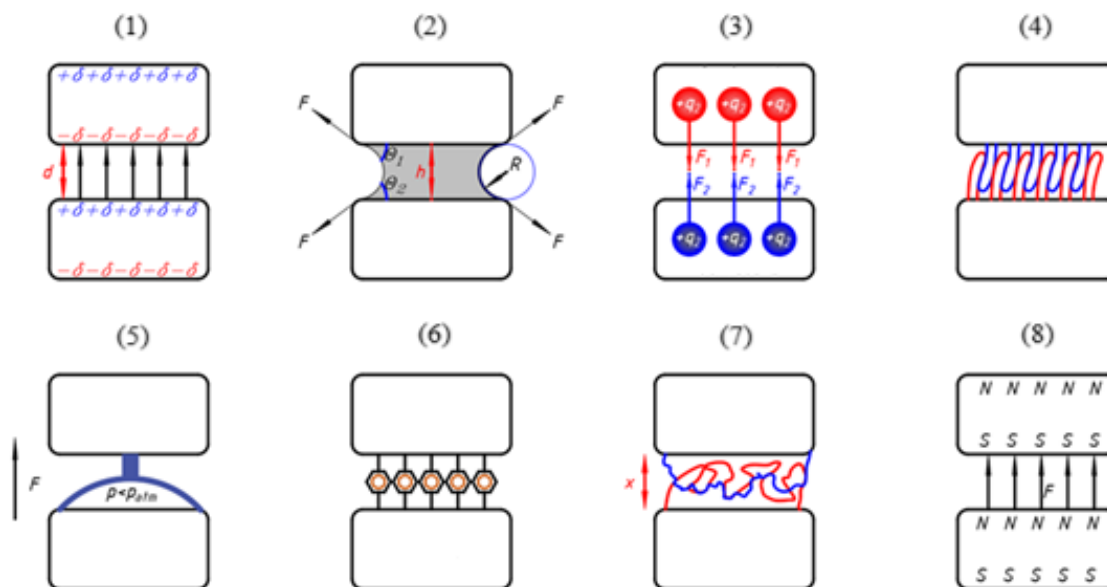
Adams i Peppiatt (1973) wzięli pod uwagę naprężenie ścinające w skleinie i naprężenie normalne w elementach łączonych działające w kierunku poprzecznym do osi połączenia i wzdłużnym. W ich badaniach uwzględniono tylko naprężenie ścinające w warstwie kleju, a wpływ momentu zginającego został zignorowany. Udało im się w ten sposób uzyskać układ dwóch równań różniczkowych cząstkowych drugiego rzędu. Aby rozwiązać ten układ równań, przedstawione zostały dwie zbieżne metody: przybliżone rozwiązanie analityczne i rozwiązanie metodą różnic skończonych. Autorzy odkryli, że naprężenie normalne w elemencie łączonym w kierunku poprzecznym jest najwyższe w środku połączenia i najniższe na krawędziach, zaś poprzeczne naprężenie ścinające w kleju jest najwyższe na krawędziach i najniższe w środku. Wykazali oni również, że naprężenia w skleinie i elementach łączonych występują w kierunku poprzecznym, nawet gdy połączenie nie jest zginane. Naprężenia te są jednak mniejsze niż naprężenia wzdłużne, a analiza dwuwymiarowa jest wystarczająca w większości przypadków. Współczynnik Poissona pomnożony przez wzdłużne naprężenia ścinające jest przypadkiem granicznym dla "szerokich" połączeń. W części środkowej występuje największe poprzeczne naprężenie rozciągające (na całej szerokości). Wyjaśnia to, dlaczego podczas testów w jednokierunkowych kompozytach poddawanych rozciąganiu mogą powstawać pęknięcia wzdłużne.

W pracy (Oterkus i in., 2004) autorzy uzyskali podobne wyniki. Oprócz naprężeń ścinających w skleinie uwzględniono jednak także naprężenie odrywające, zaś trójwymiarowy model SLJ obejmował geometrię nieliniową. Nieliniowa teoria płyt von Karmana (1932) została tam wykorzystana do modelowania stożkowych lub równoległych kompozytowych połączeń klejonych, a równania związane z efektem „*shear-lag*” zostały wykorzystane do modelowania warstwy kleju, która może mieć zachowanie liniowe lub biliniowe. Warstwa kleju miała być cienka w porównaniu do grubości elementów łączonych i nie pozwalała na zmianę naprężeń w skleinie na całej grubości. W wyniku analizy uzyskano układ nieliniowych równań, które nie miały rozwiązania w postaci zamkniętej i musiały zostać rozwiązane numerycznie.

1.4.3. Adhezja

Zjawisko adhezji ma znaczenie dla wielu zastosowań w różnych dyscyplinach naukowych, od rozwoju zaawansowanych klejów w inżynierii po ewolucyjne adaptacje obserwowane w przyrodzie. Zrozumienie skomplikowanej interakcji sił adhezji ma kluczowe znaczenie dla optymalizacji tych zastosowań i poprawy wydajności materiałów (Dillard, 2023). Złożoność mechanizmów adhezji nie tylko podkreśla znaczenie interakcji fizykochemicznych, ale także wskazuje na różnorodność strategii stosowanych przez organizmy do poruszania się w ich środowisku naturalnym (Autumn i in., 2002).

Dogłębne zrozumienie sił adhezji i ich podstawowych właściwości fizycznych może zapewnić odpowiednie ramy dla projektowania połączeń klejonych (Richhariya i in., 2023). Na rysunku 1.6 przedstawiono najbardziej znaczące i powszechne siły fizykochemiczne występujące w przyrodzie i zilustrowano ich interakcje między dwiema powierzchniami, które kiedyś nazywano adhezją (Klauser i in., 2020).



Rys. 1.6 Schematyczna ilustracja mechanizmów adhezji i różnych sił występujących między dwiema powierzchniami w przyrodzie. 1) Siła Van der Waalsa; 2) Siła kapilarna; 3) Siła elektrostatyczna lub Coulomba; 4) Tarcie lub siła blokująca; 5) Siła ssąca lub próżniowa; 6) Siła chemiczna; 7) Siła dyfuzji; 8) Siła magnetyczna (Richhariya i in., 2023).

Interpretacja terminu „adhezja” różni się w różnych dziedzinach badań, w tym w chemii, biologii, fizyce i inżynierii. Siły powierzchniowe są podstawowymi wielkościami, które ułatwiają zbliżenie się (konwergencję) dwóch ciał, podczas gdy adhezja odnosi się do energii wydatkowanej na utrzymanie ich połączenia.

Rysunek 1.6 przedstawia różnorodność mechanizmów i sił przyczepności – ze szczególnym uwzględnieniem zaskakujących adaptacji i możliwości wykazywanych przez różne materiały na śliskich powierzchniach. Warto tutaj wspomnieć o pewnych istotnych zagadnieniach dotyczących mechanizmów adhezji i odpowiadających im sił:

- **Siły van der Waalsa** są to słabe siły przyciągania, które występują pomiędzy cząsteczkami (Benilov, 2024; Hamasaki & Hirahara, 2023). W kontekście adhezji, siły van der Waalsa odgrywają znaczącą rolę w przyleganiu gekonów i innych stworzeń do powierzchni (Bogue, 2008). W sztywnych materiałach siły van der Waalsa przyczyniają się do adhezji poprzez tworzenie oddziaływań przyciągających między powierzchniami, jak wykazano w analizie sztywnej kuli i półelastycznego obszaru (Koguchi, 2022). Z kolei w układach biologicznych

siły van der Waalsa zwiększają adhezję komórek, szczególnie w komórkach macierzystych wystawionych na działanie zimnej plazmy atmosferycznej, która modyfikuje siły działające między komórkami a ich macierzą zewnątrzkomórkową (Hajizadeh i in., 2022).

- **Działanie kapilarne**, które można zdefiniować jako zdolność cieczy do przepływu w wąskich przestrzeniach bez pomocy sił zewnętrznych, stanowi kluczowy mechanizm, który znacząco przyczynia się do zjawiska adhezji, szczególnie w obecności wilgoci. Przykładowo, wilgoć obecna w mikrostrukturach występujących w stopach różnych zwierząt, takich jak żaby, skutecznie wzmacnia proces adhezji poprzez zaangażowanie sił kapilarnych, które działają na poziomie mikroskopowym. Ten szczególny mechanizm ułatwia lepszą zdolność do utrzymywania przyczepności na powierzchniach, które są z natury śliskie, poprzez wciąganie wody w małe szczeliny, tym samym znacznie zwiększając ogólny obszar kontaktu między przylegającymi powierzchniami (Narayanan i in., 2021). W inżynierii siły kapilarne występują na przykład w procesie kapilarnego podciągania wody z gruntu do fundamentu i ściany. W tym przypadku zjawisko to ma niekorzystny charakter.
- **Siły elektrostatyczne** również odgrywają ważną rolę w adhezji. Rysunek 1.6 pokazuje, w jaki sposób dodatnio naładowane aminokwasy na powierzchni włosów zwierząt katalizują adhezję poprzez oddziaływania elektrostatyczne, zwiększając ich zdolność do przylegania do różnych powierzchni.
- **Tarcie lub siła blokująca** odnosi się do rodzaju adhezji, w której jedna powierzchnia przylega do drugiej mechanicznie, zwiększając przyczepność ze względu na swoją strukturę fizyczną. Ta strukturalna zdolność adaptacyjna pozwala zwierzętom żyjącym w odpowiednich warunkach naturalnych poruszać się po śliskich powierzchniach (Yamaguchi i in., 2021). Na przykład w inżynierii tarcie odgrywa pozytywną rolę w przypadku stalowych połączeń ciernych.
- **Siła ssąca** jest generowana, gdy występuje różnica ciśnień między wewnętrzną stroną wnęki (jak np. przyssawka) a środowiskiem zewnętrznym. Różnica ta tworzy efekt podciśnienia, który umożliwia przyssawce przyleganie do powierzchni. Siła ta może być wyrażona matematycznie jako:

$$F = pa, \quad (1.17)$$

gdzie p to ciśnienie na zewnątrz przyssawki (zwykle ciśnienie atmosferyczne), natomiast a to obszar powierzchni pokrytej przyssawką. Równanie to wskazuje, że siła ssąca wzrasta wraz z obszarem kontaktu i różnicą ciśnień. Siła ssąca działa

na zasadzie tworzenia strefy niskiego ciśnienia wewnątrz wnęki. Na przykład, gdy ośmiornica używa swoich przyssawek, kurczy mięśnie, aby wydalić płyn z jamy, zmniejszając ciśnienie wewnętrzne i tworząc ssanie. Proces ten pozwala ośmiornicy skutecznie przylegać do powierzchni (Baik i in., 2019). W inżynierii zjawisko to jest powszechnie stosowane przy transporcie płyt na przykład wykonanych ze szkła.

- **Siły chemiczne** powstają w wyniku interakcji między cząsteczkami, głównie poprzez wiązania, takie jak wiązania wodorowe, kowalencyjne i jonowe. Siły te mają kluczowe znaczenie dla adhezji między powierzchniami, wpływając na sposób, w jaki materiały sklejają się lub oddzielają.
- **Siła dyfuzji** odnosi się do ruchu cząstek z obszaru o wyższym stężeniu do obszaru o niższym stężeniu. Proces ten jest napędzany przez gradient stężenia i jest niezbędny w różnych systemach biologicznych i fizycznych, w tym w mechanizmach adhezji na śliskich powierzchniach.
- **Siła magnetyczna** wynika z interakcji między polem magnetycznym a naładowanymi cząstkami. Może ona przyciągać lub odpychać w zależności od biegunowości ładunków magnetycznych. Siła ta ma kluczowe znaczenie w różnych zastosowaniach, w tym w projektowaniu materiałów, które mogą zwiększyć przyczepność na śliskich powierzchniach (Jamali & Tafreshi, 2021).

Należy zatem podkreślić, że zjawisko adhezji stanowi niezwykle złożony problem. W praktyce inżynierskiej postuluje się, że zniszczenie połączenia nie powinno mieć postaci adhezyjnej, a do osiągnięcia tego celu konieczne jest odpowiednie przygotowanie powierzchni elementów. Praca (da Silva & Campilho, 2012) obejmuje rozwój mechaniki zniszczenia i rozszerzoną metodę elementów skończonych, popartą przykładami zastosowań. Ponadto praca (da Silva & Campilho, 2012) przedstawia klasyczne metody mechaniki ośrodków ciągłych i mechaniki pęknięcia oraz omawia metody elementów brzegowych i różnic skończonych wraz ze wskazaniem ich optymalnych zastosowań. Ponadto praca (Khan i in., 2023) omawia opracowanie modelu stochastycznego do analizy zachowania połączeń klejonych. Metoda ta ma na celu uwzględnienie niepewności dotyczących właściwości materiału i warunków obciążenia, które mogą wpływać na działanie tych połączeń. Dzięki zastosowaniu metod stochastycznych model może przewidywać zmienność reakcji połączenia, zapewniając zrozumienie jego zachowania w różnych warunkach. Takie podejście pomaga w projektowaniu bardziej niezawodnych i wydajnych połączeń klejonych do różnych zastosowań inżynierskich.

1.4.4. Modelowanie numeryczne połączeń klejonych

Najczęściej opisywane metody stosowane do modelowania połączeń klejonych można podzielić na trzy grupy (Dobrzański, 2016). Do pierwszej grupy zaliczane są metody wykorzystujące mechanikę zniszczenia i kryteria zniszczenia (Choi & Chang, 1992). Podejście to koncentruje się na parametrach takich jak współczynnik intensywności naprężeń (SIF) czy energia wyzwolenia pęknięcia (G) do przewidywania inicjacji i propagacji pęknięć. Są one szczególnie użyteczne w analizie makroskopowego zachowania pęknięć w elementach konstrukcyjnych. Druga grupa metod opiera się na liniowej mechanice pęknięcia, przy czym najczęściej opisywana jest metoda VCCT (*ang. Virtual Crack Closure Technique*) (Krueger, 2004). VCCT jest techniką numeryczną pozwalającą na obliczenie energii wyzwolenia pęknięcia na podstawie sił węzłowych i przemieszczeń wierzchołka pęknięcia. Jest ona często stosowana do modelowania delaminacji w materiałach kompozytowych oraz pęknięcia w cienkich warstwach kleju, gdzie zakłada się, że strefa uszkodzenia plastycznego przed czołem pęknięcia jest niewielka. Do ostatniej grupy zaliczają się metody bazujące na modelu strefy kohezyjnej (*ang. Cohesive Zone Model; CZM*) (Elices i in., 2002). To właśnie ostatnia grupa jest najczęściej wykorzystywana przy modelowaniu połączeń klejonych z wykorzystaniem metody elementów skończonych (MES), szczególnie gdy grubość warstwy kleju jest pomijalnie mała i odpowiedź konstytutywną kleju można zdefiniować bezpośrednio w kategoriach trakcji i separacji.

Model strefy kohezyjnej pierwotnie został opracowany dla betonu przez Hillerborga pod nazwą modelu fikcyjnego pęknięcia (*ang. fictitious crack model*) (Hillerborg i in., 1976). Jest on modelem ogólnym, który znajduje zastosowanie także dla materiałów innych niż beton lub kompozyty cementowe – przykładowo, pękanie polimerów zostało zamodelowane właśnie przy użyciu powierzchni kohezyjnej (Tijssens i in., 2000).

W podejściu CZM, zachowanie materiału w strefie pęknięcia (np. w warstwie kleju) jest opisywane za pomocą prawa konstytutywnego, które wiąże trakcje (naprężenia) działające na powierzchniach pęknięcia z ich wzajemną separacją (przemieszczeniem). Model ten zakłada początkowo liniowo-sprężyste zachowanie, po którym następuje inicjacja i rozwój uszkodzenia.

Sprężone modele stref kohezyjnych wykorzystują prawa kohezji w trybie mieszanym, aby uwzględnić interakcję między obciążeniem w trybie I a obciążeniem w trybie II i III (De Lorenzis i in., 2013). Tryb I obciążenia odnosi się do oddziaływań normalnych do płaszczyzny styku połączenia, natomiast tryby II i III dotyczą oddziaływań w płaszczyźnie styku połączenia w dwóch kierunkach (odpowiedniki obciążenia ścinającego).

W opozycji do nich znajdują się niesprężone modele stref kohezyjnych, które zakładają, że prawa kohezji w kierunku normalnym i stycznym są od siebie niezależne (de Moraes,

2013; Monteiro i in., 2019). Co do zasady, zgodnie z obszernymi dowodami eksperymentalnymi, energia pęknięcia przy obciążeniu w trybie II jest często znacznie większa niż przy obciążeniu w trybie I. Jednak niektóre mieszane prawa kohezji zakładają, że energia pęknięcia jest taka sama dla obu trybów obciążenia (Högberg, 2006; Benamar i in., 2019).

Naprężenia wiązań są określane łącznie jako trakcje (ang. *tractions*), podczas gdy odkształcenia międzyfazowe są określane łącznie jako separacje (ang. *separations*). Normalna trakcja i dwie trakcje ścinające, które są reprezentowane odpowiednio przez t_n , t_s i t_t , tworzą trzy składowe wektora trakcji. Separacje są podobnie oznaczone odpowiednio przez δ_n , δ_s i δ_t . Po opisanu początkowej grubości jako T_a , można więc napisać:

$$\varepsilon_n = \frac{\delta_n}{T_a}; \varepsilon_s = \frac{\delta_s}{T_a}; \varepsilon_t = \frac{\delta_t}{T_a}, \quad (1.17)$$

gdzie ε_n , ε_s i ε_t są odkształceniami odpowiednio w kierunku normalnym i dwóch kierunkach ścinania.

Zachowanie sprężyste przed inicjacją uszkodzenia może być opisane za pomocą macierzy sztywności $\mathbf{K}$, która wiąże nominalne naprężenia z nominalnymi odkształceniami:

$$\mathbf{t} = \begin{Bmatrix} t_n \\ t_s \\ t_t \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{nn} & K_{ns} & K_{nt} \\ K_{ns} & K_{ss} & K_{st} \\ K_{nt} & K_{st} & K_{tt} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_n \\ \varepsilon_s \\ \varepsilon_t \end{Bmatrix} = \mathbf{K}\boldsymbol{\varepsilon}. \quad (1.18)$$

Macierz sztywności może opisywać pełne sprzężenie między składowymi trakcjami i separacjami. Jeśli pożądane jest zachowanie niesprężone, elementy pozadiagonalne macierzy $\mathbf{K}$ przyjmuje się jako zerowe. Wówczas, jak opisano w równaniach (1.19) i (1.20), K_{nn} , K_{ss} i K_{tt} są sztywnościami sprężystymi odpowiednio w kierunku normalnym i dwóch kierunkach ścinania. Gdzie K_{nn} jest równe początkowemu nachyleniu zależności trakcja-separacja dla trybu I (Turon i in., 2007) i może być opisane jako:

$$K_{nn} = \frac{E_a}{T_a}, \quad (1.19)$$

gdzie:

E_a - moduł sprężystości przy rozciąganiu kleju,

T_a - grubość kleju.

Zarówno K_{ss} , jak i K_{tt} są takie same i są równe początkowemu nachyleniu zależności trakcja-separacja dla obciążenia w trybie II (Teng i in., 2015) i można je opisać jako:

$$K_{ss} = K_{tt} = \frac{G_a}{T_a}, \quad (1.20)$$

gdzie:

G_a - moduł Kirchhoffa kleju,

T_a - grubość kleju.

Proces degradacji rozpoczyna się, gdy naprężenia i/lub odkształcenia spełnią określone kryterium inicjacji uszkodzenia. Stosuje się różne kryteria, a ich wybór zależy od charakteru badanego materiału i dostępnych danych. Istotne jest, że przy czystym ściskaniu stany naprężenia lub odkształcenia zwykle nie inicjują uszkodzenia, co często zapisuje się przy użyciu nawiasów Macaulay'a $\langle \cdot \rangle$ dla składowych normalnych (np. $\langle t_n \rangle = t_n$ gdy $t_n > 0$, inaczej 0).

Jako kryterium inicjacji zniszczenia przyjęto w niniejszej pracy wykładnicze kryterium naprężenia nominalnego (ang. *quadratic nominal stress criterion*). Można je opisać jako:

$$\left\{ \frac{\langle t_n \rangle}{t_n^o} \right\}^2 + \left\{ \frac{t_s}{t_s^o} \right\}^2 + \left\{ \frac{t_t}{t_t^o} \right\}^2 = 1, \quad (1.21)$$

gdzie t_n^o , t_s^o , t_t^o reprezentują szczytowe wartości nominalnego naprężenia, gdy odkształcenie jest odpowiednio normalne do powierzchni styku, albo występuje w pierwszym lub drugim kierunku ścinania.

Innymi powszechnie znanymi kryteriami inicjacji zniszczenia są:

- kryterium maksymalnego naprężenia nominalnego (ang. *maximum nominal stress criterion*)

$$\max \left\{ \frac{\langle t_n \rangle}{t_n^o}, \frac{t_s}{t_s^o}, \frac{t_t}{t_t^o} \right\} = 1. \quad (1.22)$$

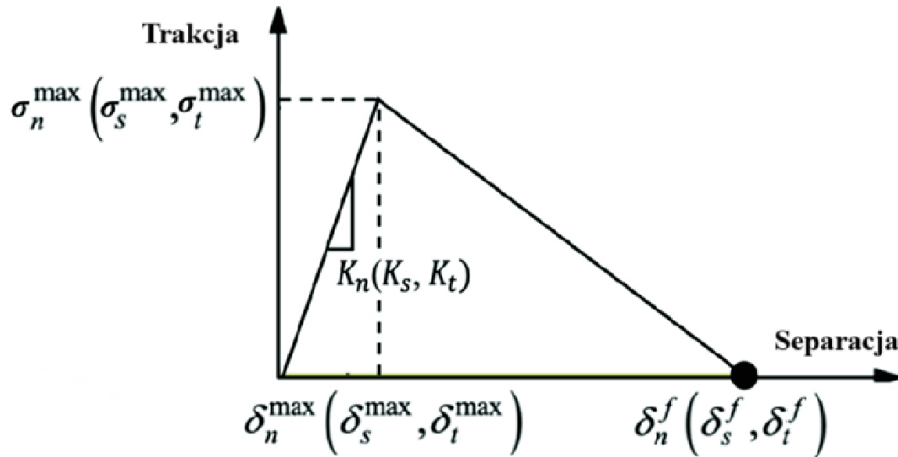
- kryterium maksymalnego odkształcenia nominalnego (ang. *maximum nominal strain criterion*)

$$\max \left\{ \frac{\langle \varepsilon_n \rangle}{\varepsilon_n^o}, \frac{\varepsilon_s}{\varepsilon_s^o}, \frac{\varepsilon_t}{\varepsilon_t^o} \right\} = 1. \quad (1.23)$$

- wykładnicze kryterium odkształcenia nominalnego (ang. *quadratic nominal strain criterion*)

$$\left\{ \frac{\langle \varepsilon_n \rangle}{\varepsilon_n^o} \right\}^2 + \left\{ \frac{\varepsilon_s}{\varepsilon_s^o} \right\}^2 + \left\{ \frac{\varepsilon_t}{\varepsilon_t^o} \right\}^2 = 1. \quad (1.24)$$

W równaniach (1.23) i (1.24) wartości ε_n^o , ε_s^o i ε_t^o reprezentują maksymalne wartości odkształcenia nominalnego, gdy deformacja jest normalna do styku, albo w pierwszym lub drugim kierunku ścinania. Na rysunku 1.7 przedstawiono przykładową zależność trakcja-separacja.



Rys. 1.7 Typowa zależność trakcja-separacja – liniowa ewolucja uszkodzenia (Le i in., 2023).

Po przekroczeniu kryterium inicjacji zniszczenia, rozpoczyna się proces degradacji sztywności skleiny, opisany za pomocą zmiennej zniszczenia (ang. *damage variable*), oznaczonej zazwyczaj jako D . Wartość D przyjmuje wartości w zakresie od 0 (stan nienaruszony) do 1,0 (całkowite zniszczenie). Naprężenia w uszkodzonym materiale są redukowane zgodnie z:

$$t_n = (1 - D)\bar{t}_n \quad (1.25)$$

(dla $\bar{t}_n \geq 0$, brak uszkodzenia przy ściskaniu),

$$t_s = (1 - D)\bar{t}_s, \quad (1.26)$$

$$t_t = (1 - D)\bar{t}_t, \quad (1.27)$$

gdzie $\bar{t}_n$, $\bar{t}_s$ i $\bar{t}_t$ są naprężeniami przewidywanymi przez liniowo-sprężyste prawo konstytutywne dla aktualnych odkształceń bez uszkodzenia.

Ewolucja zniszczenia opisuje, w jaki sposób sztywność skleiny ulega redukcji wraz ze wzrostem separacji między łączonymi powierzchniami. Do opisu ewolucji uszkodzenia w warunkach mieszanych trybów obciążenia (kombinacja trybów I, II i III), wprowadza się pojęcie efektywnego przemieszczenia (separacji) δ_m , zdefiniowanego jako:

$$\delta_m = \sqrt{(\delta_n)^2 + \delta_s^2 + \delta_t^2}. \quad (1.28)$$

Najczęściej stosuje się liniowy model ewolucji zniszczenia, w którym D rośnie liniowo od 0 do 1,0. W liniowym modelu ewolucji zniszczenia, po osiągnięciu maksymalnej trakcji (ang. *peak traction*) t_{max} przy efektywnej separacji $\delta_m = \delta_m^o$ (inicjacja zniszczenia), wartość trakcji t zaczyna liniowo spadać do zera przy krytycznym efektywnym przemieszczeniu separacji $\delta_m = \delta_m^f$ (całkowite zniszczenie). Zmienna

uszkodzenia D dla liniowego mięknięcia może być wyrażona jako (Camanho and Davila, 2002):

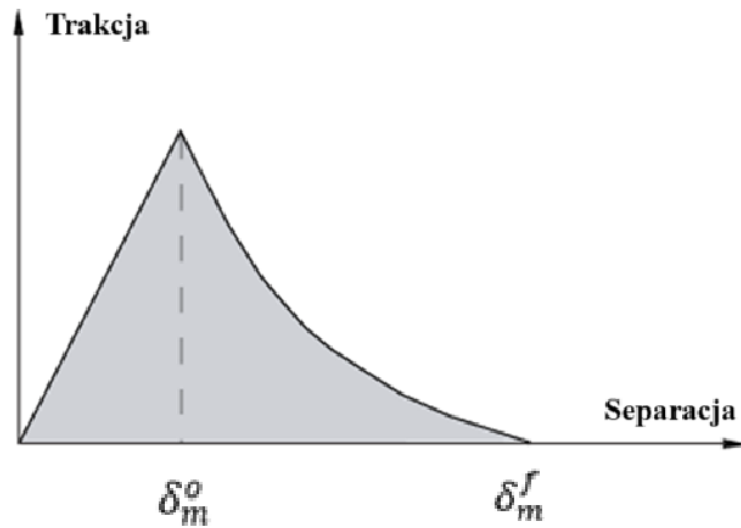
$$D = \frac{\delta_m^f(\delta_m^{max} - \delta_m^o)}{\delta_m^{max}(\delta_m^f - \delta_m^o)}, \quad (1.29)$$

gdzie δ_m^{max} to maksymalna wartość efektywnego przemieszczenia osiągnięta podczas historii obciążenia. Na rysunku 1.7 przedstawiono przykład liniowej ewolucji uszkodzenia.

Alternatywnie, stosuje się wykładniczy model ewolucji uszkodzenia, gdzie degradacja jest nieliniowa:

$$D = 1 - \left\{ \frac{\delta_m^o}{\delta_m^{max}} \right\} \left\{ 1 - \frac{1 - \exp\left(-\alpha \frac{(\delta_m^{max} - \delta_m^o)}{(\delta_m^f - \delta_m^o)}\right)}{1 - \exp(-\alpha)} \right\}, \quad (1.30)$$

przy czym α jest parametrem materiałowym definiującym tempo ewolucji uszkodzenia. Na rysunku 1.8 przedstawiono przykład wykładniczej ewolucji uszkodzenia.



Rys. 1.8 Wykładnicza ewolucja uszkodzenia (Dassault Systèmes, 2024).

Obszar pod krzywą zależności trakcji od separacji reprezentuje energię pęknięcia G_c , która jest kluczowym parametrem materiałowym modelu kohezyjnego. Ewolucja uszkodzenia może być również zdefiniowana poprzez podanie tej energii.

Właściwości ewolucji uszkodzenia, w tym energia pęknięcia G_c lub krytyczne przemieszczenie δ_m^f , generalnie zależą od kombinacji trybów obciążenia (ang. *mode mix*), czyli względnych proporcji odkształcenia normalnego i ścinającego.

Zależność energii pęknięcia G_C od kombinacji trybów obciążenia może być definiowana na przykład:

- Za pomocą prawa wykładniczego (ang. *Power Law*):

$$\left(\frac{G_n}{G_n^C}\right)^\eta + \left(\frac{G_s}{G_s^C}\right)^\eta + \left(\frac{G_t}{G_t^C}\right)^\eta = 1, \quad (1.31)$$

gdzie G_n^C , G_s^C i G_t^C to krytyczne energie pęknięcia dla czystych trybów I, II i III, a η to wykładnik potęgowy. Ponadto, G_n , G_s i G_t to energie pęknięcia dla poszczególnych trybów normalnego i dwóch ścinania.

- Za pomocą kryterium Benzeggagha-Kenane'a (BK)

$$G^C = G_n^C + (G_s^C - G_n^C) \left(\frac{G_s}{G_T}\right)^\eta, \quad (1.32)$$

gdzie $G_s = G_s + G_t$, $G_T = G_n + G_s + G_t$, a η jest parametrem materiałowym.

Do przewidywania międzyfazowej energii pęknięcia (IFE) przyjęto równanie przedstawione przez (Xia & Teng, 2005). Można je opisać jako:

$$G_f = 62 \left(\frac{\sigma_{max}}{G_a}\right)^{0,56} T_a^{0,27}, \quad (1.33)$$

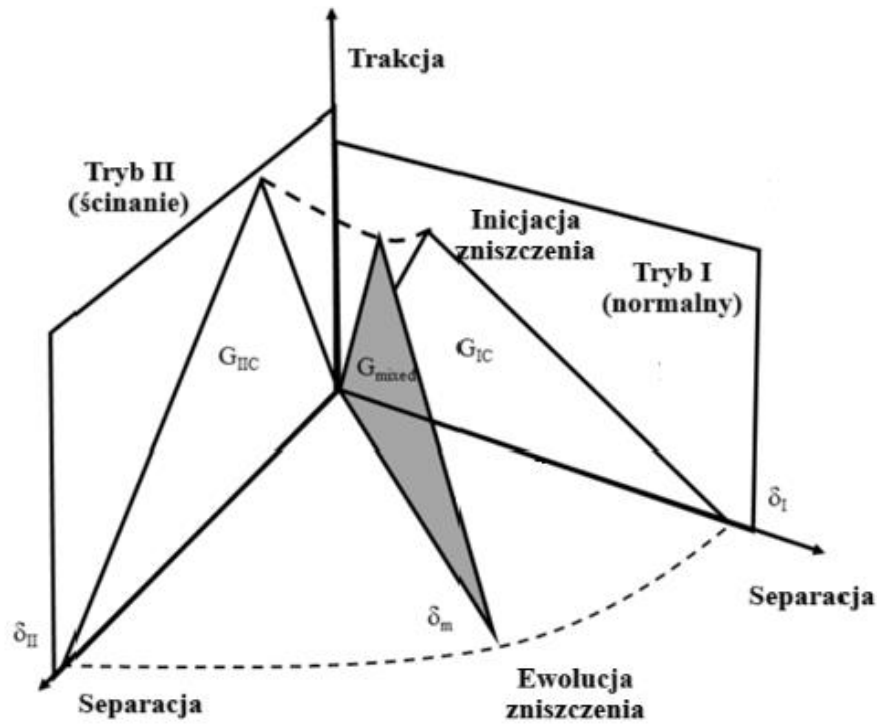
gdzie:

G_a - moduł Kirchhoffa kleju,

T_a - grubość kleju,

σ_{max} – wytrzymałość na rozciąganie kleju.

Na rysunku 1.9 przedstawiono przykład mieszanej zależności trakcji-separacji uwzględniającej poszczególne tryby obciążenia.



Rys. 1.9 Mieszana zależność trakcji-separacji (Dassault Systèmes, 2024).

W bardziej zaawansowanych modelach ewolucji zniszczenia można uwzględnić nieliniowe zależności, jak również różne mechanizmy uszkodzeń, takie jak kruche pękanie czy ciągliwe odkształcenia. Wybór odpowiedniego modelu ewolucji zniszczenia zależy od charakterystyki badanego połączenia klejonego i dokładności, jaką chcemy osiągnąć w symulacji numerycznej.

Niestety, obecnie nie ma metody numerycznej, która w pełni rozwiązuje wszystkie problemy związane z połączeniami klejonymi. Niemniej, model strefy kohezji jest przydatny do analizy połączeń klejonych. Powszechnie uznany model strefy kohezji opiera się na symulacji uszkodzeń charakteryzujących się kohezją. Szczególnie jest to istotne w scenariuszach, w których pęknięcie rozprzestrzenia się w warstwie kleju.

1.5. Podsumowanie

W niniejszym rozdziale przedstawiono aktualne osiągnięcia w obszarze badań stalowych konstrukcji cienkościennych z naciskiem na występujące w ich przypadku zjawisko dystorsji przekroju poprzecznego. Ponadto omówiono obecny stan wiedzy dotyczący wzmacniania konstrukcji budowlanych, w szczególności konstrukcji stalowych, za pomocą naklejanych kompozytów CFRP oraz zakres badań dotyczących samych połączeń klejonych stal-CFRP. Nie ulega wątpliwości, że pomimo licznych badań prowadzonych od dziesięcioleci nad opisanymi obszarami, nadal istnieją wyzwania i problemy, które wymagają dalszej pracy.

Na przykład, wymagane są dalsze badania w celu lepszego zrozumienia zachowania wzmocnionych elementów TWCFS w złożonych stanach naprężeń wynikających z jednoczesnego działania momentu zginającego, sił tnących, skręcania swobodnego i nieswobodnego oraz sił dystorsyjnych. Tylko niewielka liczba publikacji dotyczy wzmocniania cienkościennych monosymetrycznych elementów stalowych, w szczególności o przekroju typu sigma. Podobnie, jedynie nieliczne publikacje dotyczą wzmocniania elementów stalowych poprzez przeciwdziałanie dystorsji przekroju. Ponadto istnieje potrzeba opracowania wytycznych projektowych i metod postępowania umożliwiających wdrażanie technik wzmocniania elementów stalowych przy użyciu kompozytów CFRP w warunkach rzeczywistych. Brakuje również badań dla połączeń klejonych tkanin z włókna węglowego ze stalą ocynkowaną, która jest najczęściej stosowana w przypadku elementów cienkościennych przeznaczonych na przykład na płatwie dachowe.

Mając na uwadze powyższe rozważania, niniejsza rozprawa ma na celu zgłębienie wymienionych problemów, przeprowadzenie szerokiej analizy oraz opracowania zaleceń dotyczących wzmocniania elementów TWCFS przy użyciu tkanin z włókna węglowego i połączeń klejonych. Wyniki badań mogą przyczynić się do pogłębionego teoretycznego zrozumienia mechaniki elementów TWCFS wzmocnionych klejonymi tkaninami z włókna węglowego.

2. OBSZAR BADAŃ I ZASTOSOWANA APARATURA

2.1. Motywacja i przedmiot badań

Na podstawie przeprowadzonej analizy literatury dotyczącej wzmacniania stalowych elementów cienkościennych wykonanych z kształowników profilowanych na zimno (CFS – Cold Formed Steel) typu sigma stwierdzono, że istnieje znacząca luka w tym zakresie. Fakt ten stał się motywacją opracowania skutecznej i łatwej metody wzmacniania tego typu elementów. Kolejne studia literaturowe oraz doświadczenie wynikające ze współpracy z przemysłem zaowocowały propozycją rozwiązania mającego na celu wykorzystanie znanych już na rynku kompozytów CFRP do wzmacniania konstrukcji budowlanych. Stały się one również inspiracją do zaproponowania innowacyjnej metody wzmacniania stalowych profili typu sigma za pomocą klejonych tkanin węglowych. Oryginalność metody polega na tym, że maty przyklejane są nie wzdłuż (jak to ma miejsce w przypadku taśm CFRP), ale w poprzek przekroju poprzecznego tworząc odcinkowo przekrój zamknięty. Taki sposób wzmocnienia ma na celu przeciwdziałanie otwarciu przekroju poprzecznego, a przez to ograniczenie wpływ sił dystorsyjnych na nośność belki.

Przedmiotem badań jest ocena efektywności innowacyjnej metody wzmocnienia belek o dwóch przekrojach poprzecznych: $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ i $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$, wykonanych ze stali klasy S350GD o rozpiętości w osiach podpór równej 2,7 m.

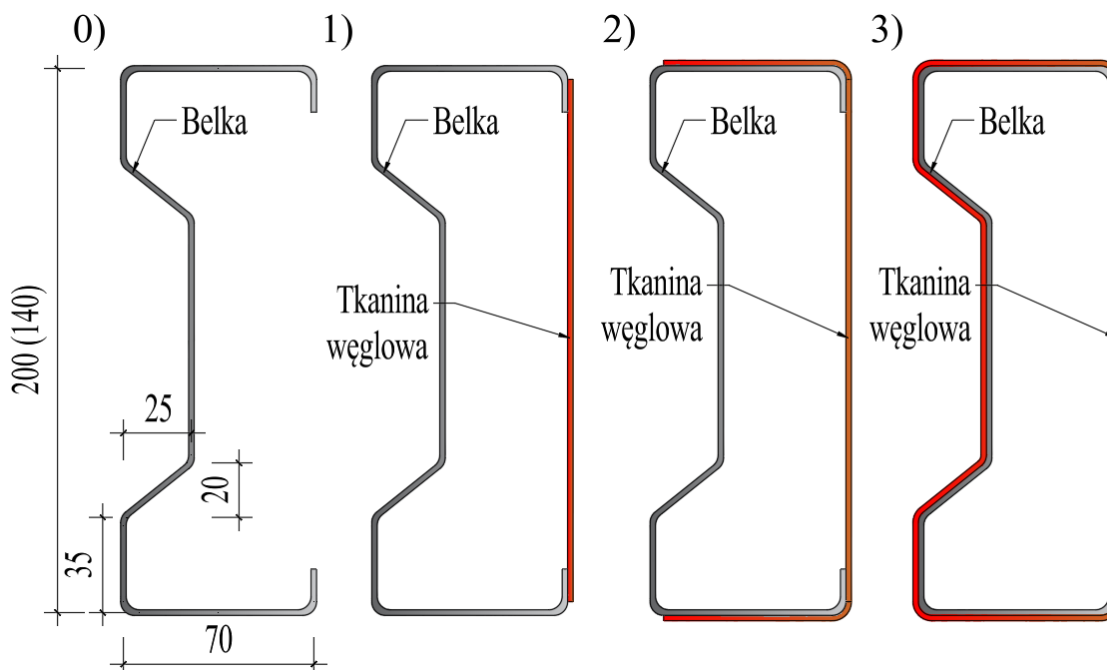
Zaproponowana metoda wzmocnienia polegała na odcinkowym połączeniu górnej i dolnej półki belki poprzez naklejenie tkaniny z włókna węglowego, co umożliwia uzyskanie przekroju zamkniętego na odcinku równym szerokości wzmocnienia. Do wzmocnienia zastosowano jednokierunkową tkaninę węglową typu SikaWrap 230 C, przyklejoną za pomocą dwuskładnikowej, tiksotropowej żywicy epoksydowej typu SikaDur 330.

W celu zbadania wpływu zaproponowanego wzmocnienia na elementy charakteryzujące się znacznymi deformacjami dystorsyjnymi ($\Sigma 200 \times 70 \times 2$) oraz wrażliwością na globalną utratę stateczności w postaci zwichrzenia ($\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$), do badań wybrano dwa przekroje poprzeczne charakteryzujące się różną smukłością prętową równą 129,81 i 121,08, odpowiednio w przypadku belek $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ i $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$.

Dodatkowo, podjęto próbę określenia parametrów wytrzymałościowych połączenia klejonego stali ocynkowanej z tkaniną węglową, stanowiącego kluczowy element proponowanego wzmocnienia. Badania naukowe obejmują zarówno testy laboratoryjne, analizy numeryczne, jak i opis zaobserwowanych zjawisk.

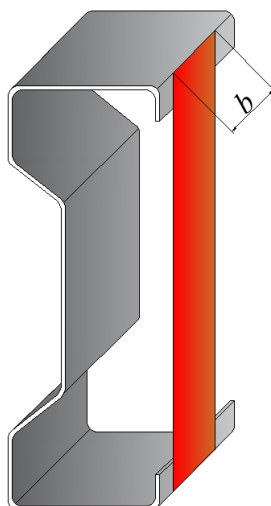
W badaniach zastosowano trzy warianty naklejenia wzmocnień przedstawione na rysunku 2.1:

- do zagięć brzegowych (typ 1),
- do zagięć brzegowych i półek (typ 2),
- na całym obrysie przekroju poprzecznego (typ 3).



Rys. 2.1 Geometria badanych belek: 0 – belka referencyjna, 1 – wzmocnienie naklejone na zagięciach brzegowych, 2 – wzmocnienie naklejone na zagięciach brzegowych i półkach, 3 – wzmocnienie naklejone na całym obrysie przekroju poprzecznego

Ustalono szerokość wzmocnienia (b) równą 300 mm, co odpowiada szerokości rolki zastosowanej tkaniny (rys. 2.2). Badania laboratoryjne przeprowadzono w dwóch etapach. W etapie I zastosowano podporę widełkową z częściowym zablokowaniem deplanacji przekroju poprzecznego, natomiast w etapie II podporę widełkową z całkowicie zablokowaną deplanacją przekroju na podporach. Stanowisko badawcze szczegółowo zostało opisane w rozdziale 4. Badania laboratoryjne przeprowadzono przy użyciu maszyny wytrzymałościowej INSTRON 8505, czujników LVDT z zakresem pomiaru odpowiednio 20 mm i 10 mm, systemu do optycznego pomiaru odkształceń ARAMIS 6M oraz skanera 3D Artec Leo.

Rys. 2.2 Szerokość wzmocnienia (b)

2.2. Problemy badawcze, cel i teza

Problemy badawcze

W niniejszej pracy podjęto badania dotyczące określenia efektywności nowatorskiego sposobu wzmocnienia belki stalowej cienkościennej o przekroju poprzecznym typu sigma poprzez zamknięcie przekroju poprzecznego na odcinku o ustalonej długości za pomocą tkaniny z włókna węglowego. W efekcie zastosowania takiego wzmocnienia przedmiotowa belka stała się bardziej odporna na deformacje dystorsyjne, szczególnie na deformacje w postaci otwarcia przekroju poprzecznego, które mogą niekorzystnie wpływać na nośność elementu.

W rozprawie sformułowano trzy problemy badawcze:

- Jaki wpływ ma zastosowanie jednokierunkowych tkanin z włókna węglowego na odkształcenia i przemieszczenia w cienkościennych belkach stalowych o przekroju typu sigma?
- Jaki wpływ ma zastosowanie jednokierunkowych tkanin z włókna węglowego na nośność, rozkład naprężeń i mechanizmy zniszczenia w cienkościennych belkach stalowych o przekroju typu sigma?
- Jakie są wartości parametrów wytrzymałościowych wzmocnienia kompozytowego składającego się z elementu stalowego, kleju i tkaniny z włókna węglowego?

Cel

Celem rozprawy jest rozpoznanie efektywności nowej metody wzmacniania stalowych cienkościennych belek typu sigma za pomocą tkanin z włókna węglowego, w szczególności:

- jakościowa ocena wpływu zastosowania tkanin z włókna węglowego na odkształcenia i przemieszczenia cienkościennych belek stalowych o przekroju sigma,
- jakościowa ocena wpływu zastosowania tkanin z włókna węglowego na nośność, naprężenia i mechanizmy zniszczenia cienkościennych belek stalowych o przekroju sigma,
- określenie parametrów wytrzymałościowych wzmocnienia kompozytowego składającego się z elementu stalowego, kleju i tkaniny.

Do oceny jakościowej wpływu zastosowania tkanin na odkształcenia i przemieszczenia przedmiotowych belek przeprowadzono analizę porównawczą dla belek niewzmocnionych (referencyjnych) i wzmocnionych. Przemieszczenia pionowe oraz poziome zostały określone na podstawie badań laboratoryjnych i posłużyły do sprawdzenia poprawności modelu numerycznego. Wartości odkształceń zostały wyznaczone na podstawie analiz numerycznych.

Do oceny jakościowej skuteczności wzmocnienia badanych belek przeprowadzono analizę porównawczą mechanizmów zniszczenia, nośności, przemieszczeń oraz rozkładów naprężeń i odkształceń dla belek niewzmocnionych (referencyjnych) i wzmocnionych.

Na podstawie otrzymanych wyników badań doświadczalnych i opracowanych modeli numerycznych (MES) opracowano wartości parametrów wytrzymałościowych wzmocnienia.

Teza

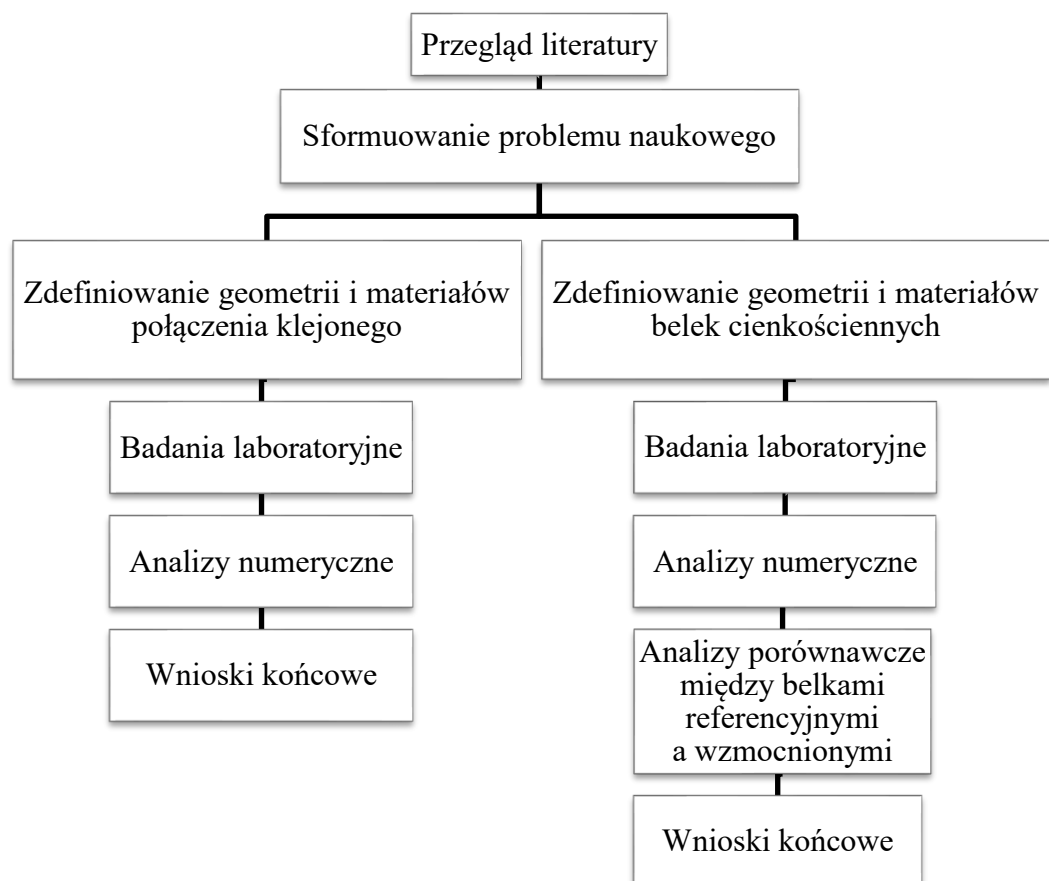
Odpowiedzi na sformułowane problemy badawcze poprzez realizację poszczególnych celów umożliwiły sprawdzenie następującej tezy:

„Zastosowanie jednokierunkowej tkaniny z włókna węglowego naklejonej w kierunku poprzecznym na ustalonym odcinku w środku rozpiętości cienkościennej belki o przekroju typu sigma jest skuteczną metodą jej wzmacniania.”

2.3. Zakres badań

Ogólny zakres badań naukowych przeprowadzonych w niniejszej pracy został przedstawiony w formie schematu blokowego (rys. 2.3). Badania rozpoczęto od

szczegółowej analizy literatury przedmiotu, a następnie sformułowano problemy badawcze. W kolejnym etapie zdefiniowano geometrię i materiały, z których wykonano połączenia klejone i belki cienkościenne. Następnie przeprowadzono badania laboratoryjne połączeń klejonych (65 próbek) i belek cienkościennych (16 próbek) oraz opracowano modele numeryczne (3 dla połączeń klejonych i 2 dla belek) w programie Abaqus. W końcowym etapie przeprowadzono analizy porównawcze wyników uzyskanych na podstawie badań laboratoryjnych między elementami referencyjnymi a wzmocnionymi dla belek cienkościennych. Na podstawie przeprowadzonych badań sformułowano wnioski końcowe.



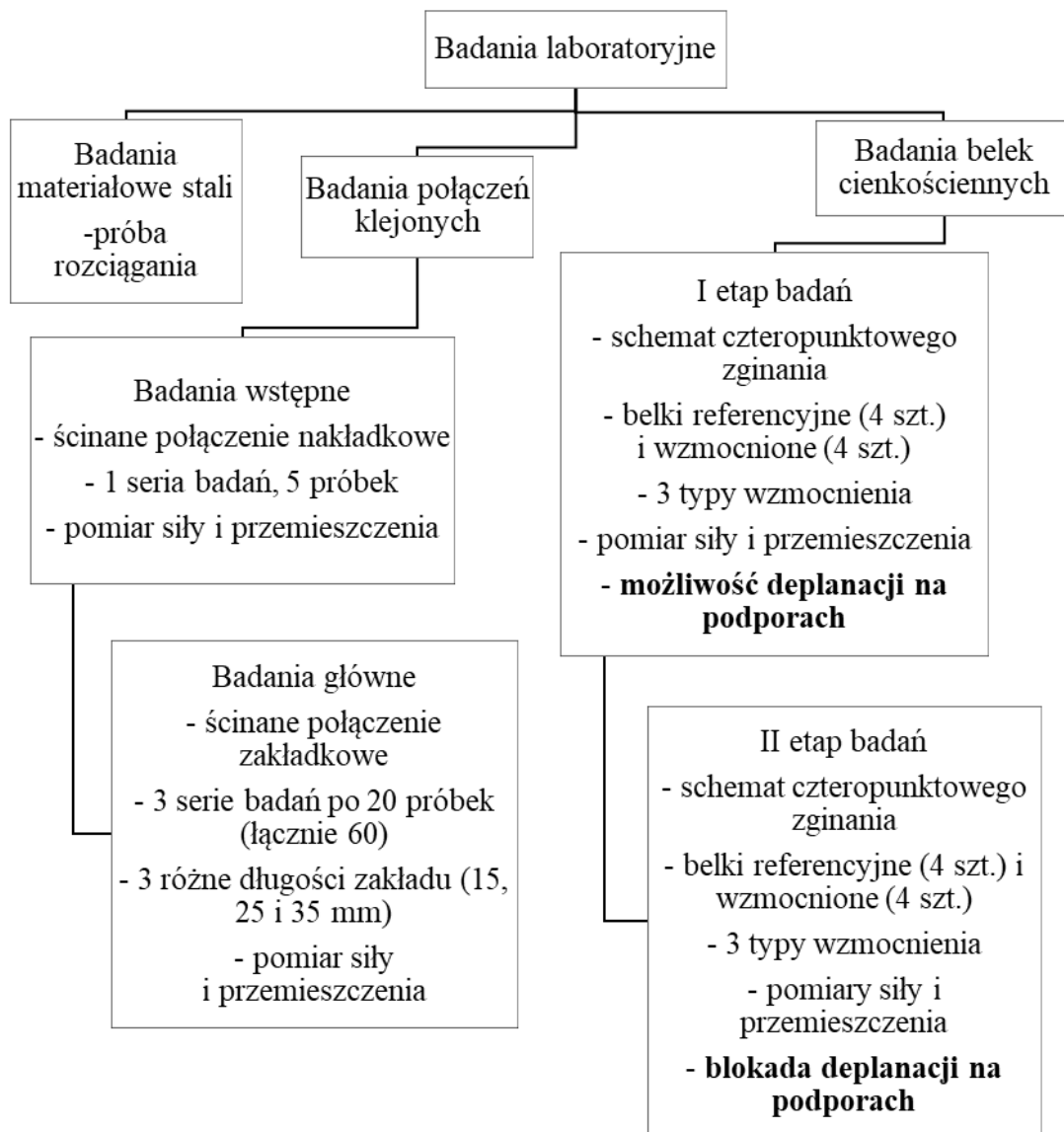
Rys. 2.3 Schemat przedstawiający metodykę badań

Szczegółowy zakres przeprowadzonych badań laboratoryjnych został przedstawiony w formie schematu blokowego na rysunku 2.4. Program badawczy podzielono na trzy główne, równoległe ścieżki: badania materiałowe stali, badania połączeń klejonych oraz badania belek cienkościennych w pełnej skali.

Pierwszym etapem, stanowiącym punkt wyjścia dla dalszych analiz, były badania materiałowe stali. Przeprowadzono je w celu określenia cech fizycznych stali S350GD, z której wykonano zarówno próbki do badań połączeń, jak i belki cienkościenne. Jak wskazuje schemat, badania te polegały na statycznej próbie rozciągania, co zostało szczegółowo opisane w podrozdziale 3.1. Badaniu poddano 5 próbek z blachy grubości 2,0 mm i 5 próbek z blachy grubości 2,5 mm.

Druga ścieżka badawcza dotyczyła badań połączeń klejonych. Została ona podzielona na dwa etapy. Badania wstępne miały charakter pilotażowy i obejmowały jedną serię pięciu próbek ścinanych połączeń nakładkowych (DLJ), w ramach których określono zależność siły od przemieszczenia. Po ich analizie przystąpiono do badań głównych na zakładkowych połączeniach pojedynczych (SLJ), które objęły znacznie szerszy zakres. Przebadano łącznie 60 próbek w trzech seriach, a parametrem różnicującym poszczególne serie była długość zakładu połączenia, która przyjmowała wartości 15, 25 oraz 35 mm, odpowiednio dla serii A, B i C. Podobnie jak w badaniach wstępnych, mierzono siłę i przemieszczenie aż do momentu zniszczenia połączenia. Szczegółowe opisy tych badań znajdują się w podrozdziałach 3.2 i 3.3.

Trzecim etapem programu eksperymentalnego były badania belek cienkościennych (łącznie 16 próbek) w skali 1:1, obciążanych w schemacie czteropunktowego zginania. Badaniom poddano zarówno belki referencyjne (niewzmocnione – 4 próbki), jak i belki wzmocnione (12 próbek) trzema różnymi typami aplikacji kompozytu. Kluczowym elementem tych badań było podzielenie ich na dwa etapy, różniące się warunkami podparcia. W etapie I na podporach zapewniono możliwość deplanacji (spaczenia) przekroju. W etapie II natomiast, poprzez modyfikację stanowiska badawczego, deplanacja na podporach została całkowicie zablokowana. Taki podział pozwolił na ocenę wpływu warunków podparcia na nośność i mechanizm zniszczenia badanych belek. Szczegółowy opis badań belek przedstawiono w rozdziale 4.



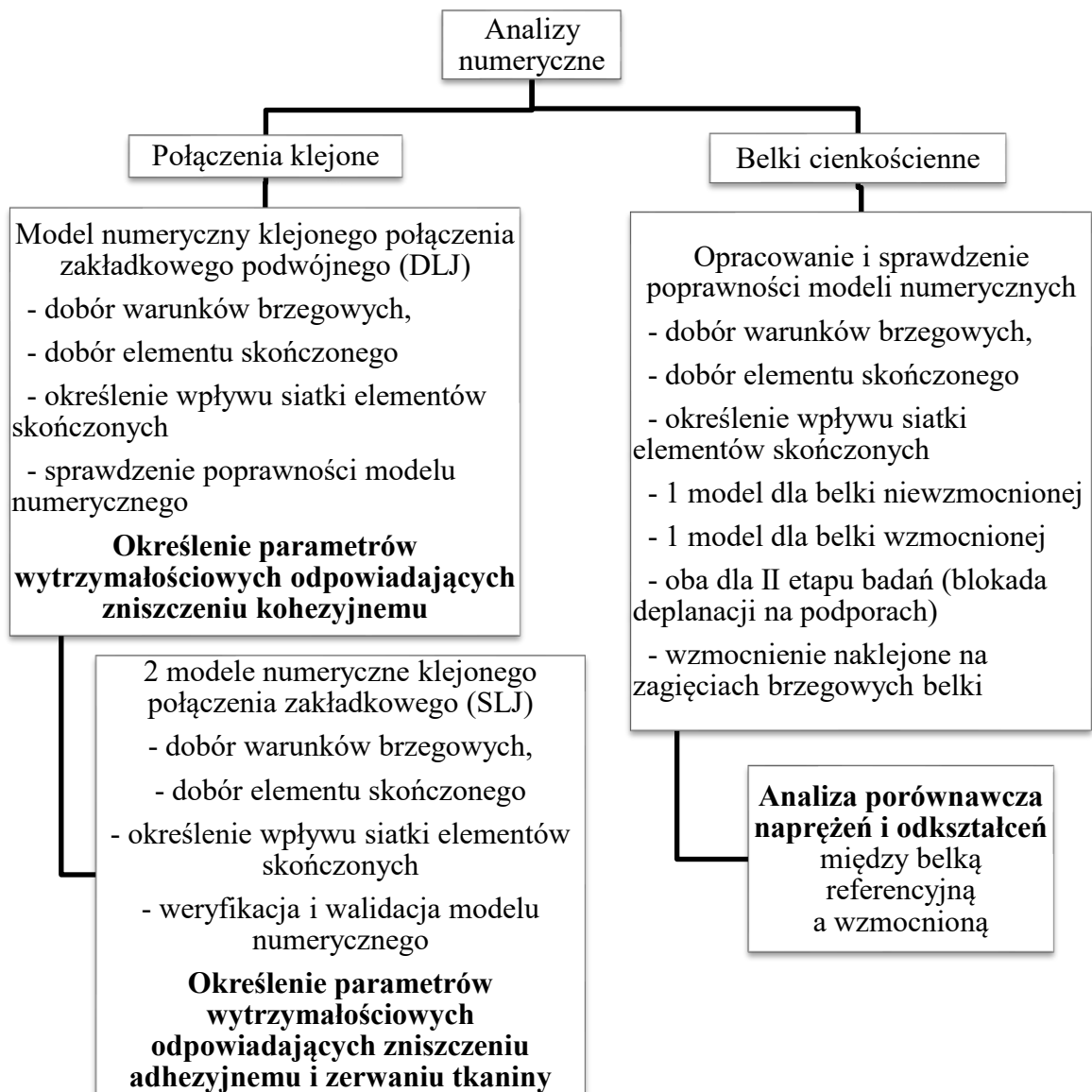
Rys. 2.4 Schemat przedstawiający program badań laboratoryjnych

Po badaniach laboratoryjnych przeprowadzono analizy numeryczne z wykorzystaniem Metody Elementów Skończonych (MES). Szczegółowy zakres i metodyka tych analiz, zilustrowane na schemacie blokowym (Rys. 2.5), zostały podzielone na dwie główne ścieżki badawcze: modelowanie połączeń klejonych oraz modelowanie całych belek cienkościennych.

Pierwsza ścieżka prac numerycznych dotyczyła połączeń klejonych, a jej celem było określenie parametrów wytrzymałościowych wzmocnienia stal-klej-tkanina. Proces ten podzielono na etapy odpowiadające obserwowanym w laboratorium mechanizmom zniszczenia. W pierwszej kolejności, na podstawie wyników badań pilotażowych, opracowano model numeryczny podwójnego połączenia zakładkowego (DLJ). Prace te obejmowały dobór odpowiednich warunków brzegowych i typów elementów

skończonych, a także analizę wrażliwości siatki MES. Po sprawdzeniu poprawności modelu określono parametry wytrzymałościowe dla zniszczenia kohezyjnego w warstwie kleju. Następnie, bazując na wynikach badań głównych, opracowano dwa kolejne modele dla pojedynczego połączenia zakładkowego (SLJ). Po ich weryfikacji i walidacji modelu na podstawie badań doświadczalnych, określono parametry wytrzymałościowe odpowiadające zniszczeniu adhezyjnemu (na styku stal-klej) oraz zerwaniu tkaniny z włókna węglowego. Pełny opis tych modeli przedstawiono w rozdziale 5.

Druga ścieżka analiz dotyczyła belek cienkościennych. Na podstawie wyników badań laboratoryjnych, które wskazały że najbardziej obiecującym jest wzmocnienie typu 1 (naklejenie tkaniny na zagięciach brzegowych) dla belek o przekroju $\Sigma 200 \times 70 \times 2$, opracowano dwa modele numeryczne: belki referencyjnej (niewzmocnionej) oraz belki wzmocnionej. Proces opracowania modeli obejmował dobór warunków brzegowych odzwierciedlających II etap badań (z zablokowaną deplanacją na podporach), dobór elementów skończonych oraz analizę wpływu gęstości siatki. Poprawność modeli zweryfikowano poprzez porównanie uzyskanych numerycznie zależności siła-przemieszczenie z wynikami badań laboratoryjnych. Opracowane i zweryfikowane w ten sposób modele numeryczne posłużyły jako narzędzie do przeprowadzenia finalnego etapu prac, którym była analiza porównawcza naprężeń i odkształceń w belce referencyjnej i wzmocnionej, co opisano w rozdziale 6.



Rys. 2.5 Schemat przedstawiający program analiz numerycznych

2.4. Aparatura badawcza

W badaniach laboratoryjnych wykorzystana została następująca aparatura badawcza:

- 1) Maszyna wytrzymałościowa INSTRON Satec 300 DX – przeznaczona jest do wysokowydajnych testów rozciągania, ściskania, zginania i ścinania. Maksymalna możliwa do osiągnięcia siła wynosi 300 kN. Dokładność pomiaru siły wynosi $\pm 0,5\%$ odczytu, ale nie mniej niż $1/500$ maksymalnej siły (0,6 kN). Dokładność pomiaru przemieszczenia wynosi $\pm 0,5\%$ odczytu lub 0,13 mm w zależności od tego, która wartość jest większa.

- 2) Hydrauliczna maszyna wytrzymałościowa INSTRON 8505 – przeznaczona do badania obciążeń statycznych i dynamicznych konstrukcji oraz cech wytrzymałościowych materiałów konstrukcyjnych i wypełniających. Posiada siłomierz klasy 0,5 w zakresie sił do 2400 kN. Maszyna połączona jest z systemem kontroli Fast Track 8800 oraz wzmacniaczem pomiarowym HBM MGCplus.
- 3) Wzmacniacz pomiarowy HBM MGCplus – przyrząd przeznaczony do pomiarów tensometrycznych, służący do zaawansowanych pomiarów przemieszczeń i odkształceń. Specyfikacja: klasa 0,1; pomiar do 500 Hz; przetworniki 20 bit; próbkowanie 0.1 kHz; oprogramowanie CATMAN; wewnętrzne rezystory 120, 350 Ohm; 8x wejście napięciowe ± 10 V; 16x wejście ćwierć, pół i cały mostek tensometryczny.
- 4) System do optycznego pomiaru odkształceń i przemieszczeń ARAMIS 6M – wyróżniający się wysoką rozdzielczością. Dzięki temu można uzyskać obszary pomiarowe od ok. 15 x 12 mm² do ok. 1500 x 1200 mm². W pełnej rozdzielczości 6 megapikseli (2750 x 2200 pikseli) umożliwia rejestrację do 25 obrazów na sekundę. Alternatywnie, przy zmniejszonej rozdzielczości, można uzyskać wyższą częstotliwość odświeżania do 44 obrazów na sekundę. Systemy optyczne ARAMIS zaliczane są do klasy 0,5 zgodnie z normą ISO9513.
- 5) Skaner 3D Artec Leo – umożliwiający wykonywanie skanów 3D z dokładnością do 0,1 mm, natomiast prędkość pomiaru wynosi do 35 milionów punktów na sekundę
- 6) Czujniki LVDT – czujniki przemieszczeń o zakresie pomiaru do 10 mm i 20 mm. Posiadają one klasę dokładności 0,5.
- 7) Skaningowy mikroskop elektronowy Tescan VEGA3 – mikroskop umożliwiający analizę topografii próbki poprzez detekcję elektronów wtórnych (SE). Przeznaczony jest do badania materiałów suchych w wysokiej próżni. Ruchomy uchwyt o pięciu osiach (X-Y-Z, obrót i przechył) pozwala na obserwację próbki pod dowolnym kątem. Zakres napięć przyspieszających wynosi od 200 V do 30 kV. Podstawowe parametry techniczne to: maksymalna rozdzielczość 3 nm przy 30 kV; wartość robocza próżni 9×10^{-3} Pa; Wolframowe działło elektronowe; wartość powiększenia 1x-1000000x; maksymalna wielkość obrazu 8192 x 8192 px; maksymalna wielkość próbki X=110 mm Y=110 mm Z= 35 mm.

3. BADANIA LABORATORYJNE POŁĄCZEŃ KLEJONYCH

3.1. Właściwości mechaniczne stali

Właściwości mechaniczne stali, z której wykonano belki określono na podstawie statycznej próby jednoosiowego rozciągania. Wszystkie belki zostały wykonane ze stali klasy S350GD. Próbkę wycięto z arkuszy blachy stalowej dostarczonej przez tego samego producenta, u którego zakupiono belki. Ze względu na różnice w grubościach ścianek badanych belek, przeprowadzono dwie serie badań. W pierwszej serii badano próbki o grubości 2,0 mm, natomiast w drugiej o grubości 2,5 mm. Łącznie badaniom poddano 10 próbek (po 5 próbek w danej serii). Wymiary oraz kształt próbek przyjęto zgodnie z wymaganiami normy EN ISO 6892-1 (2020). Do badań wykorzystano próbki wiosełkowe o przekroju prostokątnym z zachowaniem odpowiednich proporcji. Do badań rozciągania osiowego użyto uniwersalną maszynę wytrzymałościową INSTRON Satec 300 DX. Próby rozciągania przeprowadzono w warunkach sterowania przemieszczeniem zgodnie z normą EN ISO 6892-1 (2020). Prędkość rozwierania szczęk wynosiła 0,03 mm/s do momentu osiągnięcia dolnej granicy plastyczności próbki. Następnie zwiększono prędkość rozwierania szczęk do 0,80 mm/s i rozciągano próbkę do chwili zerwania. W ten sposób wyznaczono wytrzymałość na rozciąganie. Wyniki pomiarów, tj. przyrost siły, przemieszczenia i odkształcenia wzdłużnego stali były rejestrowane automatycznie. Pomiar tych wartości odbywał się przy użyciu wbudowanego w maszynę wytrzymałościową układu czujników oraz ekstensometru. Stanowisko do badań materiałowych stali przedstawiono na rys. 3.1.



Rys. 3.1 Stanowisko badawcze – próbka stalowa w uchwytach maszyny wytrzymałościowej

Wyniki badań dla pierwszej i drugiej serii próbek zestawiono w tabelach 3.1 i 3.2. Dla danej serii próbek obliczono wartości średnie arytmetyczne: maksymalnego obciążenia, granicy plastyczności, wytrzymałości na rozciąganie, odkształcenia granicznego odpowiadającego maksymalnej sile obciążenia oraz modułu sprężystości podłużnej. Dla każdego parametru wyznaczono odchylenie standardowe.

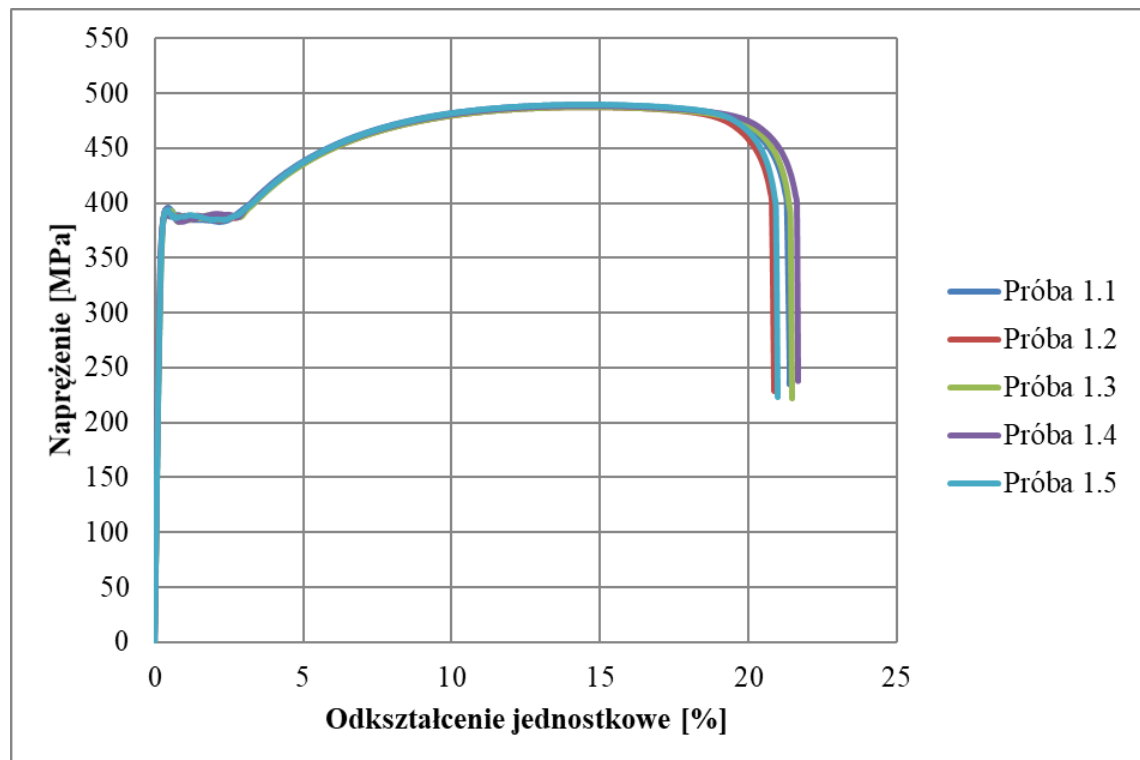
Tabela 3.1 Parametry wytrzymałościowe stali konstrukcyjnej uzyskane na podstawie badań materiałowych pierwszej serii próbek – grubość blachy 2,0 mm

	Nazwa próbki	Umowna granica plastyczności (MPa)	Wytrzymałość na rozciąganie (MPa)	Wydłużenie całkowite przy maksymalnej sile obciążenia (%)	Moduł Younga (GPa)
1	1.1	395,22	489,5	14,63	169,61
2	1.2	393,45	487,5	14,34	178,56
3	1.3	393,40	487,8	14,60	173,64
4	1.4	394,23	488,6	14,64	186,66
5	1.5	393,85	490,1	14,18	172,18
Średnia arytmetyczna		394,03	488,7	14,48	176,13
Odchylenie standardowe		0,74721	1,10980	0,20721	6,72752

Tabela 3.2 Parametry wytrzymałościowe stali konstrukcyjnej uzyskane na podstawie badań materiałowych drugiej serii próbek – grubość blachy 2,5 mm

	Nazwa próbki	Umowna granica plastyczności (MPa)	Wytrzymałość na rozciąganie (MPa)	Wydłużenie całkowite przy maksymalnej sile obciążenia (%)	Moduł Younga (GPa)
1	2.1	433,37	554,0	9,09	198,20
2	2.2	435,01	555,2	9,44	197,76
3	2.3	425,74	545,3	9,51	199,59
4	2.4	416,64	544,3	9,44	184,98
5	2.5	412,36	539,6	9,32	187,54
Średnia arytmetyczna		424,62	547,7	9,36	193,61
Odchylenie standardowe		9,99914	6,68540	0,16733	6,80777

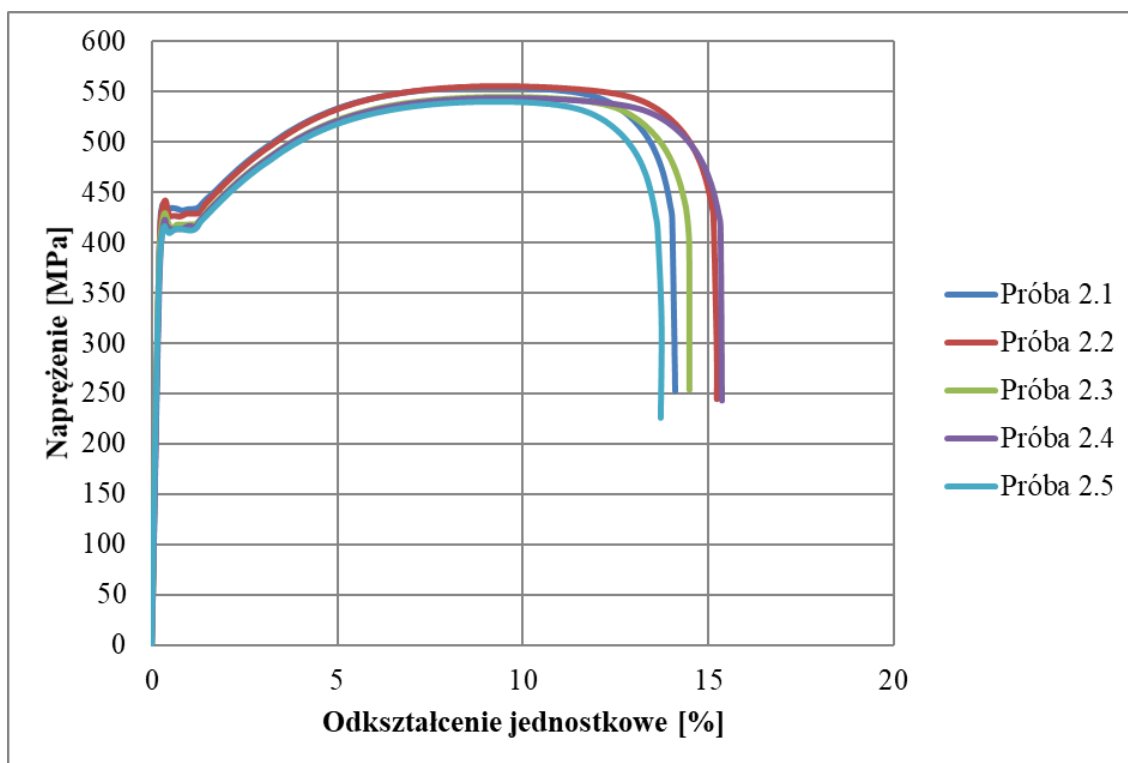
Zależność naprężenie – odkształcenie dla pierwszej i drugiej serii badanych próbek przedstawiono na rysunkach 3.2 i 3.3.



Rys. 3.2 Zależność naprężenie-odkształcenie dla pierwszej serii – grubość blachy 2,0 mm

Powyższy wykres (rys. 3.2) przedstawia zależności naprężenie-odkształcenie uzyskane w wyniku statycznej próby rozciągania dla pięciu próbek stali S350GD (oznaczonych od 1.1 do 1.5), pochodzących z pierwszej serii badawczej i wykonanych z blachy o grubości 2,0 mm. Krzywe obrazują charakterystyczne, ciągłe zachowanie materiału,

rozpoczynając od stromego, liniowo-sprężystego odcinka. Następnie, przy naprężeniu wynoszącym średnio 394,03 MPa, widoczna jest wyraźna granica plastyczności w postaci plateau, gdzie materiał ulega znacznemu odkształceniu przy niemal stałym obciążeniu. Po wyczerpaniu zdolności do płynięcia plastycznego, materiał wchodzi w zakres wzmocnienia, w którym naprężenie rośnie aż do osiągnięcia maksymalnej wartości, odpowiadającej wytrzymałości na rozciąganie, wynoszącej średnio 488,7 MPa. Dalsze rozciąganie prowadzi do powstania szyjki, spadku siły i ostatecznego zerwania próbek przy odkształceniu jednostkowym wynoszącym około 21%. Wszystkie pięć zarejestrowanych krzywych przebiega bardzo blisko siebie, co świadczy o dużej jednorodności i powtarzalności właściwości mechanicznych badanej partii blachy stalowej.

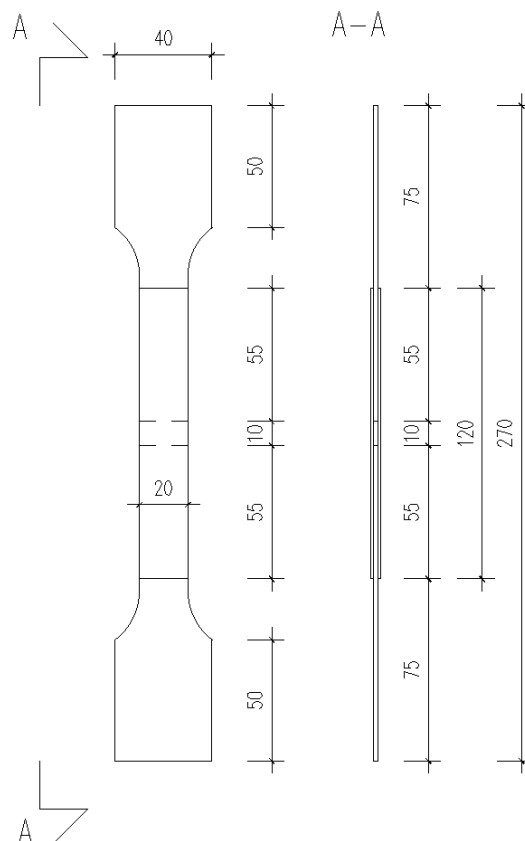


Rys. 3.3 Zależność naprężenie-odkształcenie dla drugiej serii – grubość blachy 2,5 mm

Rysunek 3.3 przedstawia zależność naprężenie-odkształcenie uzyskane w wyniku statycznej próby rozciągania dla pięciu próbek stali S350GD (oznaczonych od 2.1 do 2.5), pochodzących z drugiej serii badawczej i wykonanych z blachy o grubości 2,5 mm. Umowna granica plastyczności dla tych próbek wyniosła średnio 424,62 MPa, a wytrzymałość na rozciąganie osiągnęła średnią wartość 547,7 MPa. Ostateczne zerwanie próbek następowało przy odkształceniach jednostkowych w zakresie od 13% do 15%.

3.2. Badania wstępne właściwości mechanicznych połączenia klejonego

W celu określenia właściwości mechanicznych połączenia klejonego przeprowadzono badania eksperymentalne na podwójnych klejonych połączeniach zakładkowych (*ang. Double Lap Joint (DLJ)*) składających się z tkaniny jednokierunkowej z włókna węglowego, ocynkowanej blachy stalowej i warstwy kleju. Wytrzymałość na ścinanie kleju została określona na podstawie oryginalnej metody badawczej ze względu na brak standardowych wytycznych dla rozważanego połączenia i materiałów. W związku z tym zaproponowano element testowy, który odnosi się do standardowych testów materiałowych stali z tą różnicą, że próbka stalowa (wioselka) została podzielona na pół. Długość zakładu (*ang. overlap length*) połączenia klejonego wynika z maksymalnej długości dostępnego obszaru wiązania pomniejszonego o 5 mm ze względu na możliwość występowania niedoskonałości geometrycznych próbek. Szerokość połączenia przyjęto równą 20 mm, czyli analogicznie z normą EN ISO 6892-1 (2020). Próbki wykonano z blach stalowych ocynkowanych z naklejoną obustronnie tkaniną SikaWrap 230 C (SikaWrap®-230 c | sika GCC) przy użyciu kleju SikaDur 330 (Sikadur®-330). Testy przeprowadzono na 5 próbkach. Długość zakładu wynosiła 55 mm, a grubość kleju 0,5 mm. Próbki wykonano zgodnie z rys. 3.4.



Rys. 3.4 Schemat próbki – ścinanie kleju

Przed wykonaniem połączenia klejonego zmierzono grubości blach stalowych (pierwszy pomiar). Powierzchnię blachy stalowej oczyszczono papierem ściernym i odtłuszczono acetonem. Po przygotowaniu powierzchni warstwę kleju nałożono równomiernie na powierzchnię blachy stalowej, a następnie nałożono jedną warstwę tkaniny z włókna węglowego. Tkanina węglowa została dociśnięta do powierzchni stalowej, tworząc połączenie i zatapiając włókna w matrycy z żywicy epoksydowej. Ponadto, nadmiar kleju został usunięty z powierzchni tkaniny. Po zakończeniu procesu utwardzania kleju, który trwał 7 dni zgodnie z wytycznymi producenta, wykonano pomiar grubości połączenia (drugi pomiar). Różnica między drugim a pierwszym pomiarem, pomniejszona o grubość tkaniny równą 0,129 mm stanowiła grubość kleju.

System pomiaru siły był ustawiony na zero po zmontowaniu testowego układu obciążającego, ale przed faktycznym uchwyceniem próbki na obu końcach. Po ustawieniu punktu zerowego obciążenia, układ pomiarowy siły nie był w żaden sposób zmieniany podczas badania. Ustawienie próbki w szczękach maszyny wytrzymałościowej było takie, aby nie powodowało powstawania obciążeń zginających. Próby ścinania przeprowadzono w warunkach sterowania przemieszczeniem. Prędkość przyrostu przemieszczenia wynosiła 0,05 mm/s do momentu zniszczenia próbki. Przygotowane próbki przedstawiono na rys. 3.5. Stanowisko do badań ścinania kleju przedstawiono na rys. 3.6.



Rys. 3.5 Próbkki do badań z serii SK1

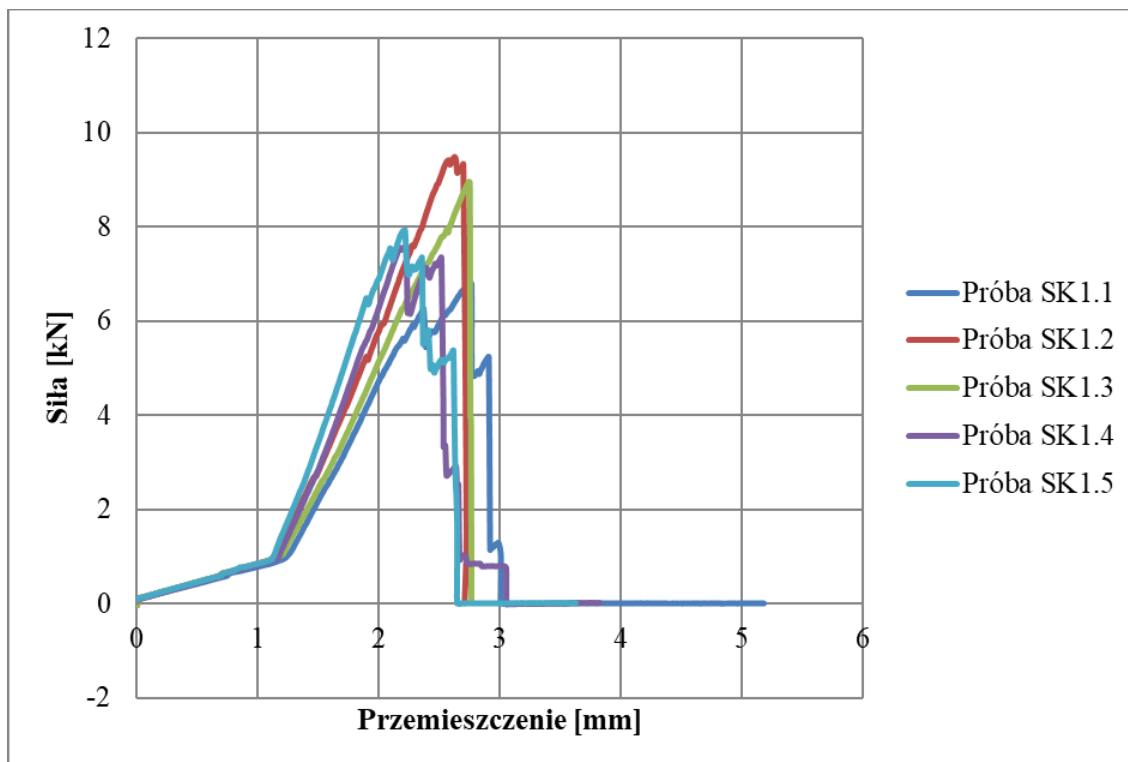


Rys. 3.6 Stanowisko badawcze – próbka serii SK1 w uchwytach maszyny wytrzymałościowej

Wyniki badań zestawiono w tabeli 3.3. Dla danej serii próbek obliczono wartości średnich arytmetycznych: maksymalnego obciążenia oraz odkształcenia granicznego odpowiadającego maksymalnej sile obciążenia. Dla każdego parametru wyznaczono odchylenie standardowe. Wykresy zależności siła – przemieszczenie przedstawiono na rys. 3.7.

Tabela 3.3 Wyniki badań wytrzymałości na ścinanie kleju dla serii SK1

	Etykieta próbki	Maksymalne obciążenie (kN)	Przemieszczenie przy maksymalnym obciążeniu (mm)
1	SK1.1	6,806	2,765
2	SK1.2	9,475	2,629
3	SK1.3	8,953	2,740
4	SK1.4	7,600	2,228
5	SK1.5	7,929	2,218
Średnia arytmetyczna		8,153	2,516
Odchylenie standardowe		1,06755	0,27230



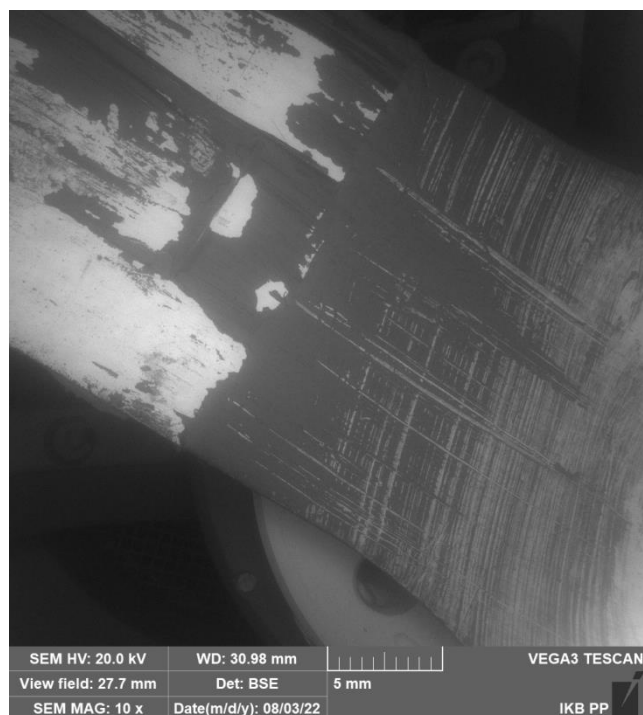
Rys. 3.7 Wykresy siła – przemieszczenie dla serii SK1

Powolny wzrost siły w początkowej fazie rozciągania odpowiadał początkowemu modułowi Young’a tkaniny (*ang. initial Young’s modulus*), który można było zaobserwować na wykresie dla poszczególnych próbek. Po osiągnięciu przemieszczenia około 1,1 mm nastąpił nagły liniowy wzrost siły aż do momentu osiągnięcia punktu granicznego. Zniszczenie połączenia nastąpiło stopniowo, wraz z odrywaniem się kolejnych fragmentów tkaniny od powierzchni stali. Wartości maksymalnej, minimalnej i średniej arytmetycznej siły niszczenia wyniosły odpowiednio 9,475 kN, 6,806 kN i 8,153 kN. Po zakończeniu badań laboratoryjnych przeprowadzono analizę mechanizmów zniszczenia dla badanego połączenia klejonego. Przeprowadzono oględziny wizualne, a także wykonano zdjęcia próbek przy użyciu skaningowego mikroskopu elektronowego Tescan VEGA3. Na rysunku 3.8 przedstawiono zniszczone próbki.



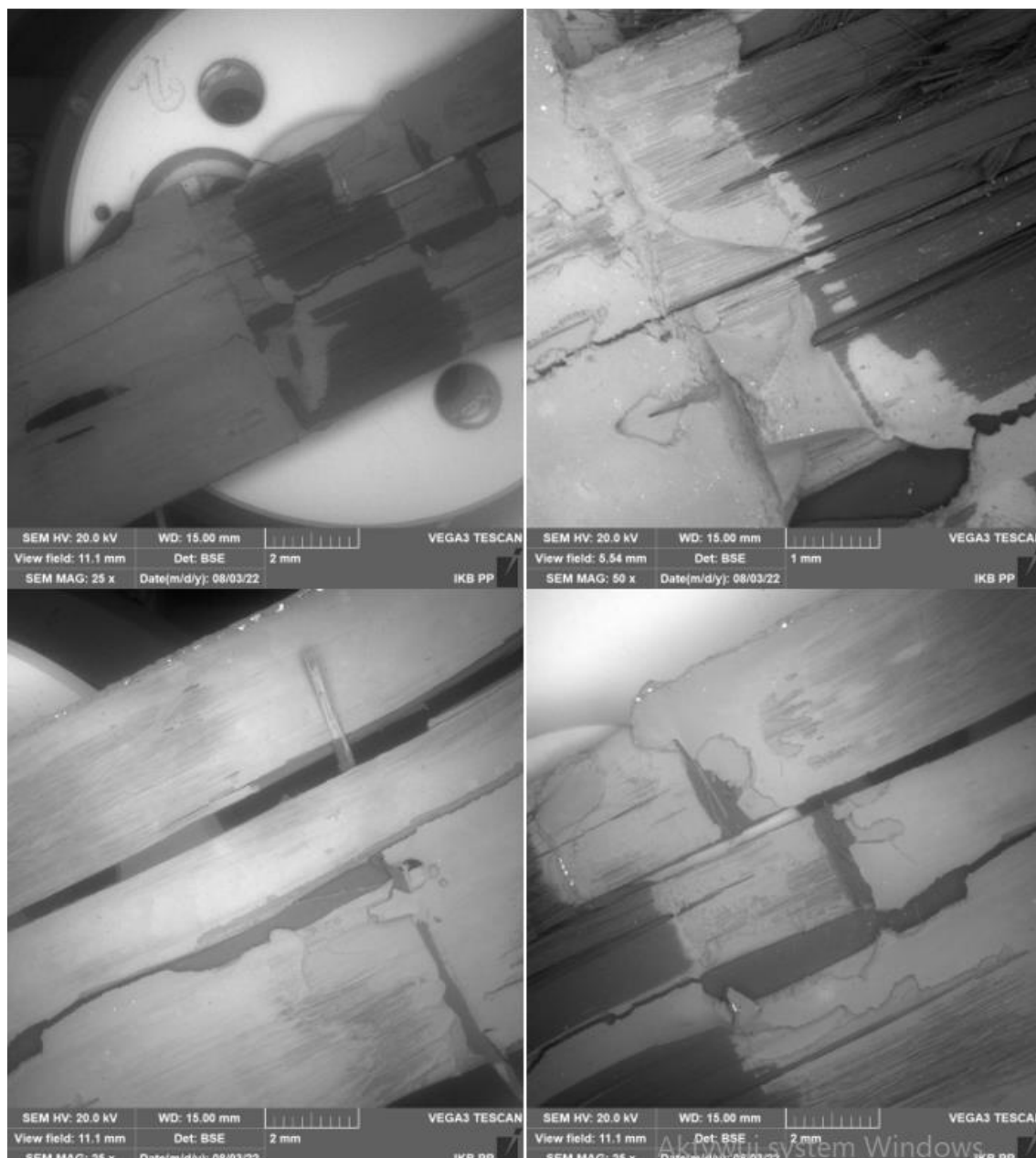
Rys. 3.8 Zniszczone próbki z serii SK1

Podczas oględzin uszkodzonych próbek zaobserwowano różne mechanizmy zniszczenia. Na próbce SK1.3 zaobserwowano zniszczenie adhezyjne na styku stal/klej, ale tylko na części powierzchni. Niektóre włókna były nadal połączone z powierzchnią blachy. Natomiast dla próbek SK1.1, SK1.2 i SK1.5 zaobserwowano odspojenie na całej powierzchni na styku stal/klej. Ostatecznie, próbka SK1.4 była jedyną, w której odnotowano delaminację włókien wśród częściowego zniszczenia adhezyjnego na styku stal/klej. Po zakończeniu oględzin, próbka SK1.1 została poddana dalszym badaniom przy użyciu mikroskopu skaningowego. Wyniki przedstawiono na rysunkach 3.9–3.11. Na rys. 3.9 przedstawiono powierzchnię próbki stalowej, po uszkodzeniu mającym charakter zniszczenia kohezyjnego na styku stal/klej.



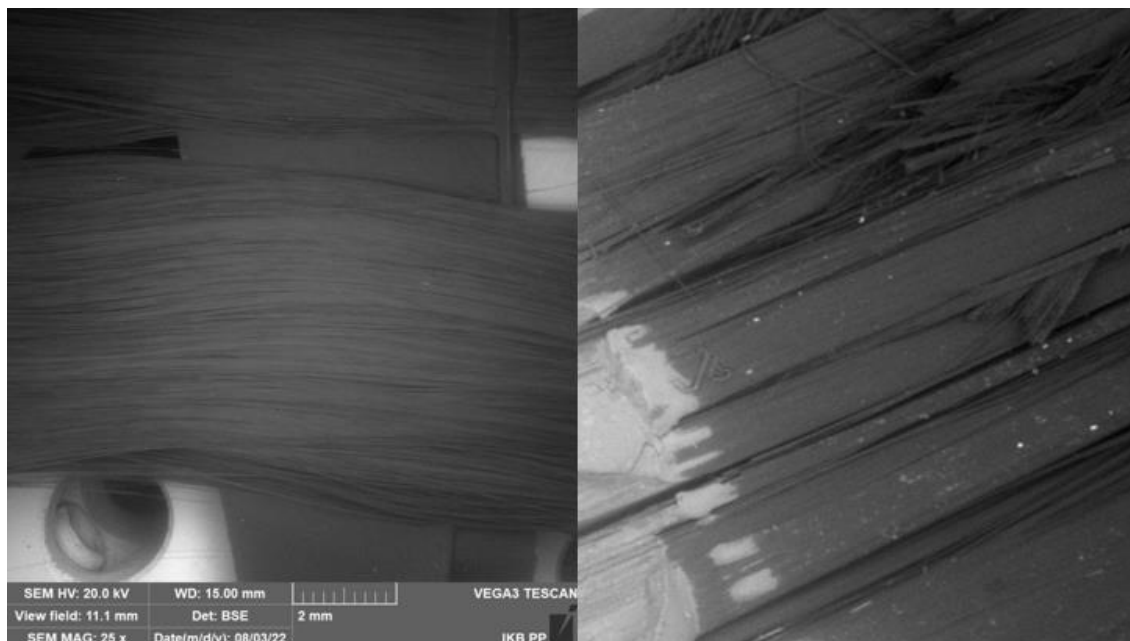
Rys. 3.9 Zniszczona próbka SK1.1 – blacha stalowa

Na rysunku 3.9 można zauważyć, że w niektórych miejscach pozostały cienkie warstwy kleju, co wskazuje, że dominującym było zniszczenie adhezyjne na styku stal/klej, któremu towarzyszyło zniszczenie kohezyjne w warstwie kleju. Na rysunku 3.10 przedstawiono powiększoną powierzchnię odklejonej tkaniny.



Rys. 3.10 Zniszczona próbka SK1.1 – tkanina

Można zauważyć, że uszkodzenie tkaniny nastąpiło na styku stal/klej. Jednakże większość powierzchni jest nadal pokryta klejem, a tylko niewielkie obszary są go pozbawione. Po raz kolejny można stwierdzić, że uszkodzenie adhezyjne nastąpiło na styku stal/klej, któremu towarzyszyło uszkodzenie kohezyjne w warstwie kleju. Zatem, charakter zniszczenia dla prezentowanej próbki ma charakter mieszany. Oprócz tych obserwacji, po analizie obrazów z mikroskopu skaningowego, zaobserwowano uszkodzenia włókien tkaniny. Na rys. 3.11 przedstawiono w powiększeniu nieuszkodzoną i uszkodzoną tkaninę.



Rys. 3.11 Niezniszczona i zniszczona tkanina

Podsumowując, można zauważyć, że najczęstsze uszkodzenie we wszystkich próbkach wystąpiło na styku stal/klej (zniszczenie adhezyjne). Ponadto w kilku niewielkich obszarach zaobserwowano zniszczenie kohezyjne kleju, jak również delaminację włókien.

3.3. Badania główne właściwości mechanicznych połączenia klejonego

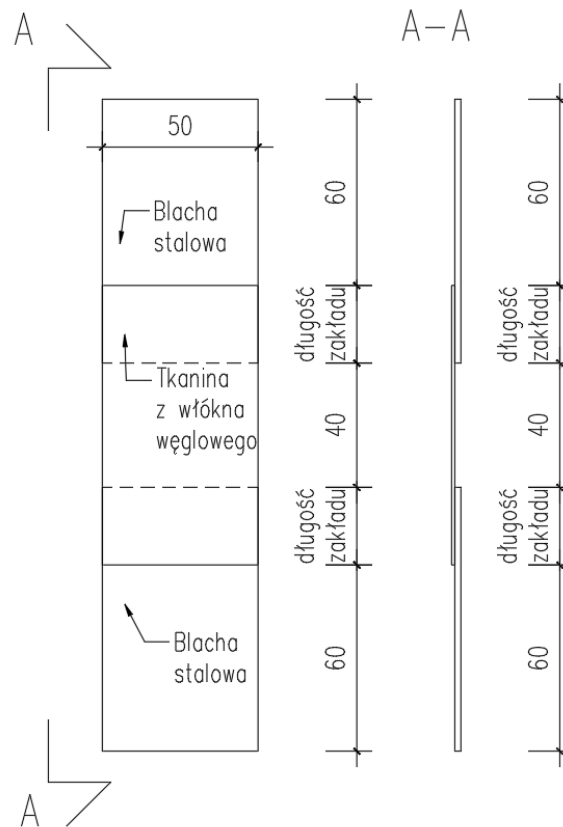
Po przeprowadzeniu badań wstępnych połączenia klejonego stwierdzono, że konieczne jest zmodyfikowanie stanowiska badawczego w celu lepszego odwzorowania sposobu wzmocnienia badanych belek (rozdział 4). Zmieniony został kształt blach oraz wykonano połączenie zakładkowe pojedyncze (zamiast podwójnego). Dodatkowo zwiększono liczbę próbek i zróżnicowano długość zakładu. Zmniejszono również prędkość przykładania obciążenia.

Próbki wykonano z blachy stalowej o grubości 2 mm pokrytej jednostronnie tkaniną z włókna węglowego SikaWrap 230 C przy użyciu kleju SikaDur 330. Testy przeprowadzono na 60 próbkach, w 3 seriach po 20 próbek każda. Dla każdej serii przyjęto następujące długości zakładu: 15 mm, 25 mm i 35 mm (tabela 3.4).

Tabela 3.4 Badane serie połączeń klejonych

Np.	Etykieta serii	Długość zakładu
		(mm)
1	A	15
2	B	25
3	C	35

Próbki wykonano w sposób pokazany na rysunku 3.12.



Rys. 3.12 Schemat połączenia klejonego

Tak samo jak w przypadku badań wstępnych, przed utworzeniem połączenia klejonego zmierzono grubości blach stalowych oraz w podobny sposób przygotowano próbki do badań. Badania eksperymentalne przeprowadzono na maszynie wytrzymałościowej INSTRON SATEC 300 DX. Maszyna wytrzymałościowa została ustawiona na zero po zmontowaniu systemu obciążenia testowego, ale przed faktycznym uchwyceniem próbki na obu końcach. Po ustawieniu punktu zerowego obciążenia, system pomiaru siły nie był w żaden sposób zmieniany podczas testu. Próby rozciągania zostały przeprowadzone w warunkach kontroli przemieszczenia. Próbki były rozciągane z prędkością 0,01 mm/s do momentu zniszczenia. Przykład przygotowanej próbki w uchwytach maszyny wytrzymałościowej pokazano na rysunku 3.13.



Rys. 3.13 Połączenie klejone w szczękach maszyny wytrzymałościowej

Po zakończeniu badań laboratoryjnych przeprowadzono obserwacje charakteru zniszczenia dla wszystkich próbek. Wyniki badań dla poszczególnych serii próbek zestawiono w tabelach 3.5-3.7. Średnia arytmetyczna wartość maksymalnego obciążenia i odpowiadające mu przemieszczenia została podana dla odpowiedniej serii próbek. Dla każdego parametru określono odchylenie standardowe. Dla serii A, B i C wartości maksymalnego obciążenia wynoszą odpowiednio 6,12 kN, 5,22 kN oraz 6,91 kN, a wartości przemieszczeń przy tych obciążeniach wynoszą 2,37 mm, 2,05 mm oraz 2,13 mm.

Tabela 3.5 Wyniki dla serii A

Nr	Nazwa próbki	Maksymalne obciążenie	Przemieszczenie przy
		(kN)	maksymalnym obciążeniu
			(mm)
1	A1	5,60	2,25
2	A2	7,56	2,47
3	A3	4,94	2,04
4	A4	5,88	2,18
5	A5	7,84	2,49
6	A6	6,32	2,56
7	A7	7,74	2,43
8	A8	5,99	2,49
9	A9	8,87	2,75
10	A10	5,17	2,21
11	A11	7,42	2,58
12	A12	5,46	2,32
13	A13	4,91	2,18
14	A14	5,52	2,33
15	A15	5,15	2,26
16	A16	6,03	2,40

17	A17	3,48	2,11
18	A18	4,27	2,12
19	A19	7,91	2,87
20	A20	6,42	2,45
	Średnia arytmetyczna	6,12	2,37
	Mediana	5,93	2,36
	Odchylenie standardowe	1,39	0,22
	Wariancja	1,83	0,04
	Przedział ufności (95%)	0,61	0,09

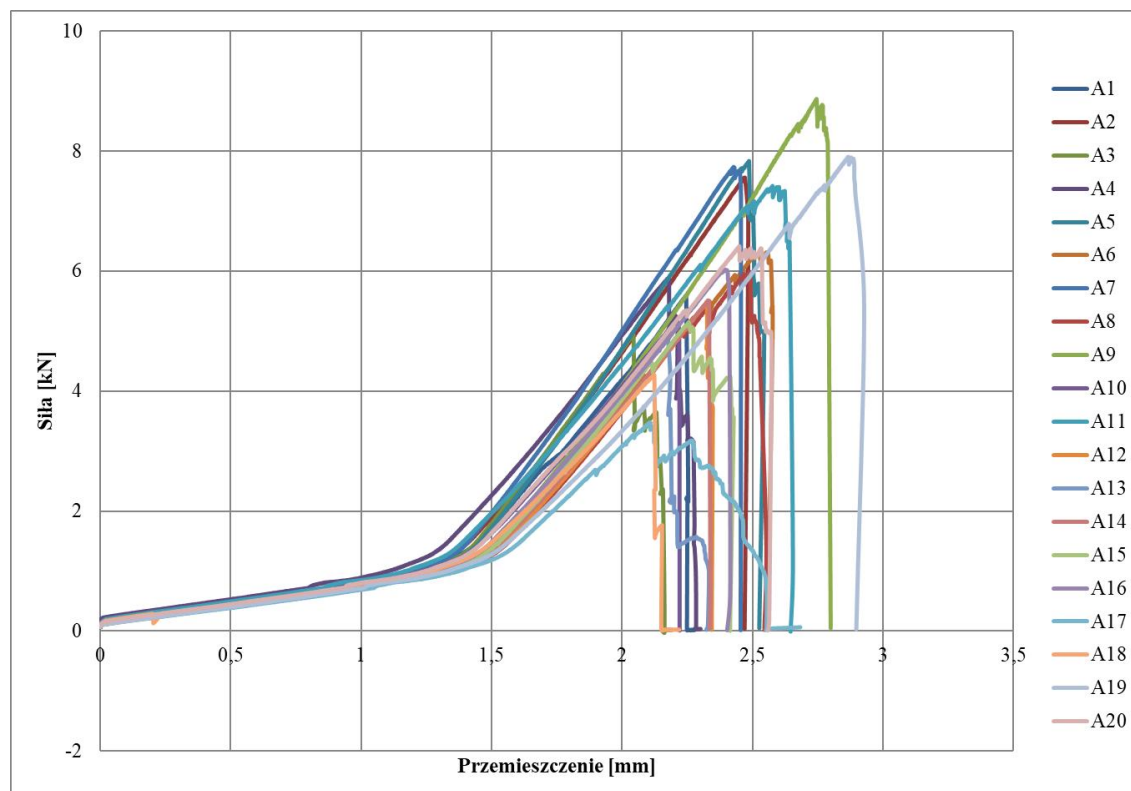
Tabela 3.6 Wyniki dla serii B

Nr	Nazwa próbki	Maksymalne obciążenie (kN)	Przemieszczenie przy maksymalnym obciążeniu (mm)
1	B1	5,46	2,16
2	B2	5,45	2,12
3	B3	3,84	1,82
4	B4	4,69	2,03
5	B5	6,14	2,30
6	B6	6,97	2,34
7	B7	6,94	2,28
8	B8	5,01	2,03
9	B9	4,75	1,85
10	B10	5,85	2,15
11	B11	4,50	1,98
12	B12	7,45	2,36
13	B13	7,47	2,33
14	B14	2,54	1,63
15	B15	5,70	2,05
16	B16	5,84	2,13
17	B17	4,84	2,04
18	B18	2,40	1,57
19	B19	3,95	1,86
20	B20	4,59	1,97
	Średnia arytmetyczna	5,22	2,05
	Mediana	5,23	2,04
	Odchylenie standardowe	1,42	0,23
	Wariancja	1,91	0,05
	Przedział ufności (95%)	0,62	0,10

Tabela 3.7 Wyniki dla serii C

Nr	Nazwa próbki	Maksymalne obciążenie (kN)	Przemieszczenie przy maksymalnym obciążeniu (mm)
1	C1	8,43	2,27
2	C2	9,98	2,44
3	C3	6,99	2,19
4	C4	7,93	2,29
5	C5	3,07	1,66
6	C6	6,41	2,17
7	C7	7,18	2,25
8	C8	7,10	2,17
9	C9	7,73	2,24
10	C10	5,07	1,90
11	C11	7,62	1,92
12	C12	7,84	2,34
13	C13	8,47	2,16
14	C14	9,55	2,48
15	C15	3,40	1,65
16	C16	9,06	2,59
17	C17	3,04	1,58
18	C18	6,35	2,13
19	C19	6,63	2,07
20	C20	6,30	2,03
Średnia arytmetyczna		6,91	2,13
Mediana		7,14	2,17
Odchylenie standardowe		1,99	0,27
Wariancja		3,77	0,07
Przedział ufności (95%)		0,87	0,12

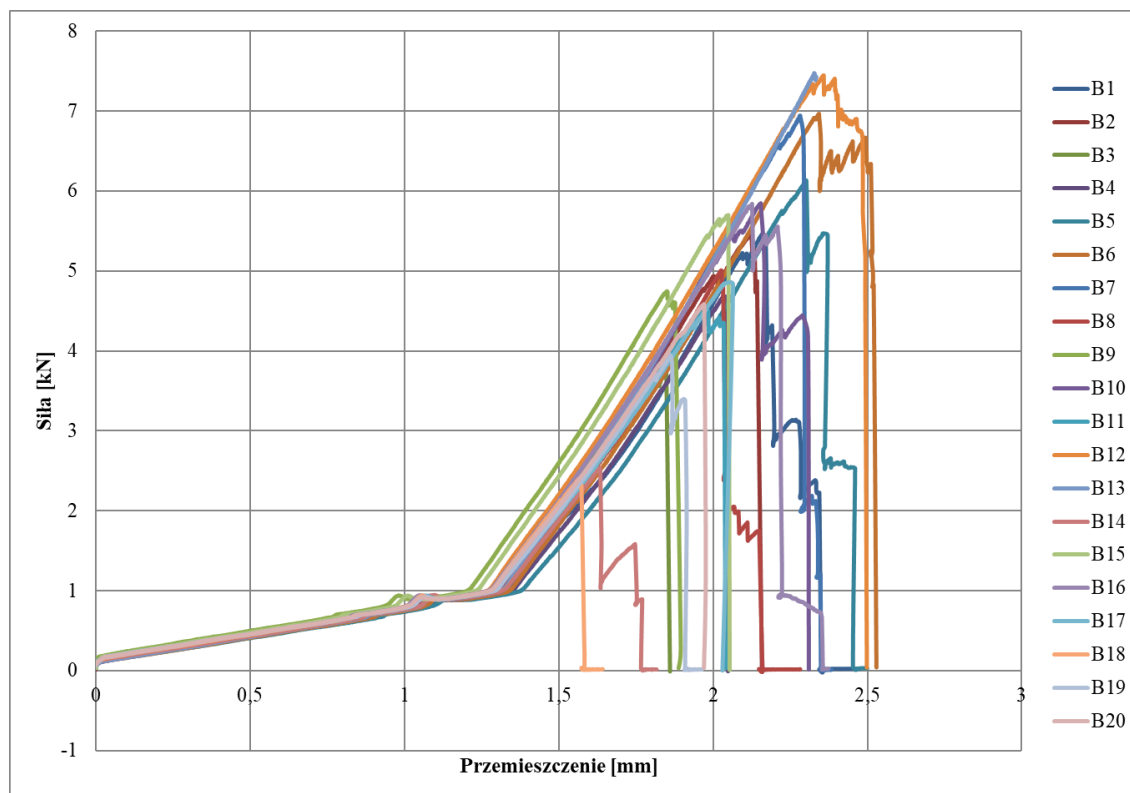
Wykresy zależności siła-przemieszczenie dla każdej serii A, B i C przedstawiono na rysunkach 3.14-3.16.



Rys. 3.14 Zależność siła-przemieszczenie dla serii A

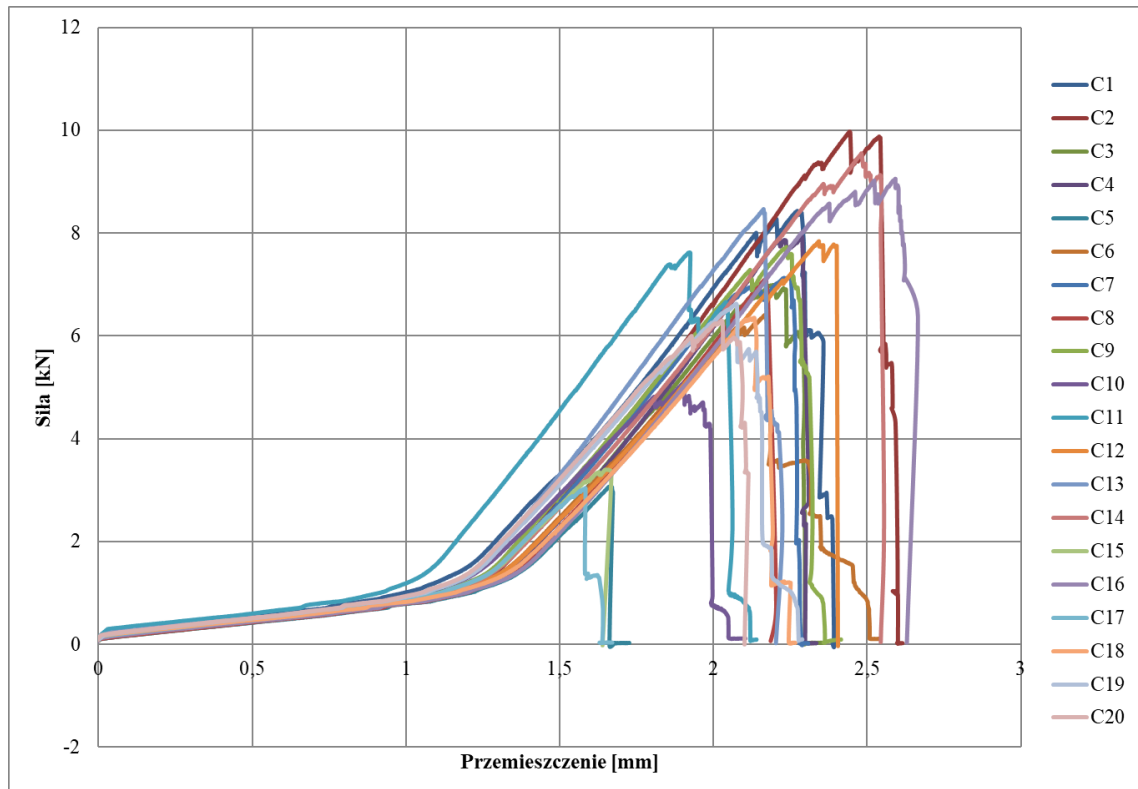
Rysunek 3.14 przedstawia zależności siła-przemieszczenie dla dwudziestu próbek z serii A, badanych w ramach głównych testów pojedynczych połączeń zakładkowych o długości zakładu 15 mm. Krzywe charakteryzują się dwuetapowym narastaniem sztywności: początkowy, łagodny wzrost siły odpowiada prostowaniu się włókien tkaniny, po czym, przy przemieszczeniu około 1,1-1,5 mm, następuje wyraźny, w przybliżeniu liniowy przyrost siły aż do osiągnięcia wartości maksymalnej. Najbardziej uderzającą cechą przedstawionych wyników jest bardzo duży rozrzut, zarówno pod względem maksymalnej siły niszczącej (nośności), jak i przemieszczenia przy tej sile. Wartości siły granicznej wahają się w szerokim zakresie od ok. 3,5 kN do blisko 8,9 kN.

Taka zmienność wyników jest charakterystyczna dla testów połączeń klejonych i może wynikać z kilku czynników. Główną przyczyną, udokumentowaną w dalszej części pracy, jest występowanie mieszanych mechanizmów zniszczenia – część próbek uległa zniszczeniu adhezyjnemu na styku stal-klej, inne poprzez zerwanie tkaniny, a jeszcze inne w sposób mieszany. Każdy z tych mechanizmów odpowiada innemu poziomowi nośności. Dodatkowo, na rozrzut wyników mogły wpłynąć nieuniknione, niewielkie różnice w ręcznym przygotowaniu próbek, takie jak niejednorodna grubość warstwy kleju czy lokalne różnice w przygotowaniu powierzchni, a także wysoka koncentracja naprężeń na krawędziach zakładki, typowa dla tego rodzaju połączeń.



Rys. 3.15 Zależność siła-przemieszczenie dla serii B

Powyższy wykres (rys. 3.15) prezentuje zależność siła-przemieszczenie dla dwudziestu próbek z serii B (oznaczonych od B1 do B20), które badano w ramach testów pojedynczych połączeń zakładkowych o długości zakładu 25 mm. Podobnie jak w przypadku serii A, zarejestrowane krzywe wykazują dwuetapową charakterystykę pracy: początkowy łagodny wzrost sztywności do przemieszczenia ok. 1,1 mm, a następnie stromy, w przybliżeniu liniowy przyrost siły aż do osiągnięcia wartości szczytowej. Wyniki uzyskane dla serii B również cechuje znaczący rozrzut, zarówno pod względem nośności, jak i sztywności. Siły maksymalne wahają się od 2,40 kN do 7,47 kN. Utrzymująca się duża zmienność wyników, pomimo zwiększonej długości zakładu w stosunku do serii A, potwierdza, że na zachowanie połączenia dominujący wpływ mają czynniki takie jak występowanie różnych mechanizmów zniszczenia (adhezyjnego i zerwania tkaniny) oraz wrażliwość na nieuniknione niedokładności wykonawcze.

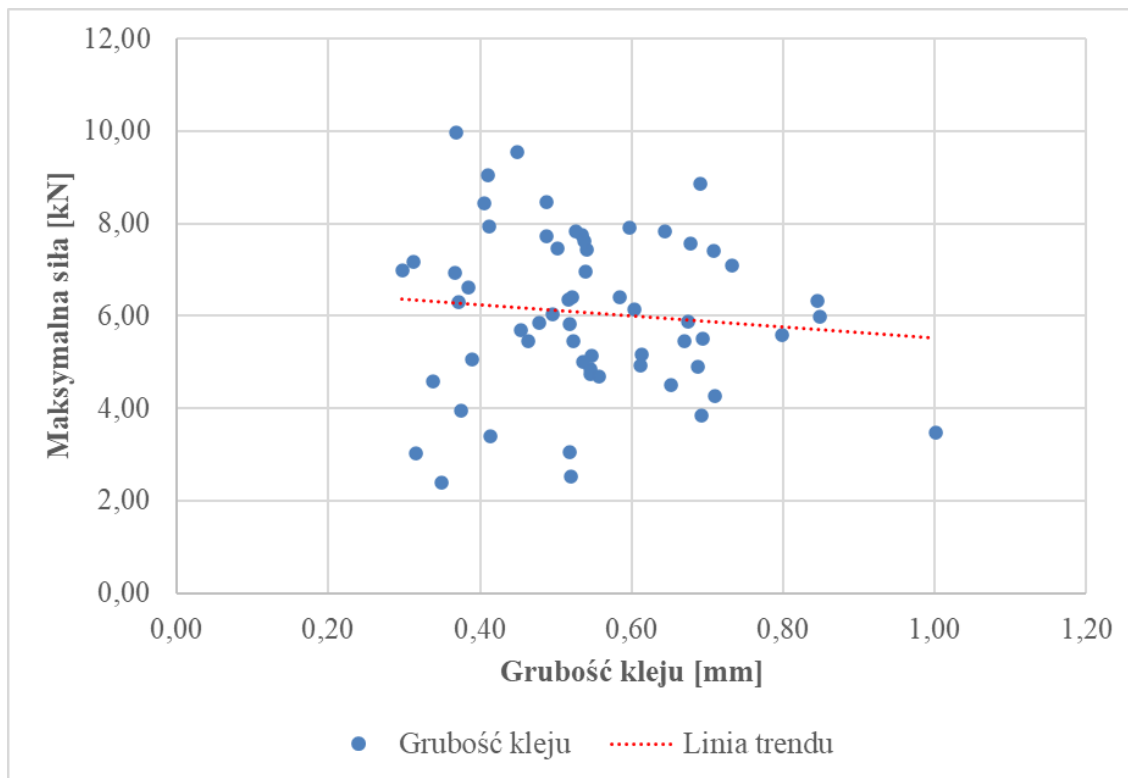


Rys. 3.16 Zależności siła-przemieszczenie dla serii C

Przedstawiony wykres (rys. 3.16) ilustruje zależności siła-przemieszczenie dla dwudziestu próbek z serii C (oznaczonych od C1 do C20), które testowano jako pojedyncze połączenia zakładkowe o długości zakładu 35 mm. Krzywe, podobnie jak w poprzednich seriach, wykazują dwuetapowy przyrost sztywności, zakończony gwałtownym zniszczeniem. Mimo zastosowania najdłuższej długości zakładu, wyniki tej serii charakteryzują się największym rozrzutem ze wszystkich badanych. Rejestrowane siły maksymalne wahają się w bardzo szerokim przedziale, od około 3,0 kN do blisko 10,0 kN, przy średniej wartości 6,91 kN. Tak duża zmienność nośności, przy stałej i znacznej powierzchni klejenia, jednoznacznie wskazuje, że zachowanie połączenia jest zdominowane przez złożone i trudne do kontroli czynniki, takie jak nieuniknione imperfekcje wykonawcze oraz inicjacja różnych mechanizmów zniszczenia – adhezyjnego na styku ze stalą oraz zerwania tkaniny.

Powolny wzrost siły w przypadku wszystkich serii badawczych w początkowej fazie rozciągania odpowiada początkowemu modułowi Young’a tkaniny, który można zaobserwować na wykresach dla poszczególnych próbek. Po osiągnięciu przemieszczenia o wartości około 1,1-1,5 mm następuje nagły liniowy wzrost siły aż do momentu osiągnięcia punktu granicznego. Zniszczenie połączenia następowało gwałtownie lub stopniowo, wraz z odrywaniem się kolejnych pasm tkaniny od powierzchni blachy.

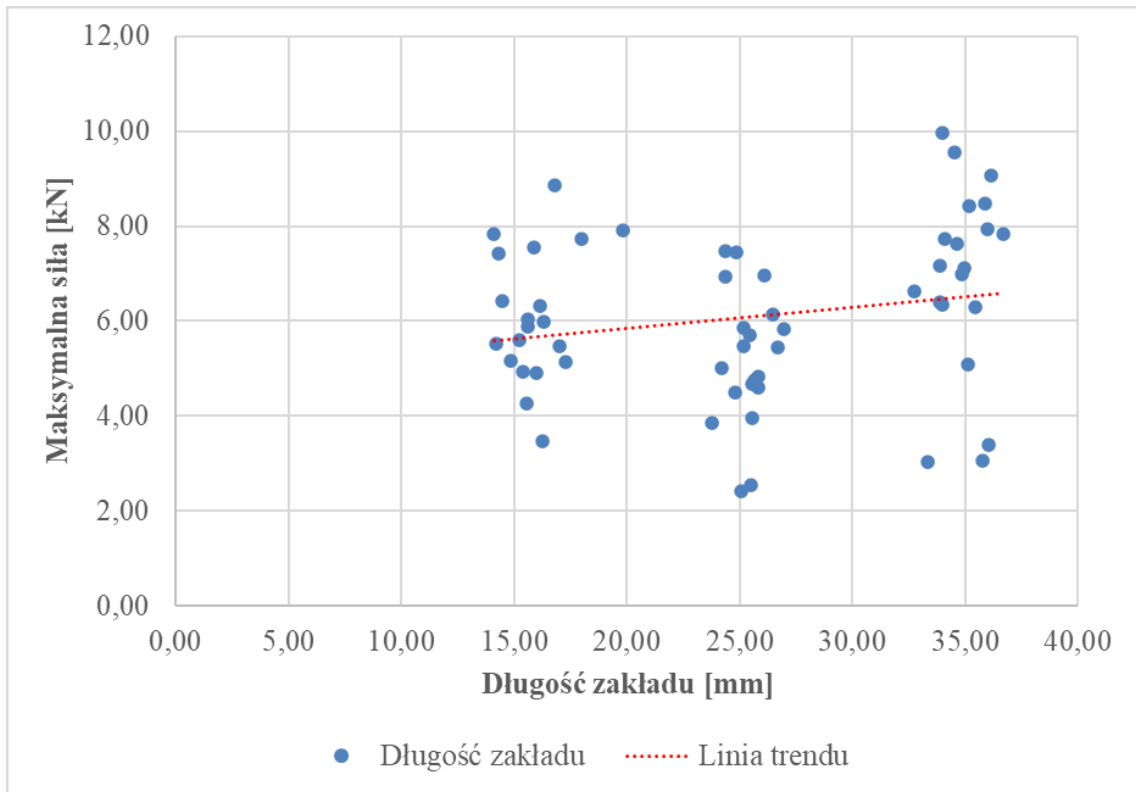
W celu dalszej analizy przyczyn tak znacznego rozrzutu wyników, zbadano wpływ kluczowych parametrów geometrycznych na nośność połączeń. Na rysunku 3.17 przedstawiono zbiorczą zależność maksymalnej siły od zmierzonej grubości warstwy kleju dla wszystkich 60 badanych próbek z serii A, B i C.



Rys. 3.17 Zależność maksymalna siła – grubość kleju dla wszystkich serii

Chmura punktów (rys. 3.17) ponownie ilustruje dużą zmienność wyników, jednak naniesiona linia trendu o ujemnym nachyleniu wskazuje na wyraźną tendencję. Zaobserwowano, że wraz ze wzrostem grubości kleju, średnia nośność połączenia maleje. Zjawisko to może być tłumaczone faktem, iż grubsza spoina jest bardziej podatna na powstawanie wewnętrznych wad, takich jak pęcherzyki powietrza, oraz może prowadzić do wzrostu naprężeń odrywających na końcach zakładu, co sprzyja wcześniejszej inicjacji zniszczenia. Należy jednak podkreślić, że duży rozrzut punktów wokół linii trendu dowodzi, że grubość kleju jest tylko jednym z wielu czynników wpływających na wytrzymałość, a dominującą rolę wciąż odgrywają zróżnicowane mechanizmy zniszczenia i niedoskonałości wykonawcze.

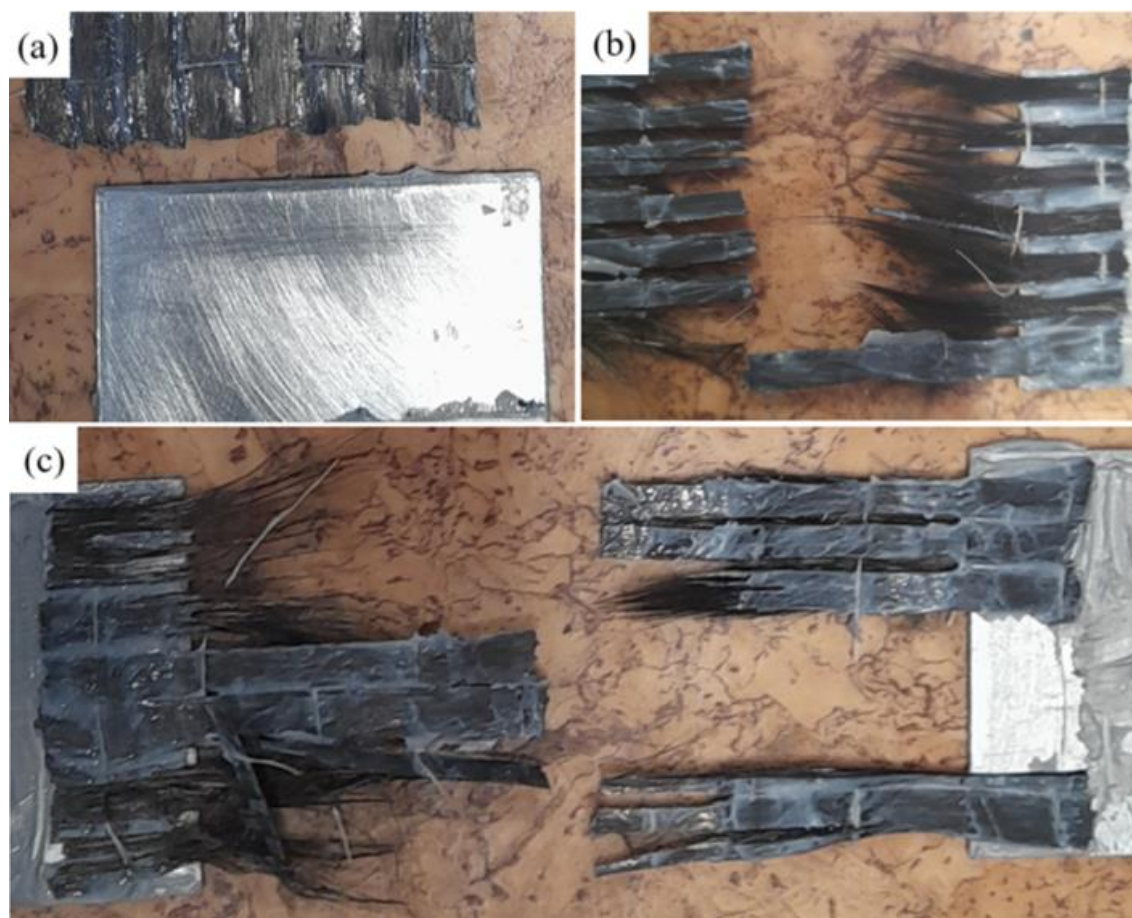
Kontynuując analizę parametrów wpływających na nośność połączeń, na kolejnym wykresie (rys. 3.18) przedstawiono zależność siły maksymalnej od długości zakładu dla wszystkich badanych serii.



Rys. 3.18 Zależności maksymalna siła – długość zakładu dla wszystkich serii

Punkty danych wyraźnie grupują się wokół trzech wartości nominalnych – 15, 25 i 35 mm – i w każdej z tych grup widoczny jest, podobnie jak wcześniej, duży rozrzut wyników. Pomimo tej zmienności, linia trendu o dodatnim nachyleniu jednoznacznie wskazuje, że wraz ze wzrostem długości zakładu rośnie również średnia nośność połączenia. Zależność ta jest zgodna z teorią, ponieważ większy obszar klejenia pozwala na skuteczniejsze rozłożenie przyłożonego obciążenia i zredukowanie koncentracji naprężeń na krawędziach połączenia. Niemniej jednak, wciąż obecny duży rozrzut wyników sugeruje, że choć długość zakładu jest istotnym parametrem projektowym, to ostateczną nośność w wielu przypadkach wciąż determinują czynniki losowe, takie jak lokalne niedoskonałości czy inicjacja konkretnego mechanizmu zniszczenia.

Po zakończeniu badań przeprowadzono obserwacje charakteru zniszczenia dla poszczególnych próbek połączenia klejonego. Przeprowadzono kontrolę wizualną. Na rysunku 3.19 przedstawiono trzy różne formy uszkodzenia próbek.



Rys. 3.19 Zaobserwowane formy uszkodzeń: (a) zniszczenie adhezyjne kleju na styku stal/klej, (b) zerwanie tkaniny, (c) uszkodzenie mieszane

W przypadku niektórych próbek zniszczenie zaobserwowano tylko na styku stal/klej, a w przypadku innych zerwanie włókien. Inne wyróżniały się mieszanym charakterem zniszczenia. Jednak w żadnej z próbek nie zaobserwowano zniszczenia kohezyjnego w warstwie kleju lub delaminacji. Pełny opis mechanizmów zniszczenia dla każdej próbki przedstawiono w tabeli 3.8, gdzie K oznacza uszkodzenie kleju na granicy faz stal/klej, a F odpowiada zerwaniu tkaniny.

Tabela 3.8 Mechanizmy zniszczenia dla poszczególnych próbek

Etykieta próbki	Mechanizm zniszczenia	Etykieta próbki	Mechanizm zniszczenia	Etykieta próbki	Mechanizm zniszczenia
A1	K, F	B1	K	C1	K, F
A2	F	B2	K	C2	K, F
A3	K	B3	K	C3	F
A4	K, F	B4	K	C4	K, F
A5	K, F	B5	K, F	C5	K
A6	K, F	B6	F	C6	F
A7	K, F	B7	K, F	C7	K, F
A8	K, F	B8	K	C8	K, F

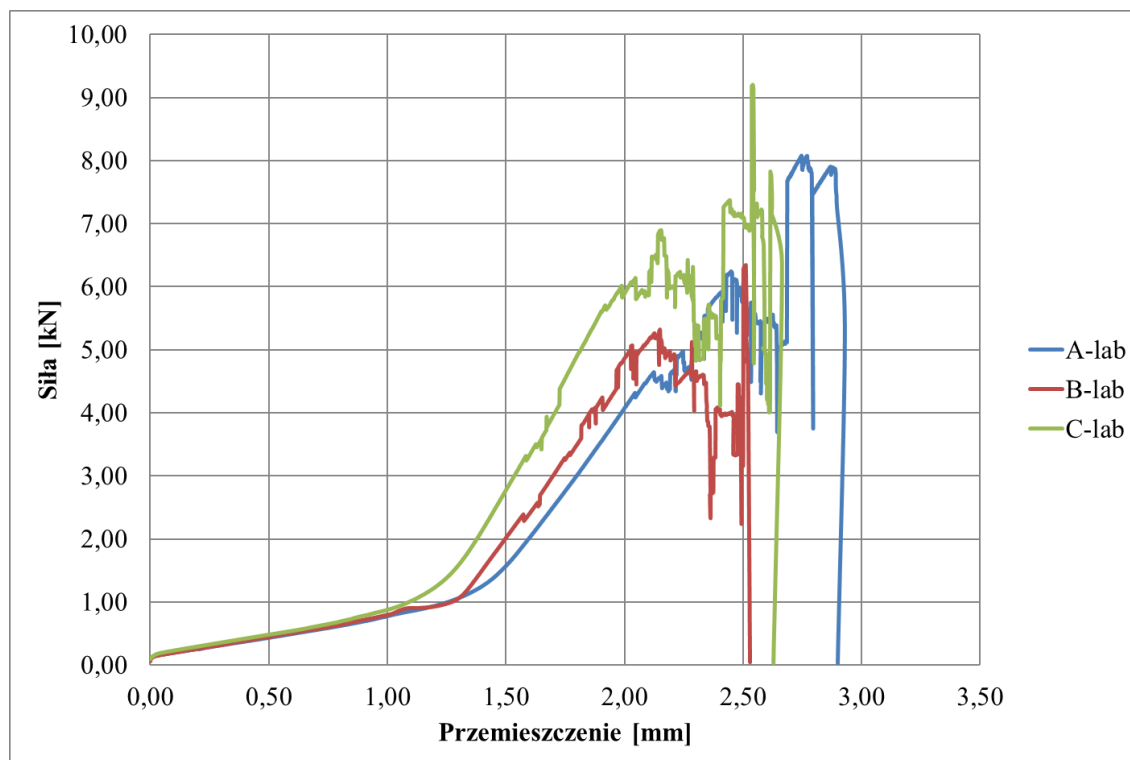
A9	K, F	B9	K	C9	F
A10	K	B10	K, F	C10	F
A11	F	B11	K	C11	F
A12	K, F	B12	F	C12	K, F
A13	K	B13	K, F	C13	K, F
A14	K	B14	K	C14	K, F
A15	F	B15	K	C15	K
A16	K, F	B16	F	C16	K, F
A17	F	B17	K	C17	K
A18	K	B18	K	C18	F
A19	F	B19	K	C19	F
A20	F	B20	K	C20	F

W tabeli 3.9 przedstawiono średnią arytmetyczną wartości wytrzymałości połączenia i jego odchylenie standardowe dla każdego mechanizmu zniszczenia w różnych seriach testów.

Tabela 3.9 Średnia arytmetyczna wytrzymałości połączenia dla różnych typów uszkodzenia

Mechanizm zniszczenia	Seria A		Seria B		Seria C	
	Wytrzymałość [kN]	Odchylenie standardowe [kN]	Wytrzymałość [kN]	Odchylenie standardowe [kN]	Wytrzymałość [kN]	Odchylenie standardowe [kN]
K	4,96	0,41	4,44	0,99	3,17	0,16
F	6,32	1,57	6,75	0,67	6,64	0,79
K, F	6,64	1,13	6,60	0,64	8,39	0,79

Na rysunku 3.20 przedstawiono uśrednione zależności siła-przemieszczenie uzyskane dla każdej serii.



Rys. 3.20 Średnie zależności siła-przemieszczenie dla poszczególnych serii

Należy zauważyć, że sztywność i wytrzymałość połączenia wzrosły proporcjonalnie do długości zakładu. Ponadto, wraz ze wzrostem grubości kleju nastąpiło zmniejszenie wytrzymałości połączenia. Zaobserwowano również, że uszkodzenie kleju wystąpiło na styku stali, co wskazuje, że wiązanie między stalą a klejem było punktem krytycznym. Wystąpiły również jednoczesne uszkodzenia kleju i pęknięcie tkaniny, a zatem złożone interakcje między materiałami.

3.4. Podsumowanie

Badania laboratoryjne połączeń klejonych dotyczyły wyznaczania właściwości mechanicznych stali oraz wytrzymałości połączeń klejonych. W pierwszej części rozdziału opisano badania właściwości mechanicznych stali S350GD, które wykonano w formie próby rozciągania jednoosiowego na 10 próbkach stalowych o grubościach 2,0 mm i 2,5 mm. W wyniku tych badań wyznaczono średnie arytmetyczne wartości granicy plastyczności, wytrzymałości na rozciąganie, odkształcenia granicznego oraz modułu Younga. Obliczono również odchylenie standardowe dla każdej serii próbek.

Druga część rozdziału dotyczyła badań wytrzymałości dwustronnych połączeń zakładkowych wykonanych z ocynkowanej blachy stalowej, tkaniny z włókna węglowego oraz kleju. Badania pilotażowe obejmowały 5 próbek z długością zakładu równą 55 mm, a analiza wyników dostarczyła wartości maksymalnego obciążenia oraz odkształcenia przy tym obciążeniu. Obserwacje makroskopowe i mikroskopowe wykazały różne mechanizmy zniszczenia połączeń klejonych, w tym zniszczenie

adhezyjne na styku stal/klej, z uwzględnieniem uszkodzeń w warstwie kleju oraz we włóknach tkaniny.

Na podstawie wyników badań wstępnych zaproponowano modyfikacje stanowiska badawczego, zmianę z dwustronnego połączenia zakładkowego na pojedyncze oraz zwiększenie liczby próbek i zróżnicowanie długości zakładu. Główne badania wytrzymałościowe przeprowadzono na 60 próbkach w trzech seriach z różnymi długościami zakładu (15 mm, 25 mm, 35 mm). Wyniki pomiarów siły i przemieszczenia przy maksymalnym obciążeniu zostały zestawione w tabelach. Natomiast na podstawie analiz makroskopowych określono charakter zniszczenia połączeń klejonych.

Podsumowując, badania laboratoryjne dostarczyły szczegółowych informacji dotyczących wytrzymałości mechanicznych stali oraz połączeń klejonych, które stanowią podstawę do dalszej analizy numerycznej opisanej szczegółowo w rozdziałach 5 i 6.

4. BADANIA LABORATORYJNE BELEK

Badaniom poddano cienkościenne belki stalowe typu sigma o przekrojach $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ i $\Sigma 140 \times 70 \times 2,5$, łącznie 16 próbek. Belki zostały wykonane ze stali S350GD i miały rozpiętość 2700 mm. Zgodnie z rysunkiem 2.1, tkanina z włókna węglowego została przyklejona do zagięć brzegowych (typ 1), do zagięć brzegowych i półek (typ 2) oraz na całym obrysie przekroju poprzecznego (typ 3). Dodatkowo ustalono szerokość wzmocnienia (b) równą 300 mm (rys. 2.2), która była równa szerokości rolki tkaniny. W celu określenia efektywności wzmocnienia przeprowadzona została analiza porównawcza dotycząca przemieszczeń, odkształceń i maksymalnych sił dla belek wzmocnionych i niewzmocnionych (referencyjnych). Badania laboratoryjne wykonano w dwóch etapach. W etapie I zastosowano podporę widełkową z częściowym zablokowaniem deplanacji przekroju poprzecznego, natomiast w etapie II podporę widełkową z całkowicie zablokowaną deplanacją przekroju na podporach (Dybizbański & Rzeszut, 2023b; Rzeszut & Dybizbański, 2023).

4.1. Zakres badań i stanowisko badawcze

Belki stalowe wzmocniono tkaniną SikaWrap 230 C, którą przyklejono stosując klej SikaDur 330. Każdej z belek nadano indywidualne oznaczenie w postaci ciągu znaków, których znaczenie zostało przedstawione w tabeli 4.1.

Tabela 4.1 Oznaczenia stosowane przy nazewnictwie próbek

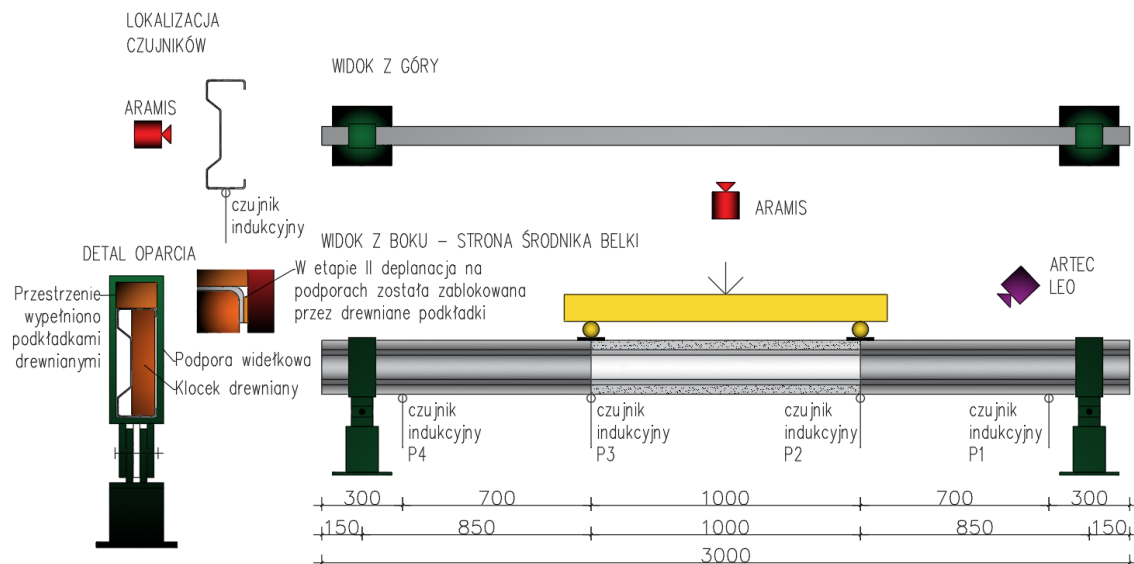
Oznaczenie	Opis
RB	Belka referencyjna
SB	Belka wzmocniona
H	Przekrój $\Sigma 200 \times 70 \times 2$
L	Przekrój $\Sigma 140 \times 70 \times 2,5$
T	Szerokość naklejenia równa 300 mm
1	Typ 1 wzmocnienia zgodnie z rysunkiem 2.1.
2	Typ 2 wzmocnienia zgodnie z rysunkiem 2.1.
3	Typ 3 wzmocnienia zgodnie z rysunkiem 2.1.
.1	Etap I
.2	Etap II

Przykładowo, belka opisana jako „SBHT1.1” to belka wzmocniona o przekroju $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ z szerokością naklejenia równą 300 mm i ze wzmocnieniem naklejonym na zagięciach brzegowych dla etapu I badań. Badania przeprowadzono na seriach belek RBH, SBHT1, SBHT2, SBHT3, RBL, SBLT1, SBLT2 oraz SBLT3. W ramach jednej serii przetestowano 2 belki, rozróżniając między nimi etapy I i II badań.

Przed przystąpieniem do montażu stanowiska badawczego, każda belka została opisana i zinwentaryzowana. Przeprowadzono pomiary geometrii przekroju poprzecznego w 4 lub 5 punktach na długości belek odpowiednio dla belek referencyjnych i wzmocnionych. Komplet pomiarów zestawiono w załączniku A. Nie stwierdzono przekroczenia tolerancji

błędu dopuszczalnych przez producenta dla poszczególnych wymiarów przekroju poprzecznego belek. Wykonano również skan 3D dla każdej belki za pomocą skanera Artec Leo.

Przedmiotowe belki poddane zostały czteropunktowemu zginaniu. Na rysunkach 4.1 i 4.2 przedstawiono odpowiednio schemat stanowiska laboratoryjnego oraz rzeczywiste stanowisko badawcze.



Rys. 4.1 Schemat stanowiska laboratoryjnego



Rys. 4.2 Stanowisko badawcze

Obciążenie z tłoka maszyny wytrzymałościowej przekazywane było przez trawers na belkę. Punkty przyłożenia sił oddalone były od siebie na odległość 1 m. W celu ograniczenia lokalnych deformacji półki górnej, pomiędzy trawersem a belką ułożono podkładki z ceowników zimnogiętych. Dla belek $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ długość ceownika wynosiła 20 cm, natomiast dla $\Sigma 140 \times 70 \times 2,5$ była ona równa 10 cm (rys. 4.3).



Rys. 4.3 Podkładki z ceowników między belką a trawersem

Podpory zostały zaprojektowane jako widelkowe (rys. 4.4), takie same jak przedstawione w pracy (Szewczak, 2020).



Rys. 4.4 Podpora „widelkowa” i czujnik indukcyjny

Wstawiono również przeponę usztywniającą przekrój poprzeczny belki nad podporami w postaci drewnianego klocka (rys. 4.5).



Rys. 4.5 Przepona na podporze w postaci drewnianego klocka

W przypadku etapu II, w celu całkowitego zablokowania możliwości deplanacji przekroju poprzecznego, dodatkowo wszystkie wolne przestrzenie pomiędzy podporą a belką wypełniono za pomocą drewnianych podkładek (rys. 4.1).

Badania przeprowadzono przy użyciu maszyny wytrzymałościowej INSTRON 8505 i rejestrowano siłę działającą na trawers oraz przemieszczenie tłoka. Prędkość przemieszczenia tłoka maszyny wytrzymałościowej wynosiła 1 mm/min. W miejscach przyłożenia sił oraz w odległości 15 cm od osi podpór ustawiono czujniki LVDT z zakresem pomiaru odpowiednio 20 mm i 10 mm (rys. 4.1). Od strony środka ustawiono system ARAMIS 6M do optycznego pomiaru (rys. 4.1), który umożliwia synchroniczne odczytywanie przemieszczeń i obciążenia z maszyny testującej. Przed każdym pomiarem system był kalibrowany za pomocą krzyża pomiarowego. Podczas badania rejestracja obrazu wykonywana była z częstotliwością 2 Hz. Pomiar pól przemieszczeń wykonany został na szerokości 1 m, czyli między miejscami przyłożenia sił. Analiza uzyskanych pomiarów przeprowadzona została za pomocą programu GOM Correlate. W celach kontrolnych stanowiska badawczego oraz inwentaryzacji geometrii belek zastosowano również skaner 3D Artec Leo (rys. 4.6).



Rys. 4.6 Pomiar geometrii belki za pomocą skanera 3D Artec Leo

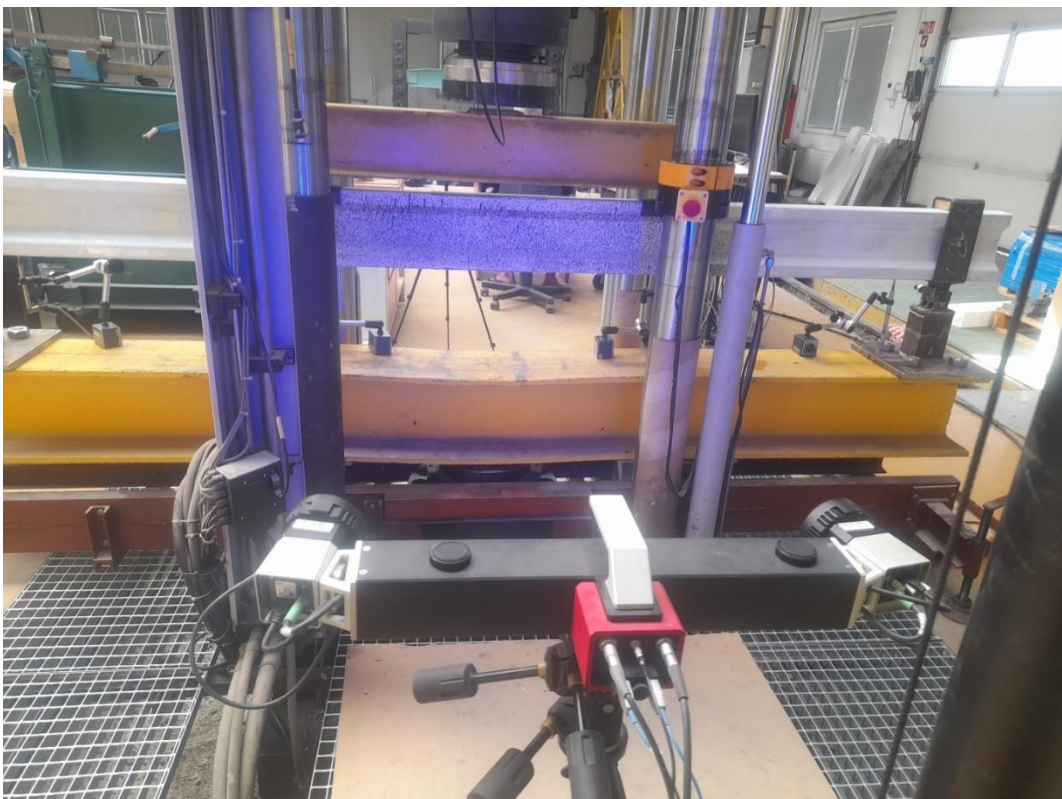
Wszystkie urządzenia pomiarowe były zerowane po ustawieniu trawersu i przyłożeniu siły równej 0,7 kN. W trakcie badań wykonano pomiary: siły działającej na trawers, przemieszczeń pionowych i poziomych powierzchni belki od strony środka pomiędzy miejscami przyłożenia sił oraz geometrii belki w chwili ustawienia jej na stanowisku, zniszczenia i po odciążeniu. Ponadto dokonano odczytu z czujników LVDT oraz tensometrów elektrooporowych.

4.2. Przygotowanie próbek

Powierzchnie belek oczyszczono za pomocą papieru ściernego i odtłuszczono przy użyciu acetonu. Następnie naklejono tkaninę z włókna węglowego. Wzmocnienie w postaci tkaniny naklejane było bezpośrednio na warstwę cynku. Następnie belki wraz ze wzmocnieniem zostały pomalowane w całości na biało przy użyciu matowej farby w celu umożliwienia wykonania skanów 3D dobrej jakości. Na odcinku o długości 1 m, od strony zewnętrznej środka nałożona została dodatkowa warstwa białej farby, a następnie losowy wzór składający się z czarnych matowych cętek przy użyciu pistoletu malarskiego (rys. 4.7 i 4.8). Wzór został wykonany zgodnie ze wzorcem dla systemu ARAMIS 6M.



Rys. 4.7 Niejednorodny wzór wykonany na badanych belkach dla pomiarów systemem ARAMIS

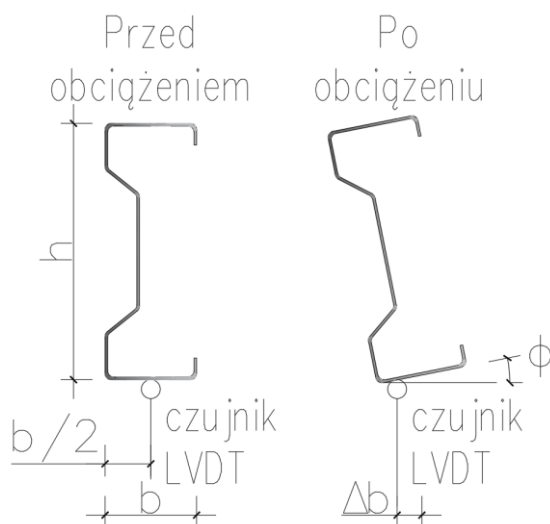


Rys. 4.8 System ARAMIS i badana belka z losowym wzorem

4.3. Sprawdzenie symetryczności stanowiska

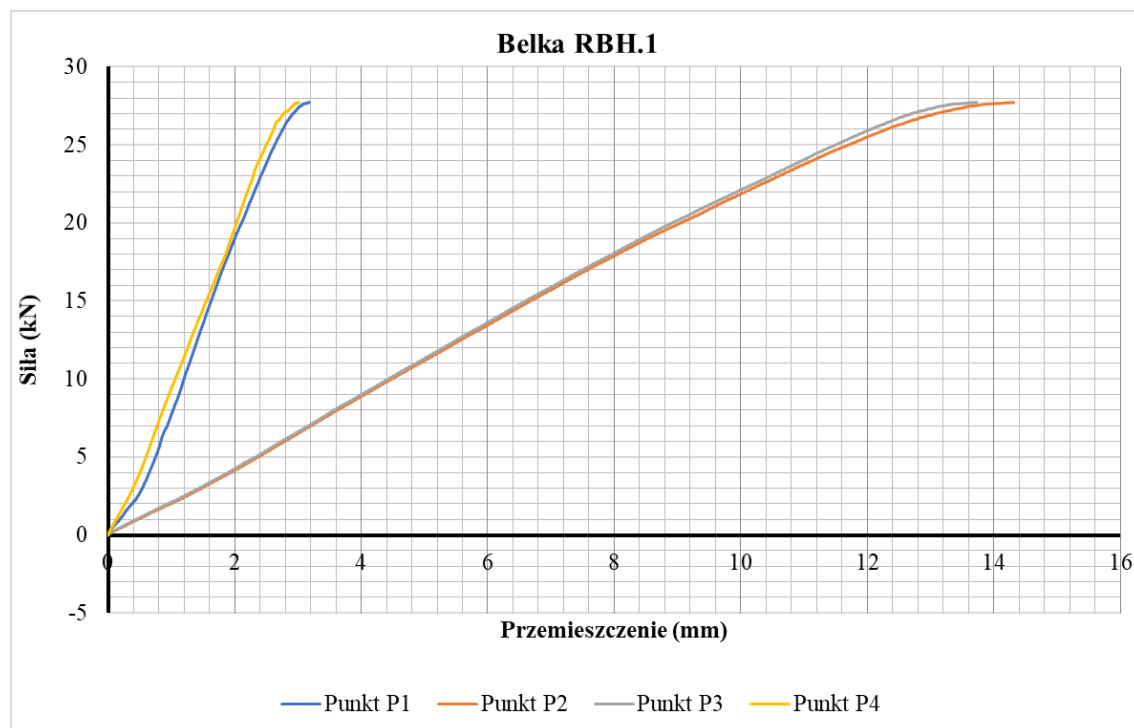
Czujniki indukcyjne (LVDT) ustawione zostały pionowo w czterech punktach (P1, P2, P3, P4 patrz rys. 4.1) na długości belki w taki sposób, że w chwili rozpoczęcia obciążania

stykały się z półką dolną w połowie jej szerokości. Punkty oznaczone jako P1 i P4 zlokalizowane zostały w odległości 150 mm od osi podpór, natomiast P2 i P3 w odległości 850 mm od osi podpór (w osiach przyłożenia sił do belki). Badane belki podlegały zginaniu ze skręceniem i z tego względu punkty styku P2 i P3 czujnika z belką przesuwały się w trakcie badania. Na rysunku 4.9 przedstawiono opisaną zmianę położenia punktu styku. Efekt ten był uwzględniony na poziomie interpretacji uzyskanych odczytów.



Rys. 4.9 Zmiana położenia punktu styku czujnika LVDT z belką

Analizę symetrii obciążenia badanych belek przeprowadzono na podstawie porównania pomiarów czujników LVDT dla każdej belki z osobna w punktach P1-P4. Odczyty w punktach P1 i P2 porównywano odpowiednio z odczytami w punktach P4 i P3. Na rysunku 4.10 przedstawiono przykładowy wykres dla belki RBH.1, czyli belki referencyjnej $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ z pierwszego etapu badań gdzie dopuszczona była możliwość deplanacji na podporach.

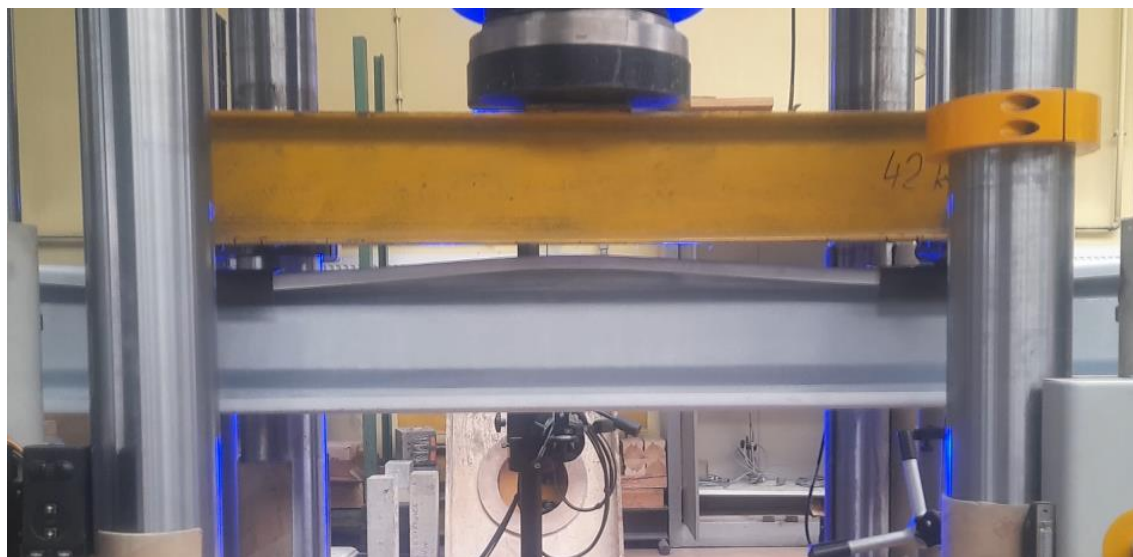


Rys. 4.10 Zależności siła-przemieszczenie dla belki referencyjnej RBH.1 – sprawdzenie symetryczności

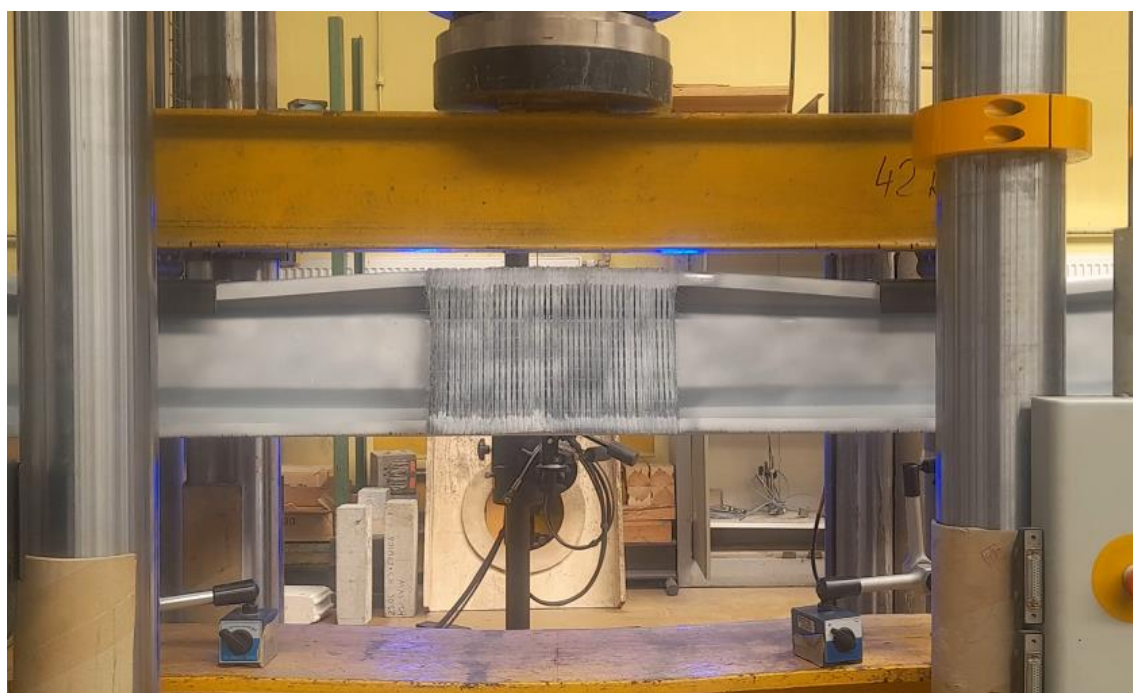
Stwierdzono, że wszystkie badane belki podczas przeprowadzonych testów były obciążone symetrycznie (różnice względne nie przekraczają 4%). Należy podkreślić, że niedokładność symetrii obciążenia jest mniejsza w rzeczywistości, ponieważ na wskazane różnice mają również wpływ niedoskonałości geometryczne belek.

4.4. Analiza postaci zniszczenia

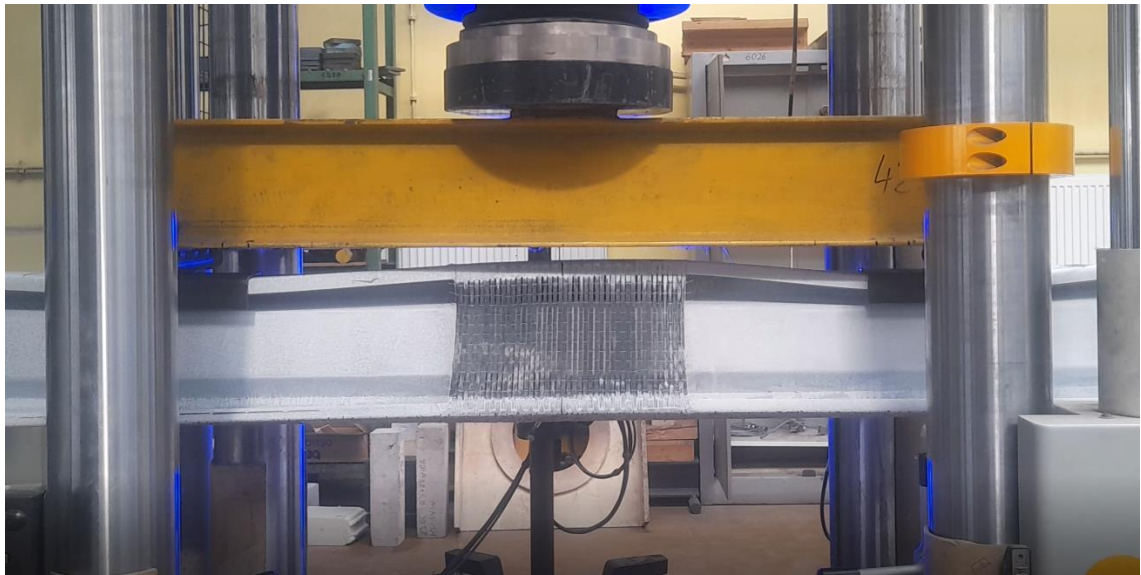
Dla żadnej z przedmiotowych belek nie doszło do zniszczenia połączenia klejonego stal-tkanina oraz samej tkaniny z włókna węglowego. W przypadku wszystkich belek siły działające na nie powodowały zginanie ze skręcaniem. W przypadku belek $\Sigma 200 \times 70 \times 2$, dla wszystkich próbek, zniszczenie nastąpiło w wyniku zwichrzenia belki poprzedzonego dystorsją w postaci otwarcia przekroju poprzecznego w środku rozpiętości belki. Ponadto w punktach przyłożenia siły wystąpiła lokalna deformacja górnej półki i jej ugięcie (zamknięcie przekroju) oraz zaobserwowano spaczenie pierwotne półki górnej (nie zaobserwowano spaczenia wtórnego). W przypadku belek $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$ zwichrzenie nie wystąpiło dla belek SBLT1.1 i SBLT2.1, czyli ze wzmocnieniem naklejonym odpowiednio tylko do zagięć brzegowych (typ 1) oraz do zagięć brzegowych i półek (typ 2). W obu etapach decydującym o postaci zniszczenia było powolne skręcenie przekroju poprzecznego i lokalne deformacje górnej półki w punktach przyłożenia siły. Zaobserwowano duże wzajemne podobieństwo form zniszczenia belek wzmocnionych i niewzmocnionych (rys. 4.11-4.18). Należy zauważyć, że wzmocnienie w postaci naklejonej tkaniny z włókna węglowego istotnie zredukowało otwarcie przekroju poprzecznego belek wzmocnionych w porównaniu z belkami referencyjnymi.



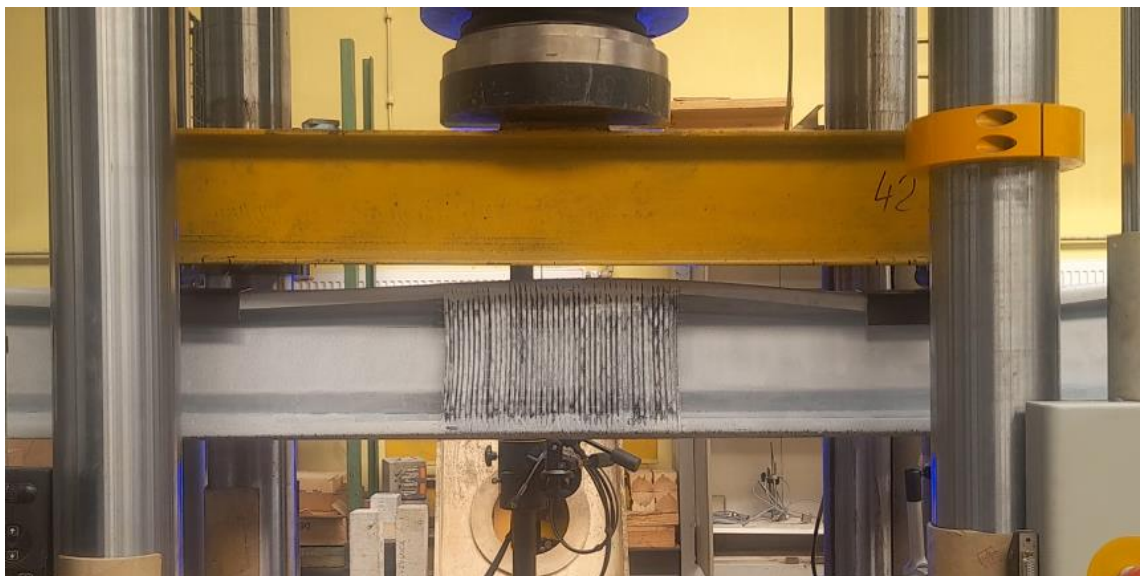
Rys. 4.11 Widok zniszczonej belki referencyjnej (niewzmocnionej) $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ – RBH.1



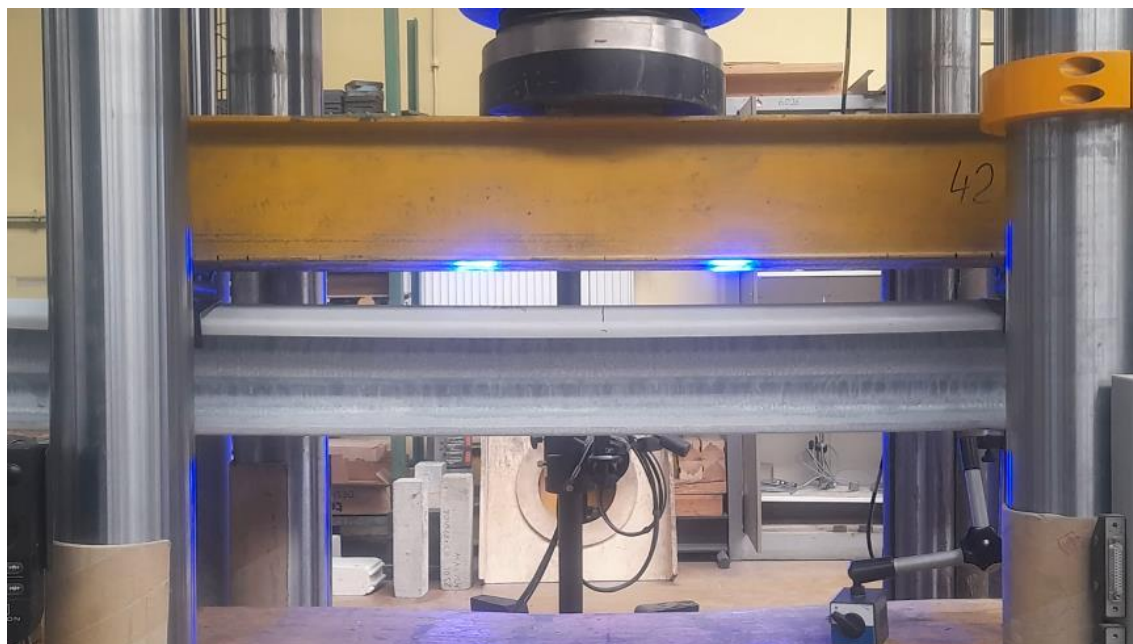
Rys. 4.12 Widok zniszczonej belki wzmocnionej $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ – SBHT1.1



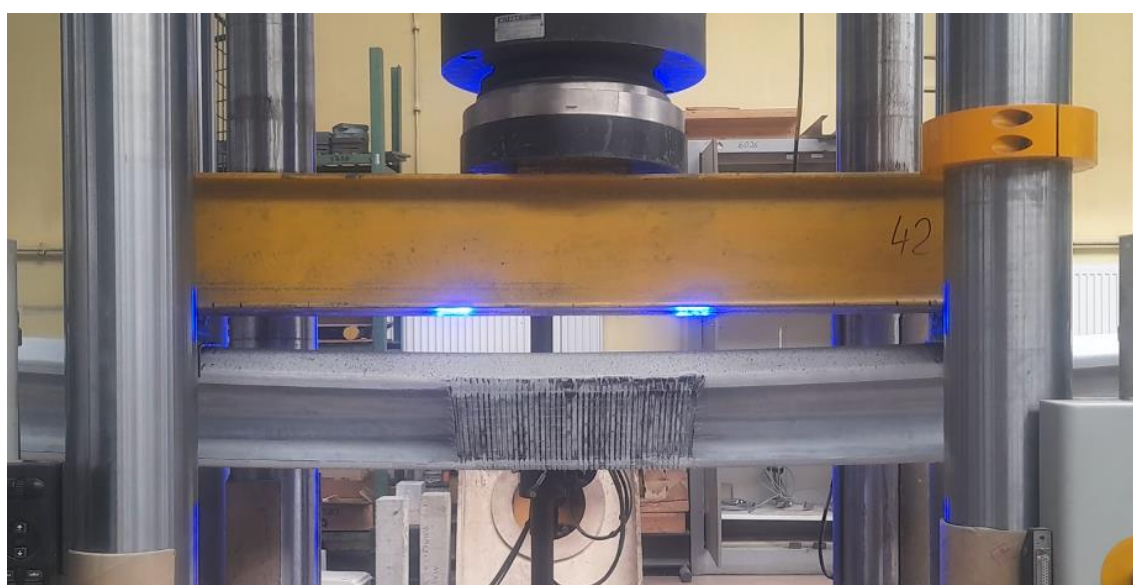
Rys. 4.13 Widok zniszczonej belki wzmocnionej $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ – SBHT2.1



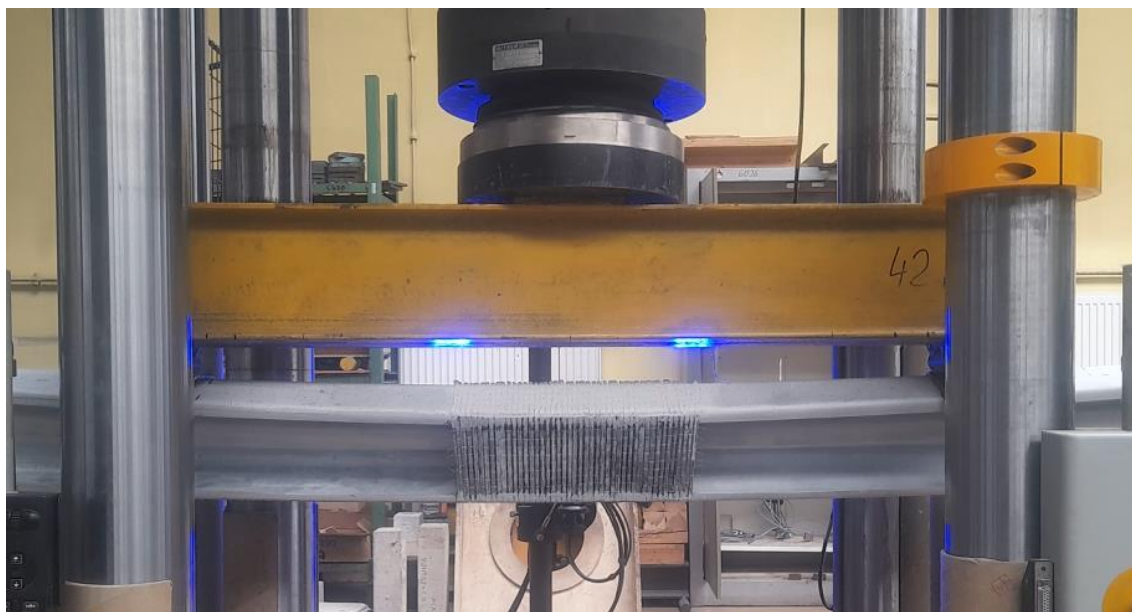
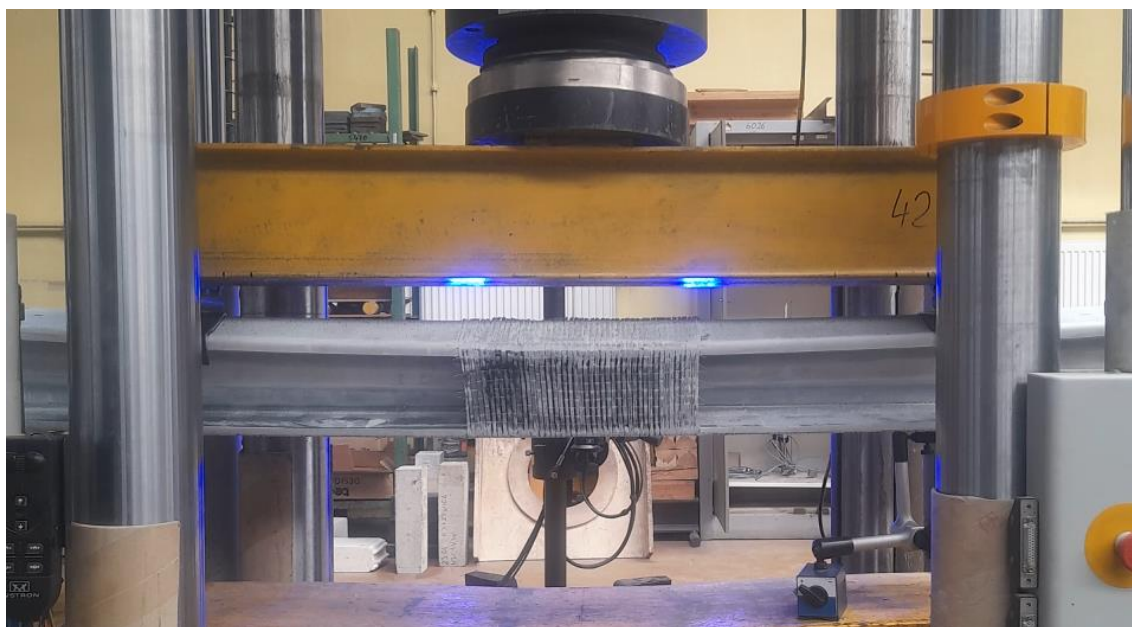
Rys. 4.14 Widok zniszczonej belki wzmocnionej $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ – SBHT3.1



Rys. 4.15 Widok zniszczonej belki referencyjnej (niewzmocnionej) $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$ – RBL.1

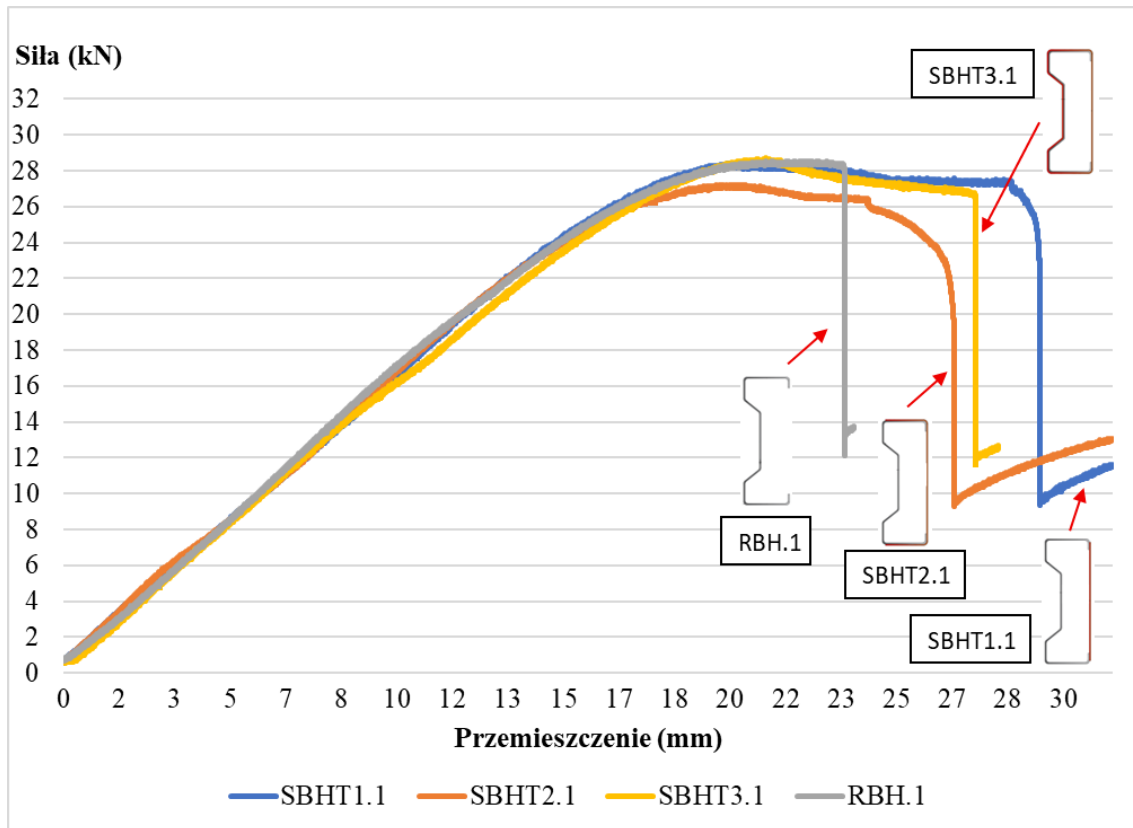


Rys. 4.16 Widok zniszczonej belki wzmocnionej $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$ – SBLT1.1

Rys. 4.17 Widok zniszczonej belki wzmocnionej $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$ – SBLT2.1Rys. 4.18 Widok zniszczonej belki wzmocnionej $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$ – SBLT3.1

4.5. Zależności siła-przemieszczenie – maszyna wytrzymałościowa

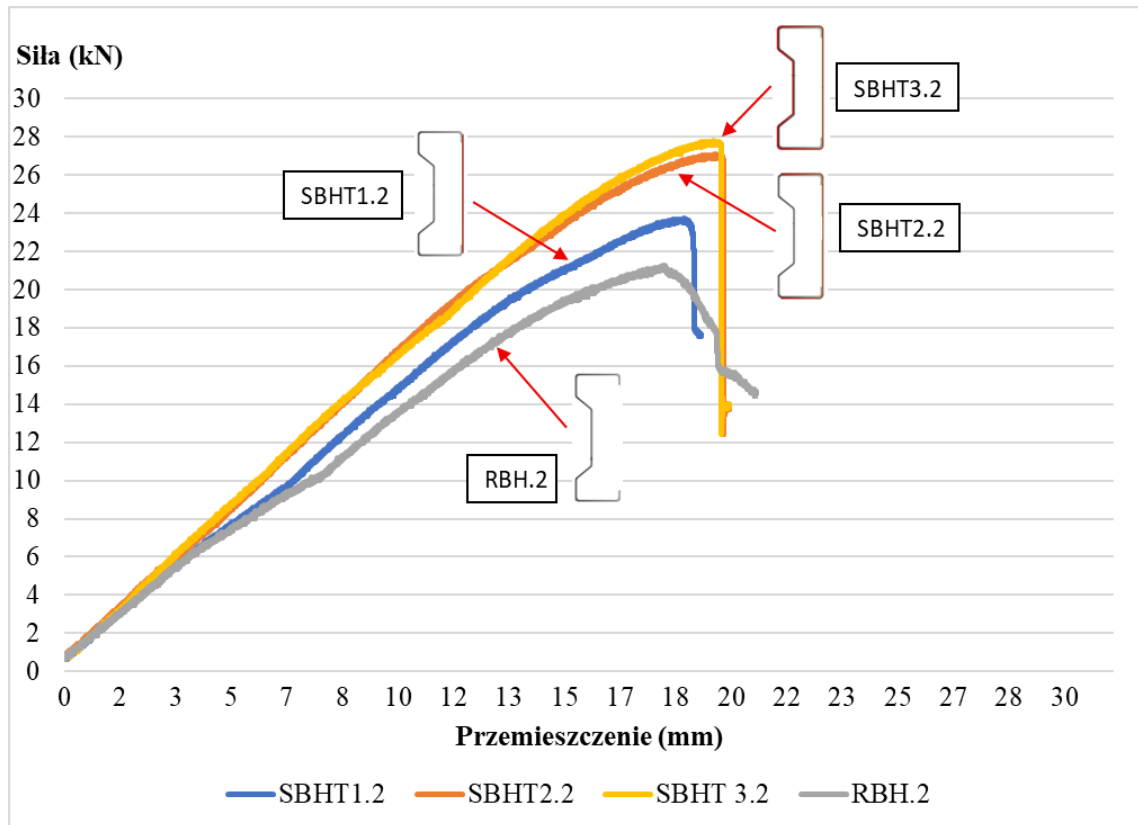
W celu oceny globalnej sztywności i nośności badanych belek, przeanalizowano zarejestrowane zależności siły od przemieszczenia pionowego tłoka maszyny wytrzymałościowej. Zbiorcze wyniki dla wszystkich serii i etapów badań przedstawiono na rysunkach 4.19-4.22. Na rysunku 4.19 szczegółowo zaprezentowano porównanie dla belek o przekroju $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ z I etapu badań, w którym, zgodnie z założeniami, dopuszczono deplanację przekroju na podporach dla różnych typów wzmocnienia.



Rys. 4.19 Zależności siła-przemieszczenie dla belek $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ etapu I

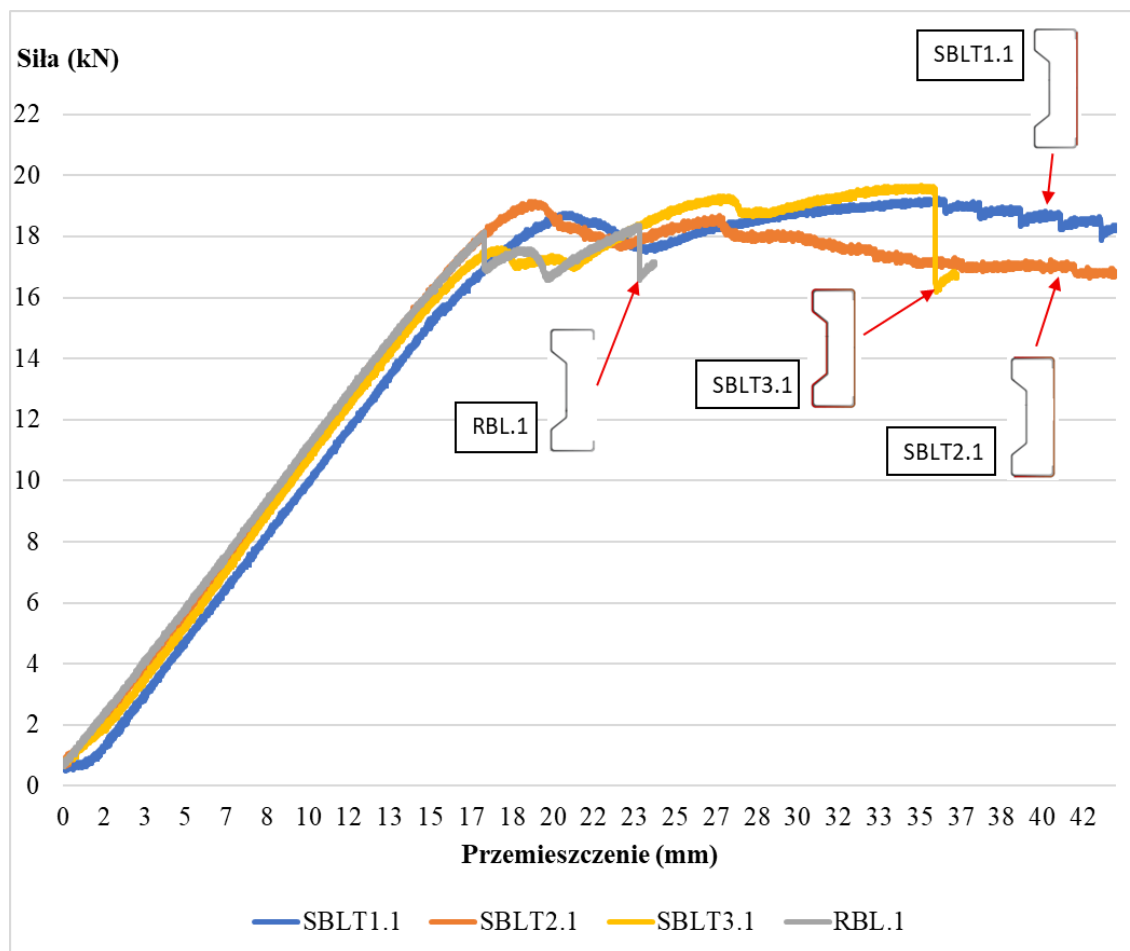
W tym przypadku można zauważyć, że globalna sztywność układu i maksymalna wartość siły są porównywalne dla belek wzmocnionych i referencyjnej. Różnica jest jednak zauważalna po osiągnięciu maksymalnej wartości siły. Dzięki zastosowaniu wzmocnienia dla belek wydłużył się stan graniczny przed ich zwichrzeniem o około 17-30%. Stan graniczny w niniejszej rozprawie rozumiany jest jako stan przejściowy pomiędzy punktem, w którym osiągnięta zostaje maksymalna wartość siły (nośności) a punktem, w którym następuje zniszczenie belki (zwichrzenie).

Na rysunku 4.20 przedstawiono zależności siła-przemieszczenie dla belek $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ z etapu II badań (zablokowana deplanacja na podporach).

Rys. 4.20 Zależności siła-przemieszczenie dla belek $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ etapu II

W przypadku belek $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ etapu II można zauważyć, że globalna sztywność układu jest bardzo podobna w przypadku belki wzmocnionej i referencyjnej. Belki uległy zwichrzeniu po osiągnięciu maksymalnej siły, przy czym maksymalna siła jest większa dla belek wzmocnionych. Dzięki zastosowaniu wzmocnienia zwiększono nośność o 14% dla typu 1, o 28% dla typu 2 i o 33% dla typu 3.

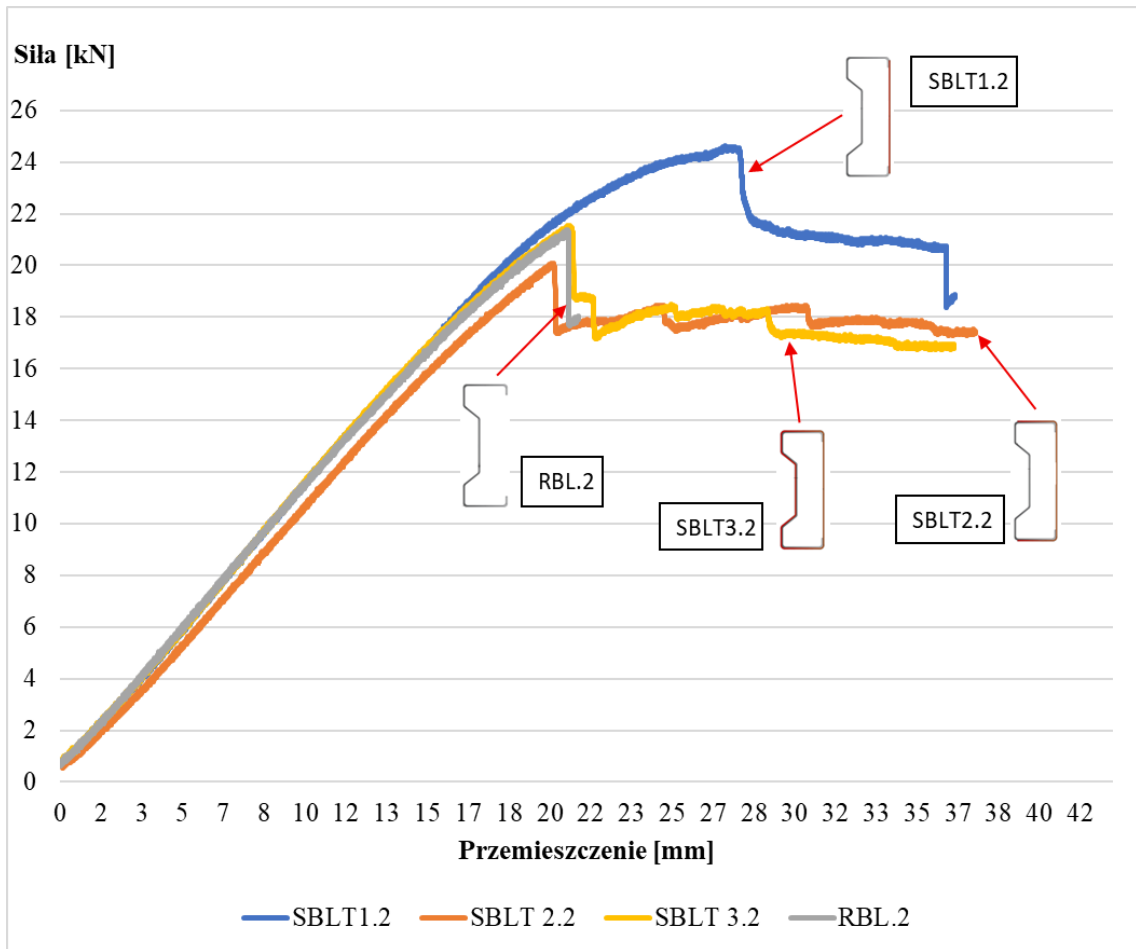
Na rysunku 4.21 przedstawiono zależności siła-przemieszczenie dla belek $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$ z etapu I badań dla różnych typów wzmocnienia.



Rys. 4.21 Zależności siła-przemieszczenie dla belek $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$ etapu I

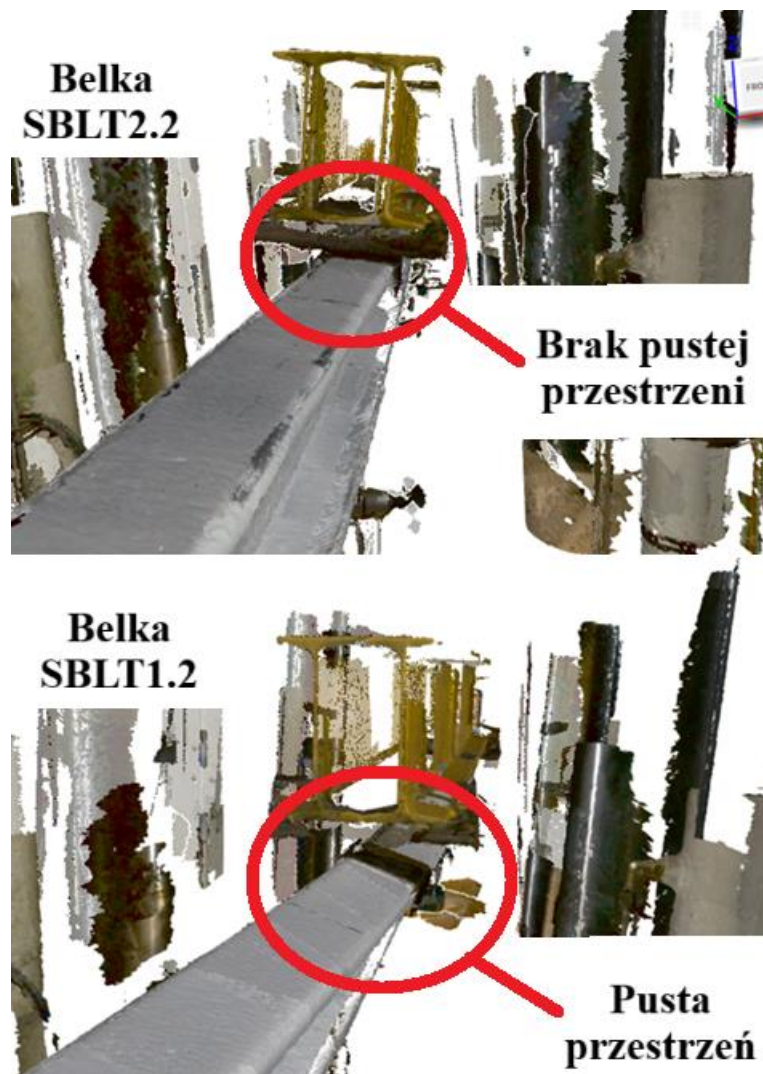
Belki etapu I o przekroju $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$ charakteryzują się podobną sztywnością i maksymalną wartością siły zarówno dla belek wzmocnionych, jak i referencyjnych. Zachowanie wzmocnionych belek różni się znacznie od belki referencyjnej, której zniszczenie wystąpiło w postaci zwijrzenia. W przypadku wzmocnionych belek SBLT1.1 i SBLT2.1 utrata stateczności nie wystąpiła. Natomiast decydujący wpływ na zniszczenie belki miało powolne skręcanie przekroju poprzecznego. W przypadku belki SBLT3.1 zauważono powolne skręcanie, a następnie zwijrzenie. Dzięki zastosowaniu wzmocnienia tych belek wydłużył się stan graniczny przed ich zwijrzeniem o co najmniej 50%, a w niektórych przypadkach nie zaobserwowano zjawiska zwijrzenia.

Na rysunku 4.22 przedstawiono zależności siła-przemieszczenie dla belek $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$ z etapu II badań dla różnych typów wzmocnienia.



Rys. 4.22 Zależności siła-przemieszczenie dla belek $\Sigma 140 \times 70 \times 2,5$ etapu II

Dla belek $\Sigma 140 \times 70 \times 2,5$ z etapu II wzmocnienie ma minimalny wpływ na sztywność i maksymalną wartość obciążenia. Osiągnięta wysoka wartość siły dla belki SBLT1.2 może być spowodowana specyficznymi warunkami przyłożenia obciążenia. Dla tej belki trawers pozostał w pozycji pionowej, zamiast obracać się wraz z pasem górnym belki.

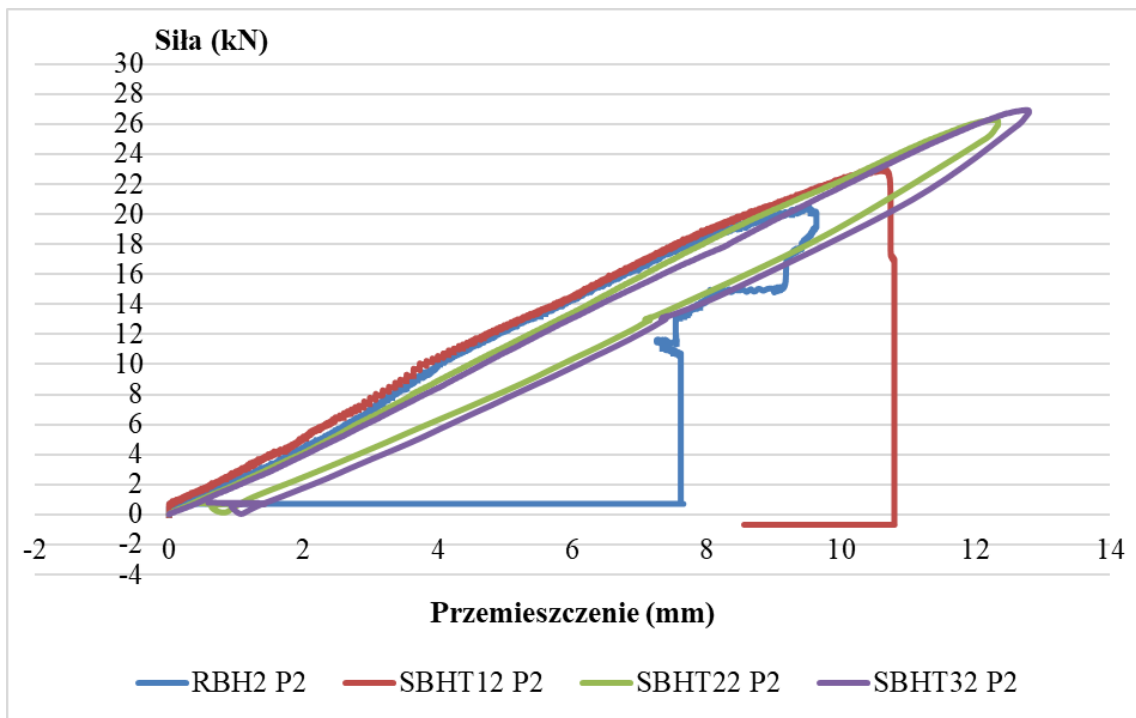


Rys. 4.23 Porównanie warunków obciążenia belki SBLT1.2 i SBLT2.2 (skany 3D)

W związku z powyższym, belka $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$ z wzmocnieniem typu 1 (naklejonym tylko do zagięć brzegowych) nie została wzięta pod uwagę w trakcie analiz i przy formułowaniu wniosków.

4.6. Zależności siła-przemieszczenie – czujniki LVDT

Badano zależności siła-przemieszczenie pionowe dla czujników LVDT w punktach od P1 do P4 (rys. 4.1). Stwierdzono minimalny wpływ wzmocnienia na ugięcia pionowe punktów (P1 i P4) przy podporach. Natomiast dla punktów P2 i P3 (czujniki ustawione w osiach przyłożenia sił), na podstawie przeprowadzonej analizy potwierdzono wnioski, które sformułowano w podrozdziale 4.5. Podsumowując, stwierdzono minimalny wpływ wzmocnienia w zakresie nośności dla belek $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ etapu I oraz belek $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$ dla obu etapów. Równocześnie zauważono znaczący wpływ wzmocnienia dla belek $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ etapu II, tzn. zwiększenie nośności o 14% dla typu 1, 28% dla typu 2 i 33% dla typu 3 w etapie II (rys. 4.24).



Rys. 4.24 Zależności siła-przemieszczenie dla belek $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ etapu II w punkcie P2

Z uwagi na fakt, że na podstawie przeprowadzonej analizy uzyskano bardzo podobne wnioski, które sformułowano w podrozdziale 4.5., przedstawiono tylko jeden przykładowy wykres siła-przemieszczenie w punkcie P2 dla belek $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ etapu II.

4.7. Zależności siła-przemieszczenie - system ARAMIS

Pola przemieszczeń pionowych i poziomych dla każdej badanej belki opracowano za pomocą systemu ARAMIS. Z tych pól wybrano cztery punkty dla przemieszczeń pionowych i trzy punkty dla przemieszczeń poziomych w przypadku belek $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ (rys. 4.25).

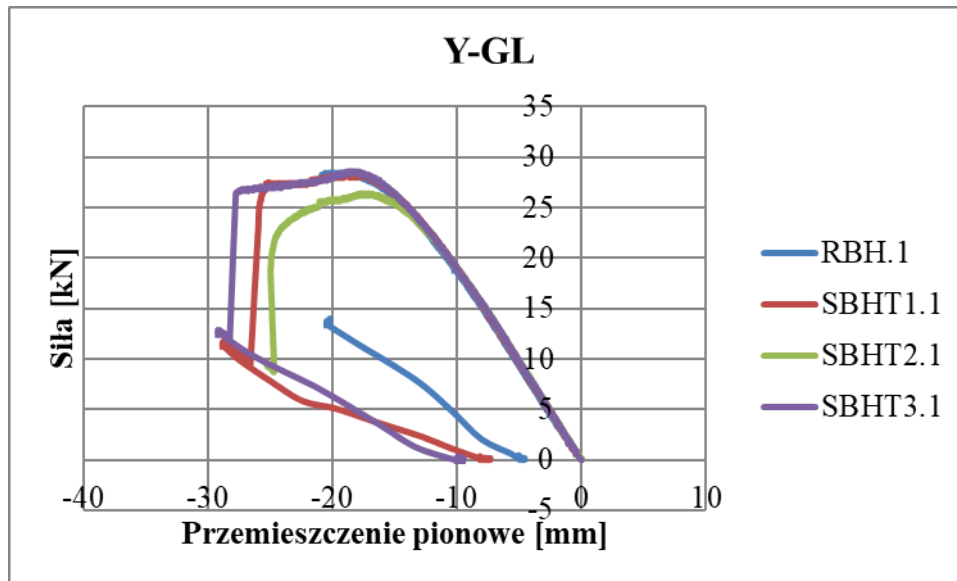
Rys. 4.25 Lokalizacja punktów na powierzchni środnika dla belek $\Sigma 200 \times 70 \times 2$

Podobnie dla belek $\Sigma 140 \times 70 \times 2,5$ wybrano siedem punktów dla przemieszczeń pionowych i trzy punkty dla przemieszczeń poziomych (rys. 4.26).

Rys. 4.26 Lokalizacja punktów na powierzchni środnika dla belek $\Sigma 140 \times 70 \times 2,5$

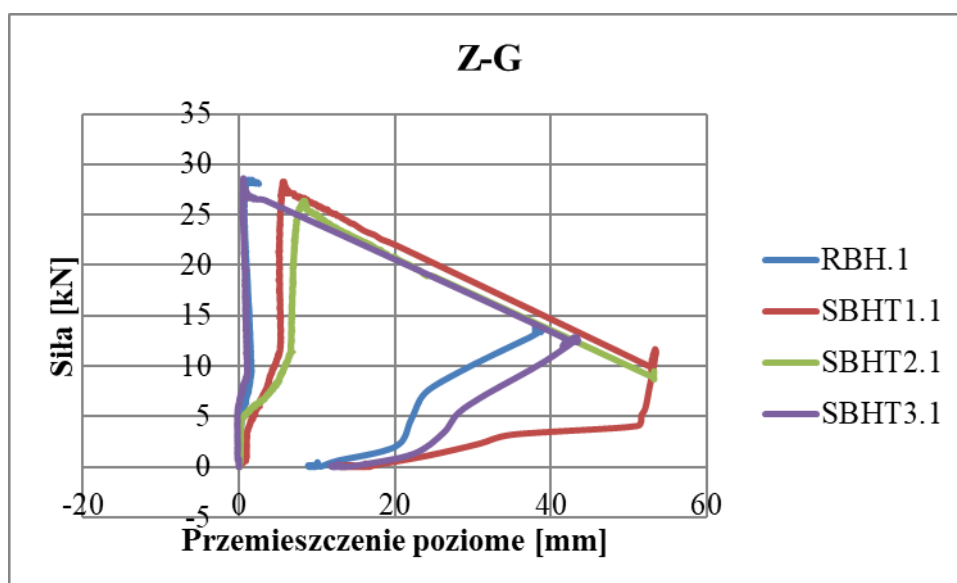
W przedmiotowych wybranych punktach odczytano zależności siła-przemieszczenie. Na rysunkach 4.27-4.30 przedstawiono wybrane zależności siły od przemieszczenia dla belek $\Sigma 200 \times 70 \times 2$, z uwzględnieniem przemieszczeń pionowych, poziomych oraz obu etapów testów, a na rysunkach 4.31-4.34 dla belek $\Sigma 140 \times 70 \times 2,5$.

W przypadku analizy zależności siła-przemieszczenia pionowe potwierdzono wnioski dla belek wzmocnionych, które przedstawiono w rozdziale 4.5. (rys. 4.27, 4.29, 4.31, 4.33).



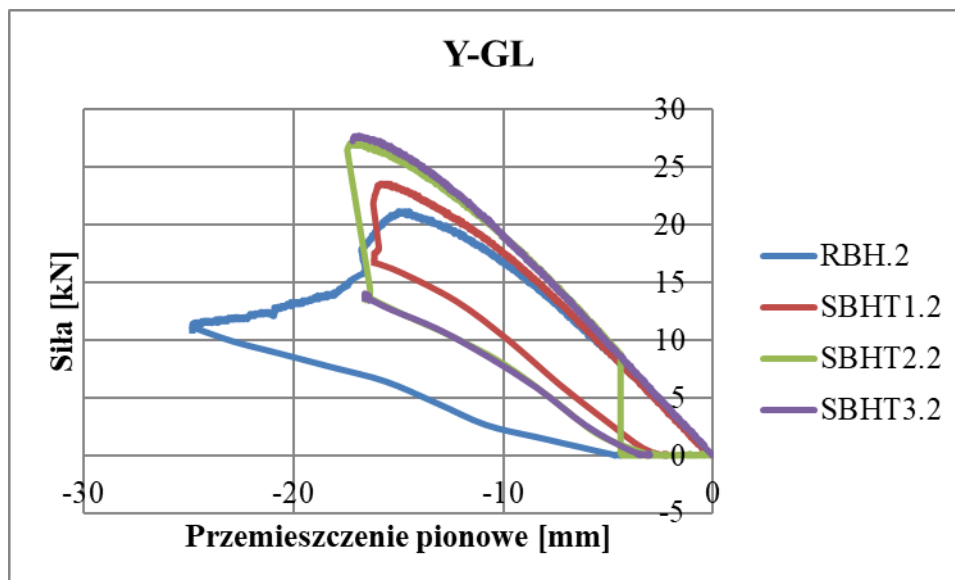
Rys. 4.27 Zależności siła-przemieszczenie pionowe w punkcie Y-GL dla belek $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ etapu I

Powyższy wykres (rys. 4.27) przedstawia zależności siły od przemieszczenia pionowego w punkcie Y-GL (górna, lewa część środka) dla belek o przekroju $\Sigma 200 \times 70 \times 2$, badanych w I etapie (z dopuszczoną deplanacją na podporach). Dane uzyskano za pomocą optycznego systemu pomiarowego ARAMIS. Analizując krzywe, można zauważyć, że początkowa sztywność wszystkich belek, zarówno referencyjnej (RBH.1), jak i wzmocnionych (SBHT1.1, SBHT2.1, SBHT3.1), jest bardzo zbliżona. Belki wzmocnione osiągnęły porównywalną nośność maksymalną na poziomie około 28-29 kN, jednak przy różnych wartościach przemieszczenia. Obserwując kompletne pętle histerezy dla belek wzmocnionych, można stwierdzić, że po osiągnięciu nośności maksymalnej wykazują one zdolność do przenoszenia obciążeń w szerokim zakresie przemieszczeń, co świadczy o wydłużeniu stanu granicznego w porównaniu do belki referencyjnej.

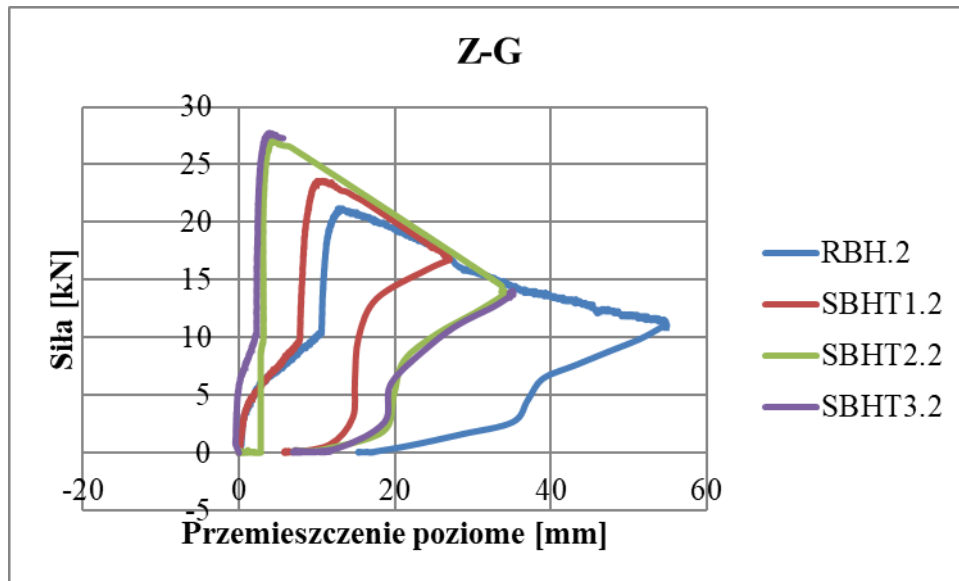


Rys. 4.28 Zależności siła-przemieszczenie poziome w punkcie Z-G dla belek $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ etapu I

Powyższy wykres (rys. 4.28) przedstawia zależność siły od przemieszczenia poziomego w punkcie Z-G, zlokalizowanym przy górnej krawędzi środka, dla belek o przekroju $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ z I etapu badań. W wyniku analiza krzywych stwierdzono pomijalny wpływ wzmocnienia na przemieszczenia poziome w tym punkcie.

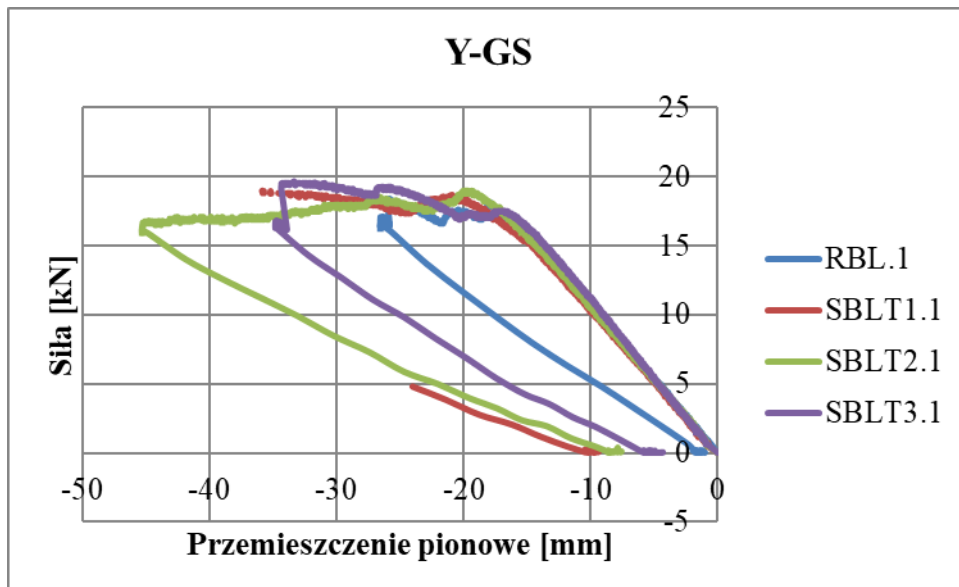
Rys. 4.29 Zależności siła-przemieszczenie pionowe w punkcie Y-GL dla belek $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ etapu II

Powyższy wykres (rys. 4.29) przedstawia zależności siły od przemieszczenia pionowego w punkcie Y-GL (górna, lewa część środka), uzyskane za pomocą systemu ARAMIS dla belek o przekroju $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ badanych w II etapie, przy zablokowanej deplanacji na podporach. W przeciwieństwie do badań z etapu I, w tym przypadku widoczny jest jednoznaczny i znaczący wpływ wzmocnienia na nośność graniczną belek. Belka referencyjna (RBH.2) utraciła stateczność przy obciążeniu około 21 kN. Zastosowanie wzmocnienia typu 1 (SBHT1.2) pozwoliło na zwiększenie nośności do ok. 24 kN, natomiast wzmocnienia typu 2 (SBHT2.2) i 3 (SBHT3.2) podniosły ją do poziomu ok. 27-28 kN.



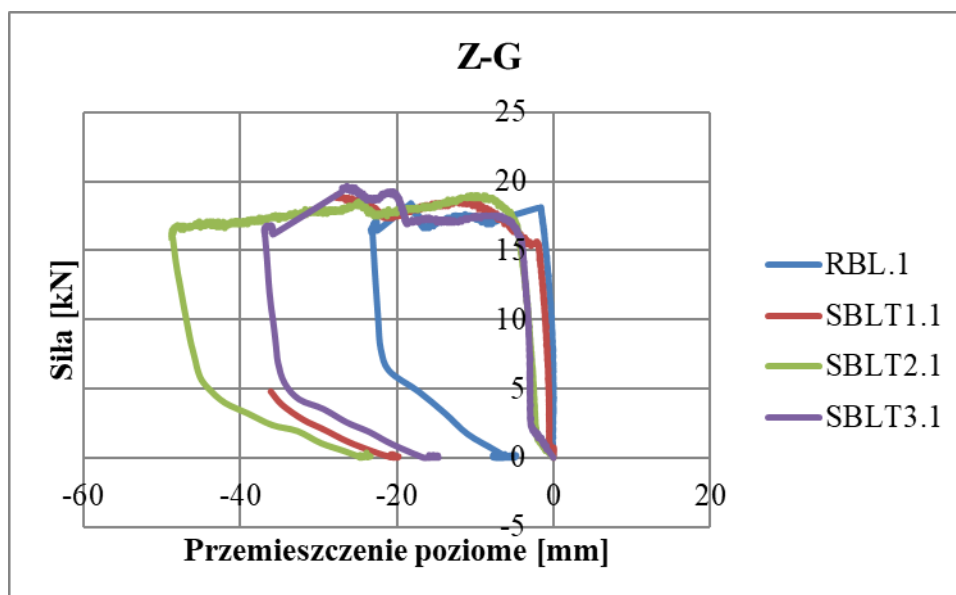
Rys. 4.30 Zależności siła-przemieszczenie poziome w punkcie Z-G dla belek $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ etapu II

Powyższy wykres (rys. 4.30) przedstawia zależność siły od przemieszczenia poziomego w punkcie Z-G (górna krawędź środka) dla belek $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ badanych w II etapie, przy zablokowanej deplanacji na podporach. Belka referencyjna (RBH.2) wykazuje bardzo duże przemieszczenie poziome przed utratą stateczności, około 14-15 mm. W przeciwieństwie do belki referencyjnej, dla wszystkich belek wzmocnionych stwierdzono ograniczenie przemieszczeń poziomych. Wzmocnienia typu 2 (SBHT2.2) i 3 (SBHT3.2) umożliwiły ich największe ograniczenie, utrzymując je na poziomie poniżej 5 mm w całym zakresie obciążenia. Również wzmocnienie typu 1 (SBHT1.2) okazało się bardzo skuteczne, ograniczając maksymalne przemieszczenie do ok. 15 mm.



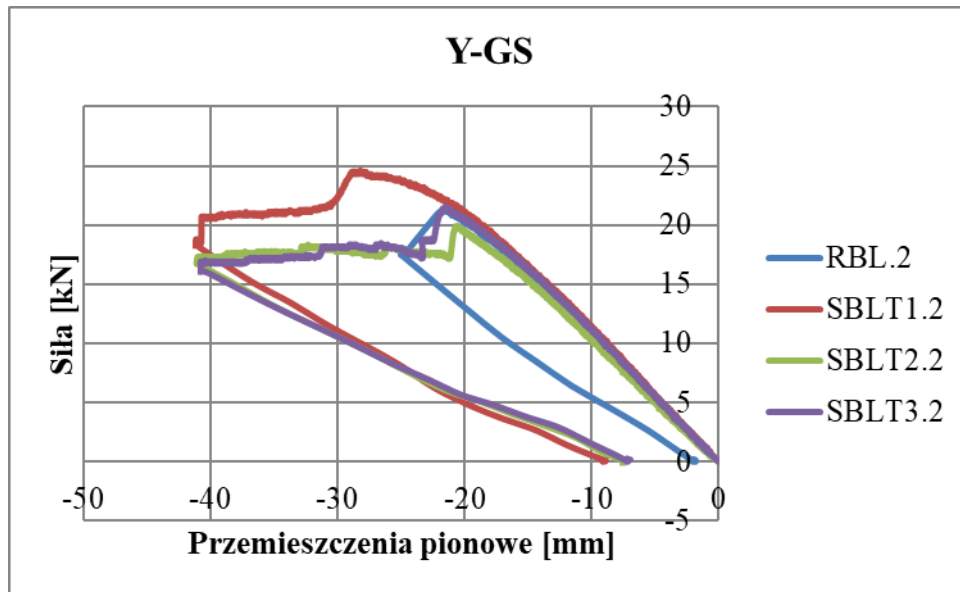
Rys. 4.31 Zależności siła-przemieszczenie pionowe w punkcie Y-GS dla belek $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$ etapu I

Analiza zależności siła-przemieszczenie w punkcie Y-GS dla belek o przekroju $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$ z I etapu badań, przedstawiona na powyższym wykresie (rys. 4.31), ujawnia, że zarówno belka referencyjna (RBL.1), jak i wszystkie belki wzmocnione (serie SBLT) charakteryzują się bardzo zbliżoną sztywnością początkową i osiągają porównywalną nośność maksymalną na poziomie 18-20 kN. Różnica jest jednak widoczna w zachowaniu pokrytycznym: podczas gdy belka referencyjna po osiągnięciu nośności ulega stosunkowo gwałtownemu zniszczeniu, belki wzmocnione wykazują dłuższy stan graniczny, utrzymując zdolność do przenoszenia obciążeń w bardzo dużym zakresie przemieszczeń (szczególnie próbki SBLT1.1 i SBLT2.1).



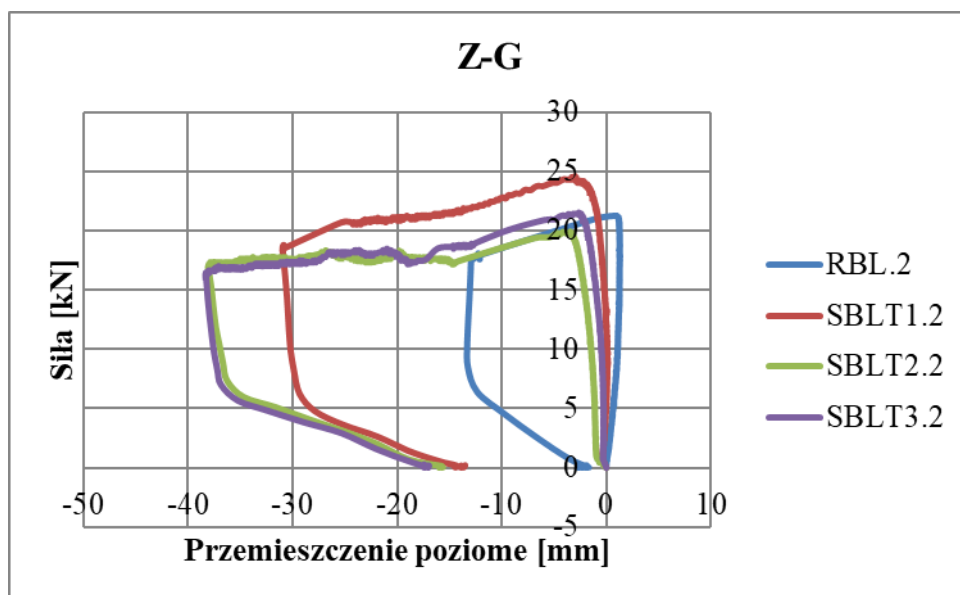
Rys. 4.32 Zależności siła-przemieszczenie poziome w punkcie Z-G dla belek $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$ etapu I

Analiza przemieszczeń poziomych w punkcie Z-G (górna krawędź środka), przedstawiona na powyższym wykresie (rys. 4.32) dla belek $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$ z I etapu, dostarcza dalszych dowodów na odmienny mechanizm zniszczenia tej serii. Zastosowanie wzmocnienia nie wpłynęło w sposób znaczący na wielkość przemieszczeń poziomych. Zarówno belka referencyjna (RBL.1), jak i belki wzmocnione (serie SBLT) wykazały podobny zakres przemieszczeń bocznych. Belki ulegały bardziej stopniowej deformacji, prawdopodobnie związanej ze skręcaniem przekroju, a rola wzmocnienia polegała głównie na ustabilizowaniu tego procesu i zapobieganiu jego nagłemu przejściu w zwichrzenie.



Rys. 4.33 Zależności siła-przemieszczenie pionowe w punkcie Y-GS dla belek $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$ etapu II

Przechodząc do analizy belek $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$ badanych w II etapie, przy zablokowanej deplanacji na podporach, wykres zależności siły od przemieszczenia pionowego w punkcie Y-GS przedstawiono na rysunku 4.33. Można stwierdzić, że podobnie jak w I etapie badań, wzmocnienie nie przełożyło się na systematyczny wzrost nośności maksymalnej.



Rys. 4.34 Zależności siła-przemieszczenie poziome w punkcie Z-G dla belek $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$ etapu II

Ostatecznym potwierdzeniem odmiennego zachowania belek $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$, nawet w II etapie badań przy zablokowanej deplanacji, jest analiza przemieszczeń poziomych w punkcie Z-G, przedstawiona na powyższym wykresie (rys. 4.34). Pokazuje on, że

zastosowanie wzmocnienia nie miało istotnego wpływu na przemieszczenia boczne górnej krawędzi belki. Zarówno belka referencyjna (RBL.2), jak i wszystkie próbki wzmocnione (serie SBLT) podążały zbliżonymi ścieżkami równowagi, osiągając porównywalne wartości przemieszczeń poziomych.

W przypadku belek $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ w etapie I wzmocnienie ma minimalny wpływ zarówno na przemieszczenia pionowe (rozdz. 4.5.), jak i poziome, jednak w etapie II zastosowanie wzmocnienia może spowodować zmniejszenie przemieszczenia poziomego o około 17-70% dla górnej półki i około 17-85% w środku wysokości środnika. W przypadku belek $\Sigma 140 \times 70 \times 2,5$ zarówno w etapie I, jak i II, wzmocnienie ma minimalny wpływ na przemieszczenia pionowe i poziome. Potwierdzono jednak, że może ono wydłużyć stan graniczny wzmocnionej belki (podobnie jak w rozdz. 4.5.).

4.8. Pola przemieszczeń – system ARAMIS

W wyniku analiz przeprowadzonych w podrozdziałach od 4.4 do 4.7 stwierdzono, że w przypadku belek $\Sigma 140 \times 70 \times 2,5$ wszystkie typy wzmocnienia mają minimalny wpływ na ich nośność i przemieszczenia. Z kolei dla belek $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ wzmocnienie ma istotny wpływ na nośność oraz na redukcję przemieszczeń, a jako najbardziej obiecujące rozwiązanie zidentyfikowano wzmocnienie typu 1 (naklejone tylko do zagięć brzegowych półek). Wybór ten, choć może wydawać się sprzeczny z faktem, że wzmocnienie typu 3 zapewniło największy przyrost nośności (o 33% w II etapie badań, w porównaniu do 14% dla typu 1), opiera się na ocenie praktyczności i kosztów wykonania takiego wzmocnienia. Wzmocnienie typu 1 stanowi minimalną ingerencję w istniejącą konstrukcję i równocześnie w sposób znaczący podnosi nośność i przeciwdziała mechanizmowi zniszczenia, jakim jest dystorsja przekroju poprzecznego. Ponadto, wzmocnienie typu 1 wymaga najmniejszej ilości materiału przez co jest też najtańsze.

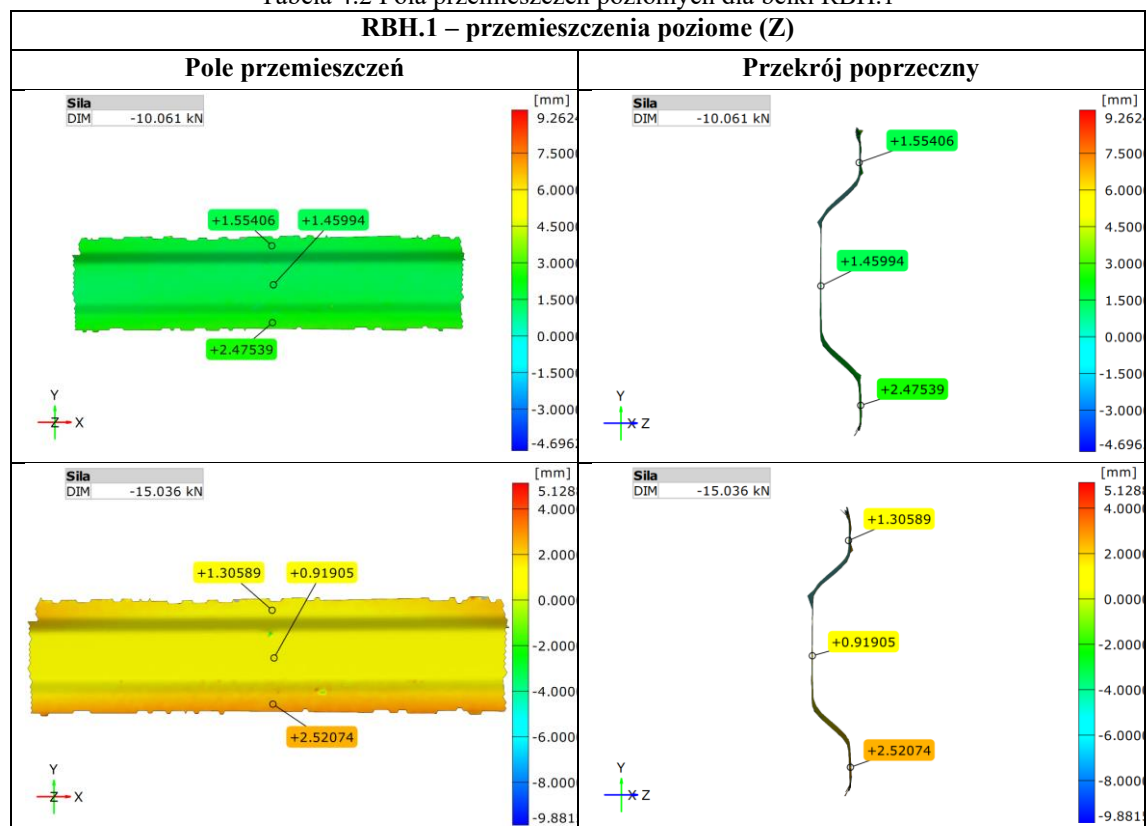
Zastosowanie wzmocnień typu 2 i 3, choć skutkuje większym przyrostem nośności, wiąże się z nieproporcjonalnie większym nakładem materiałowym oraz ze znacznie bardziej skomplikowanym i czasochłonnym procesem aplikacji. Co kluczowe, wzmocnienie typu 1 jest najprostsze do zastosowania w warunkach budowy na istniejącej konstrukcji. Ta prostota ma szczególne znaczenie w typowym zastosowaniu profili sigma jako płatwi dachowych – wzmocnienie typu 1 można wykonać od spodu, bez konieczności demontażu istniejącego poszycia dachowego, co byłoby nieuniknione w przypadku typów 2 i 3. Taki scenariusz drastycznie obniża koszty i złożoność prac remontowych.

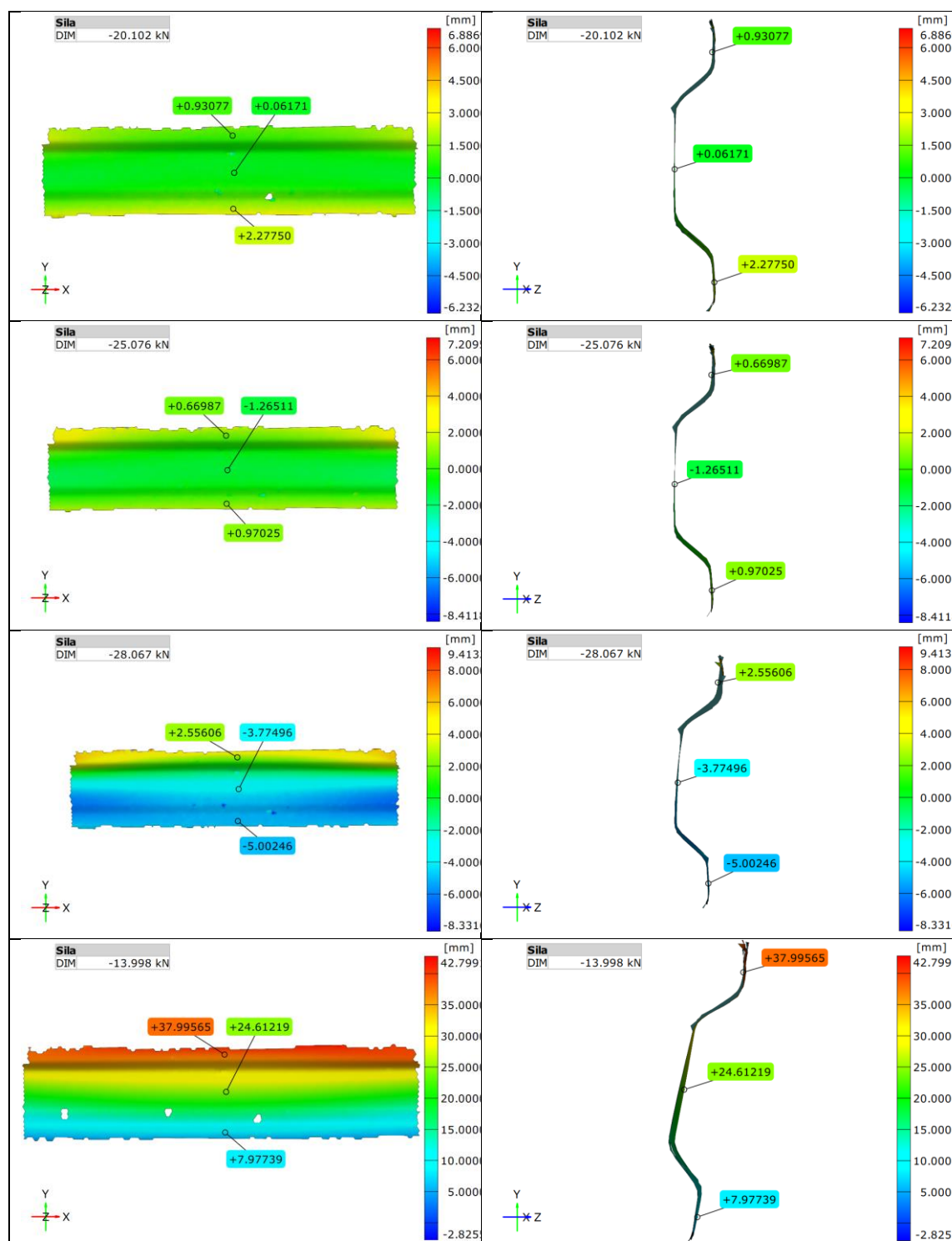
Z tych względów, ponieważ typ 1 oferuje znaczącą poprawę zachowania konstrukcyjnego przy najniższych kosztach i największej prostocie aplikacji, uznano go za rozwiązanie najbardziej obiecujące i optymalne z inżynierskiego punktu widzenia. Z tego względu, w dalszym etapie pracy, dla belek RBH.1, RBH.2, SBHT1.1 i SBHT1.2

przeprowadzono dodatkowo szczegółową analizę pól przemieszczeń odczytanych z systemu ARAMIS. Analizowane są pola przemieszczeń środka belki w środku jej rozpiętości na obszarze o szerokości 1 m, czyli pomiędzy miejscami przyłożenia obciążenia.

W tabeli 4.2 przedstawiono pola przemieszczeń poziomych dla belki referencyjnej RBH.1. Można zauważyć, że w początkowej fazie (przy obciążeniu 10 kN) przemieszczenia punktów przy górnej półce i w środku wysokości mają zbliżoną wartość około 1,5 mm, natomiast punktu przy dolnej półce wartość 2,47 mm. Wynika z tego, że środek ulega otwarciu (wygięciu), w szczególności przy dolnej półce. Przy wartości obciążenia około 15 kN punkty przy górnej półce i w środku wysokości ulegają przemieszczeniu poziomemu przeciwnie do zwrotu osi z, natomiast punkt przy dolnej półce minimalnie zmienia swoje położenie zgodnie ze zwrotem osi z. Wynika z tego, że środek ulega jeszcze większemu otwarciu. Przy wartości obciążenia około 20 kN oraz 25 kN wszystkie punkty przesuwają się w kierunku przeciwnym do zwrotu osi z oraz otwarcie (wygięcie) środka zwiększa się. Przy maksymalnej wartości siły równej 28,07 kN przekrój ulega znacznemu skręceniu o kąt około $2,5^\circ$, a następnie belka ulega zwichrzeniu. Punkty przemieszczają się zgodnie z osią z, a przekrój ulega skręceniu o kąt około 10° .

Tabela 4.2 Pola przemieszczeń poziomych dla belki RBH.1

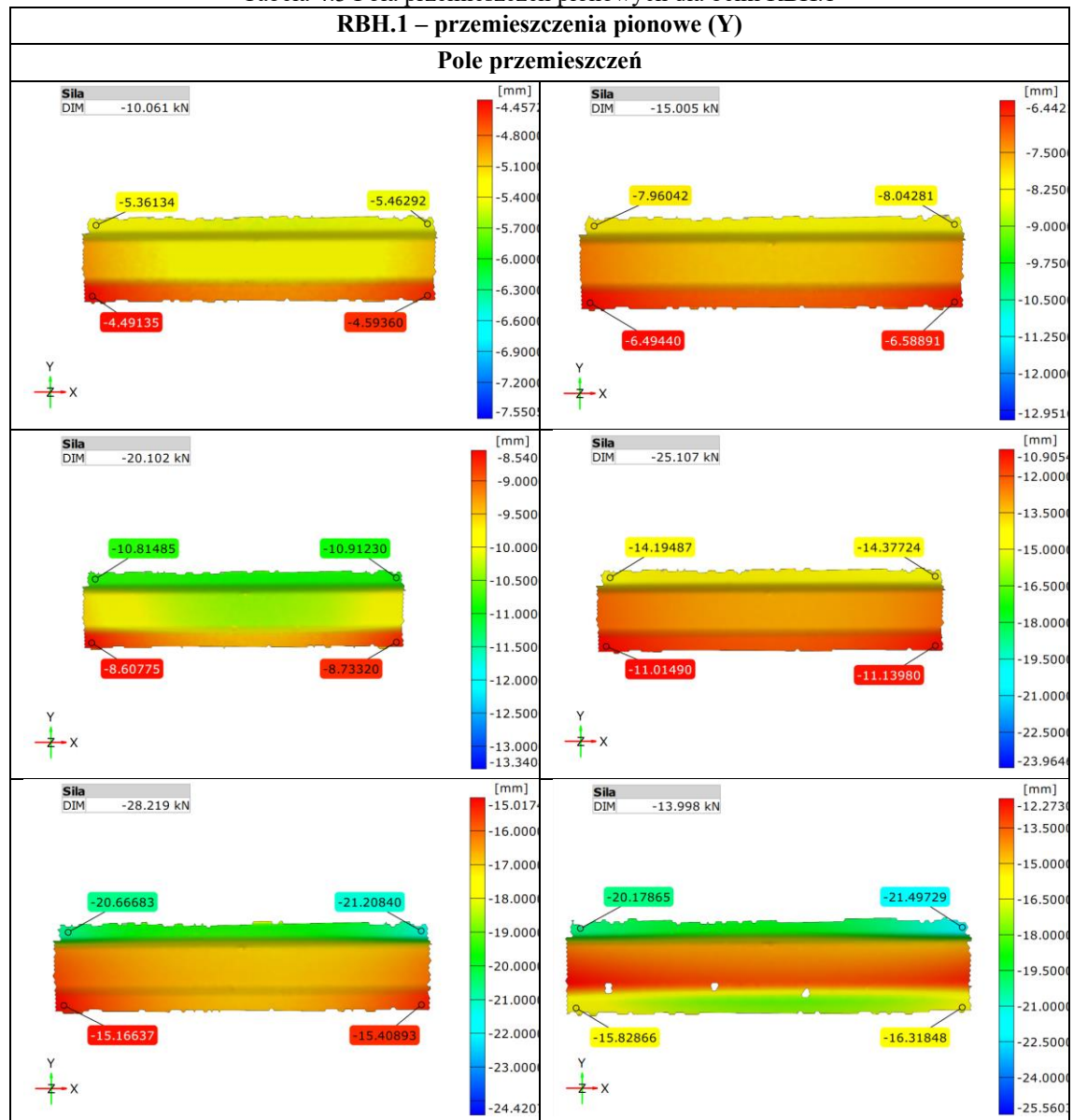




W tabeli 4.3 przedstawiono pola przemieszczeń pionowych dla belki RBH.1. Można zauważyć, że punkty znajdujące się przy górnej półce ulegają większemu przemieszczeniu pionowemu. Może to być spowodowane lokalnym wgnieceniem górnej półki i środnika w miejscach przyłożenia sił. Przy maksymalnej sile różnica

przemieszczeń wynosi około 5,5 mm między punktami przy górnej półce, a punktami przy dolnej półce.

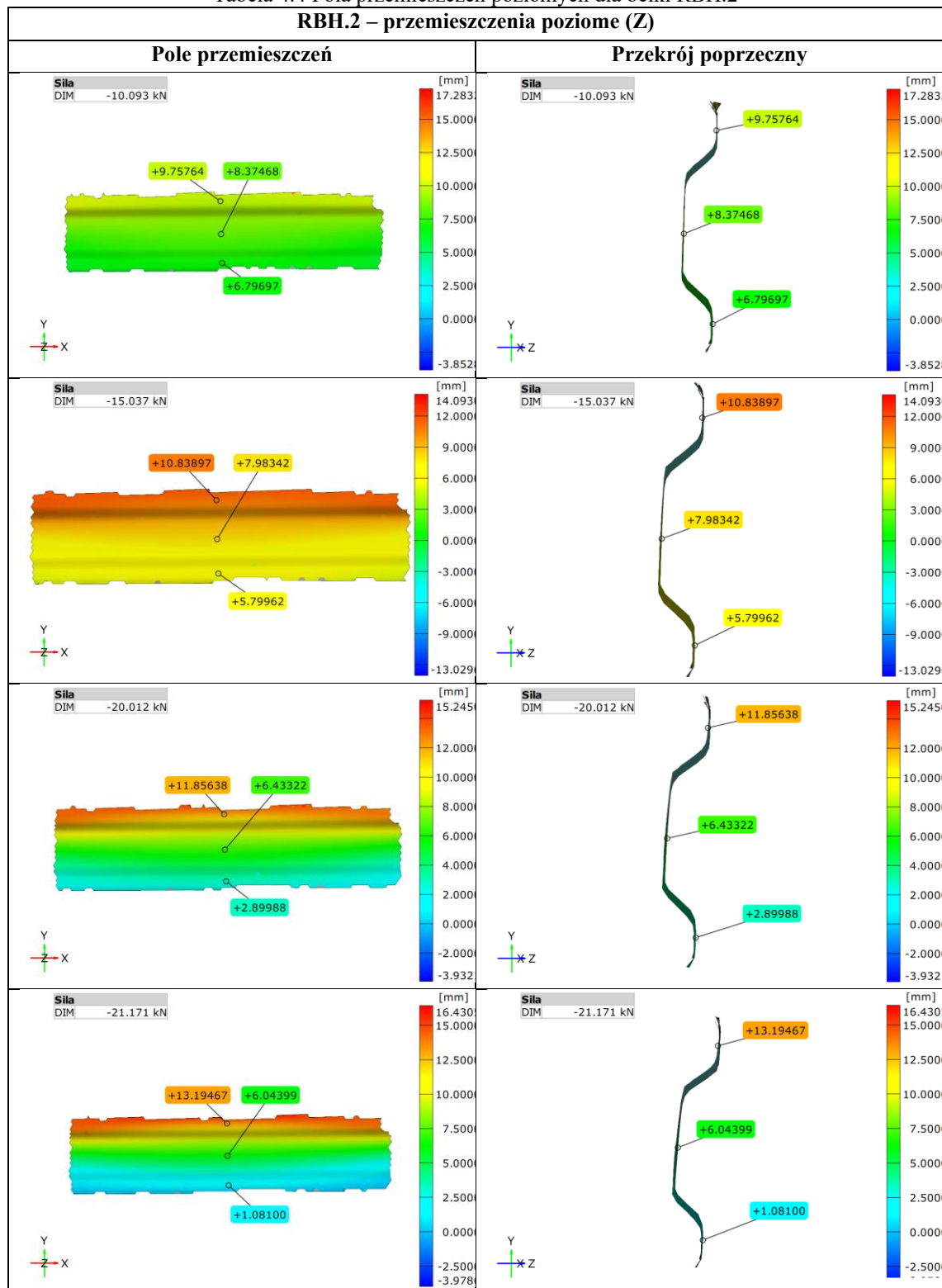
Tabela 4.3 Pola przemieszczeń pionowych dla belki RBH.1

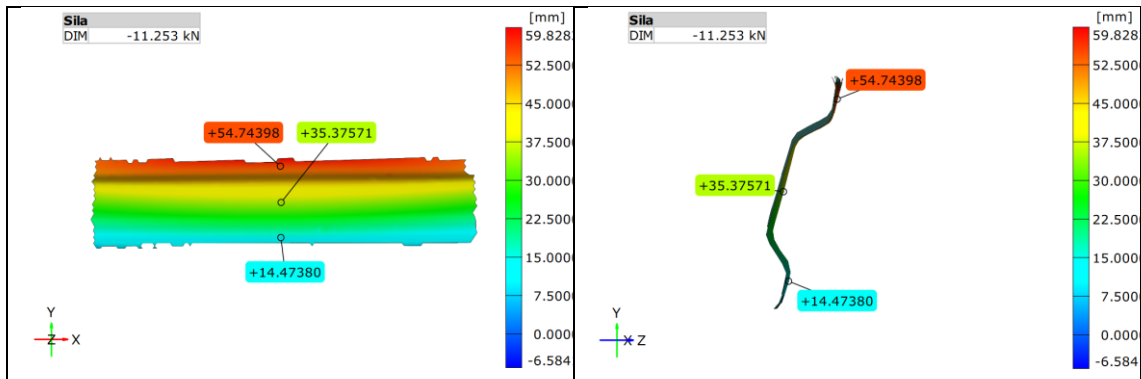


W tabeli 4.4 przedstawiono pola przemieszczeń poziomych dla belki RBH.2. Przemieszczenia poziome punktów są zdecydowanie większe niż dla belki RBH.1. Przy wartości obciążenia około 10 kN środek ulega skręceniu o około 1° , natomiast przemieszczenia osiągają wartość 6,8 mm dla punktu przy dolnej półce i 9,8 mm dla punktu przy górnej półce. Zwiększając wartość obciążenia do około 20 kN, przekrój ulega jeszcze większemu skręceniu. Przemieszczenie poziome punktu znajdującego się przy górnej półce rośnie do 11,86 mm, natomiast punkty przy dolnej półce i w środku wysokości przemieszczają się w kierunku przeciwnym do zwrotu osi z. Przy

maksymalnej sile równej 21,17 kN środnik ulega skręceniu o około 4° przy przemieszczeniach od 1,1 mm (dolna półka) do 13,2 mm (górna półka). Następnie występuje zwichrzenie belki, a kąt obrotu środnika zwiększa się do około 13° .

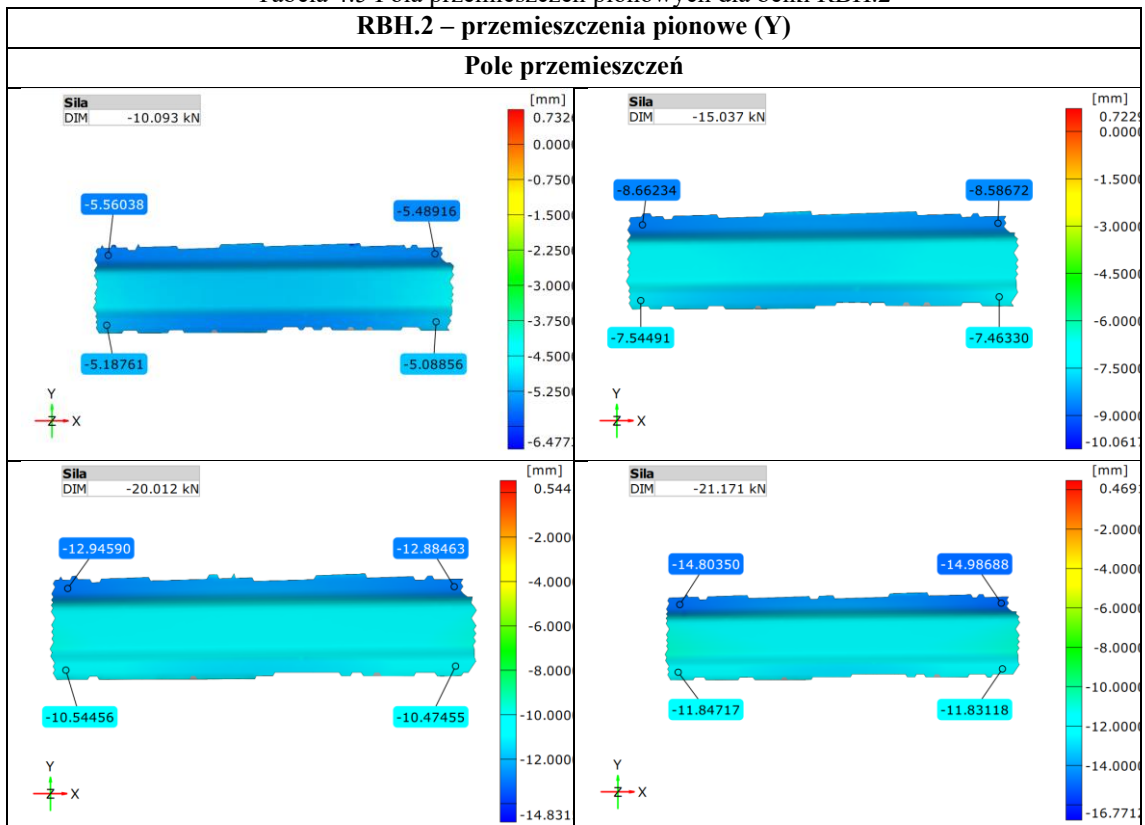
Tabela 4.4 Pola przemieszczeń poziomych dla belki RBH.2

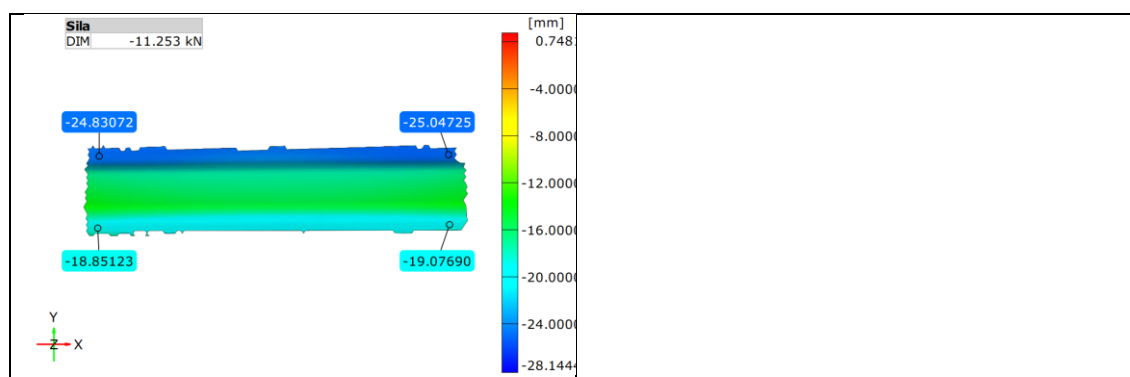




W tabeli 4.5 przedstawiono pola przemieszczeń pionowych dla belki RBH.2. Można zauważyć, że punkty znajdujące się przy górnej półce ulegają większemu przemieszczeniu pionowemu. Może to być spowodowane lokalnym wgnieceniem półki górnej i środnika w miejscach przyłożenia sił. Przy maksymalnej sile (21,17 kN) różnica przemieszczeń wynosi około 3,2 mm między punktami przy górnej półce a punktami przy dolnej półce.

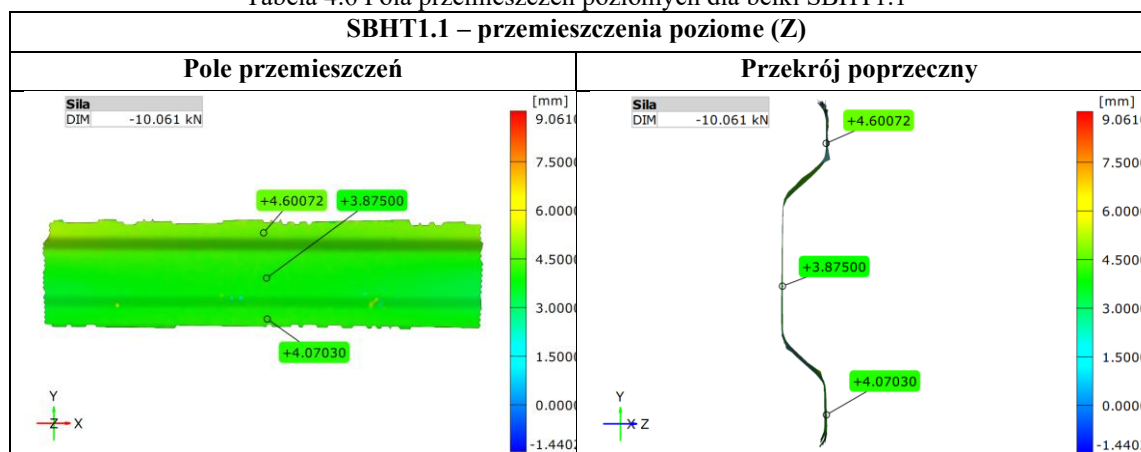
Tabela 4.5 Pola przemieszczeń pionowych dla belki RBH.2

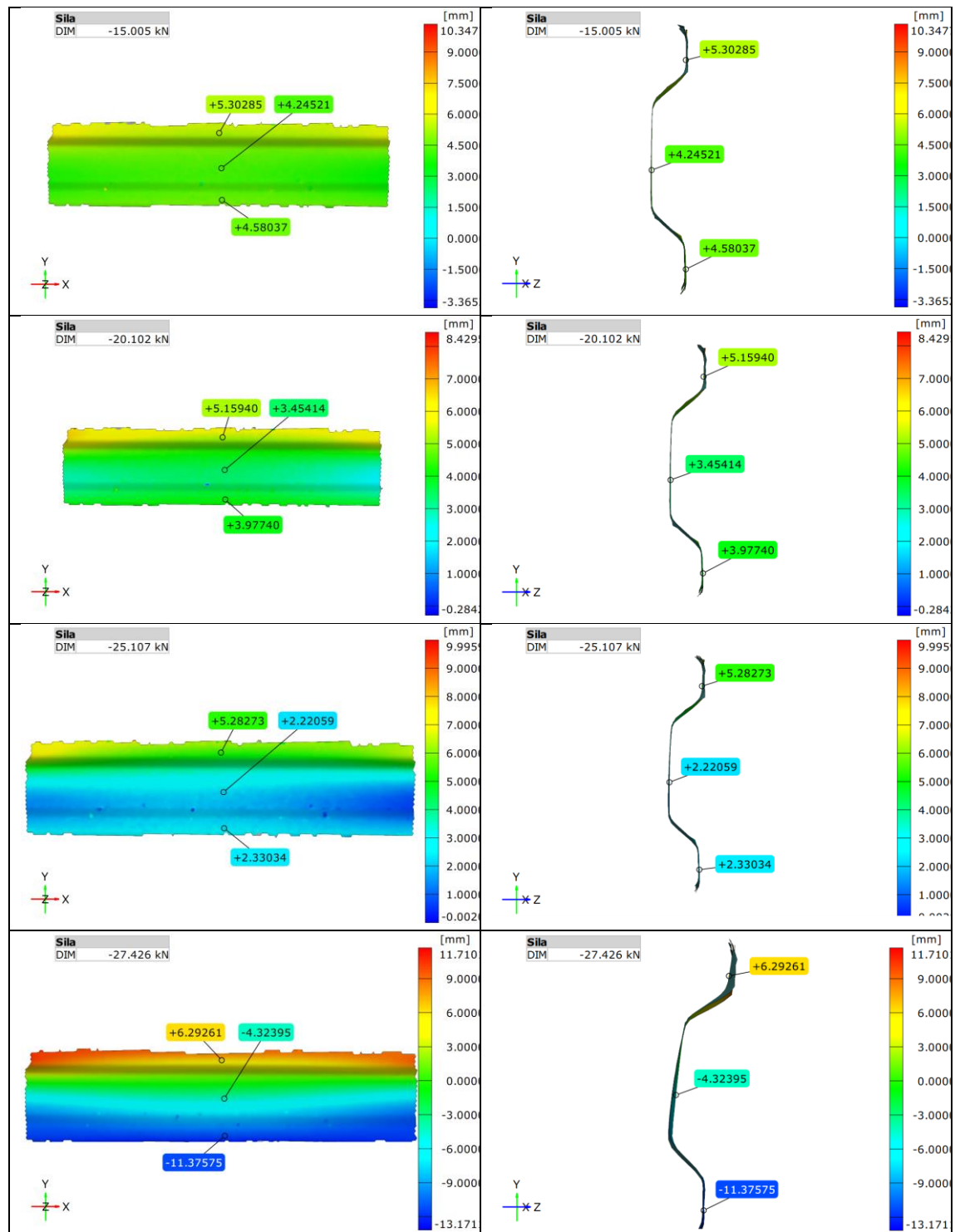


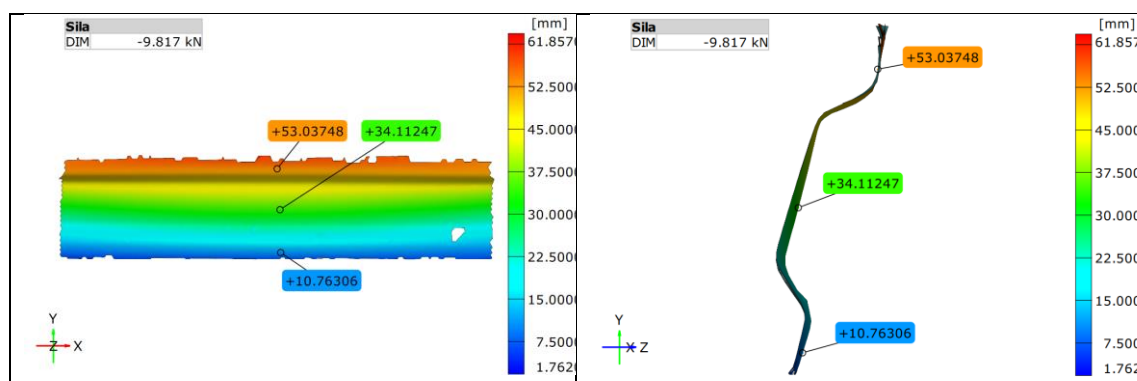


W tabeli 4.6 przedstawiono pola przemieszczeń poziomych dla belki SBHT1.1. Można zauważyć, że w początkowej fazie (przy obciążeniu 10 kN) wszystkie punkty ulegają przemieszczeniu od 3,9 mm do 4,6 mm. W porównaniu do belki referencyjnej (RBH.1) wygięcie środnika jest minimalne. Przy wartości około 15 kN wszystkie punkty ulegają przemieszczeniu poziomemu zgodnie ze zwrotem osi z. Środnik w minimalnym stopniu ulega otwarciu (wygięciu). Przy wartości około 20 kN oraz 25 kN zmiana położenia punktu przy górnej półce jest minimalna, natomiast punkty przy dolnej półce i w środku wysokości ulegają przemieszczeniu przeciwnym do zwrotu osi z o wartość około 2,0-2,3 mm. Przy sile maksymalnej równej 27,43 kN środnik ulega skręceniu o około 6° przy przemieszczeniach przy górnej półce zgodnych ze zwrotem osi z około 6,3 mm i przy dolnej półce przeciwnych do osi z około 11,4 mm. Następnie belka ulega zwichrzeniu, a kąt obrotu środnika wzrasta do około 14° .

Tabela 4.6 Pola przemieszczeń poziomych dla belki SBHT1.1

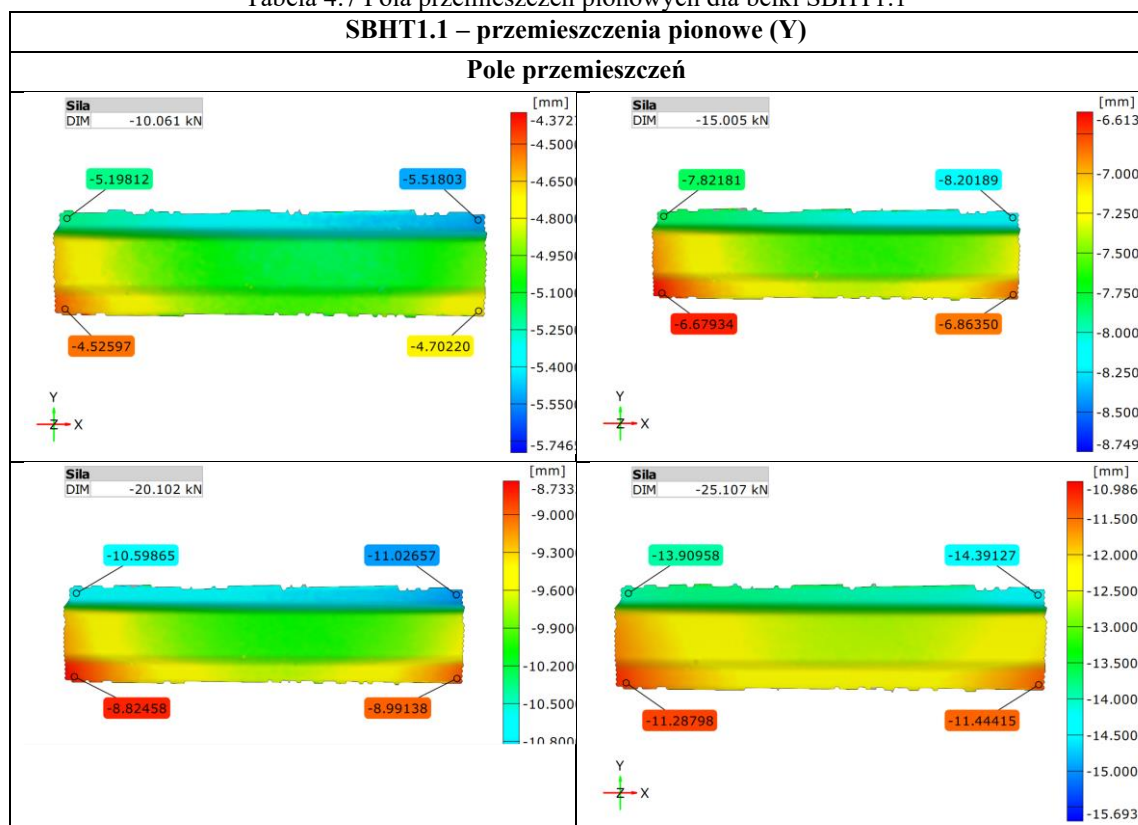


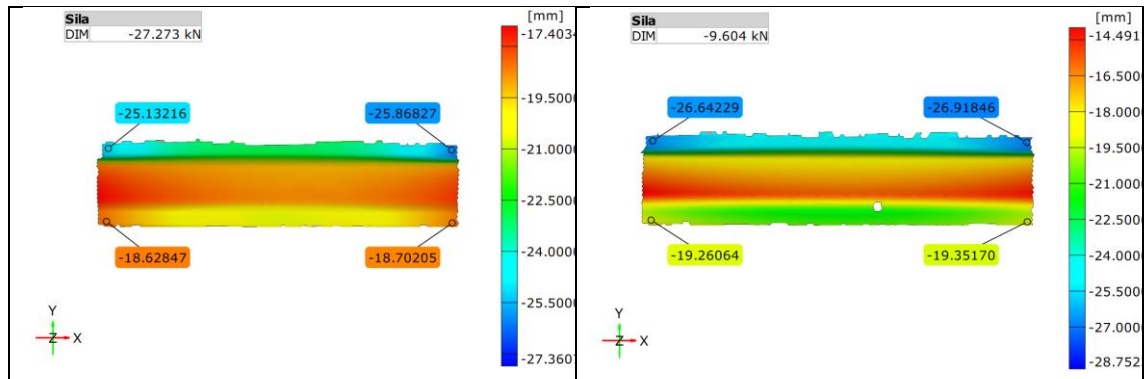




W tabeli 4.7 przedstawiono pola przemieszczeń pionowych dla belki SBHT1.1. Można zauważyć, że punkty znajdujące się przy górnej półce ulegają większemu przemieszczeniu pionowemu. Może to być spowodowane lokalnym wgnieceniem górnej półki i środka w miejscach przyłożenia sił. Przy maksymalnej sile różnica przemieszczeń wynosi około 7 mm między punktami przy górnej półce a punktami przy dolnej półce.

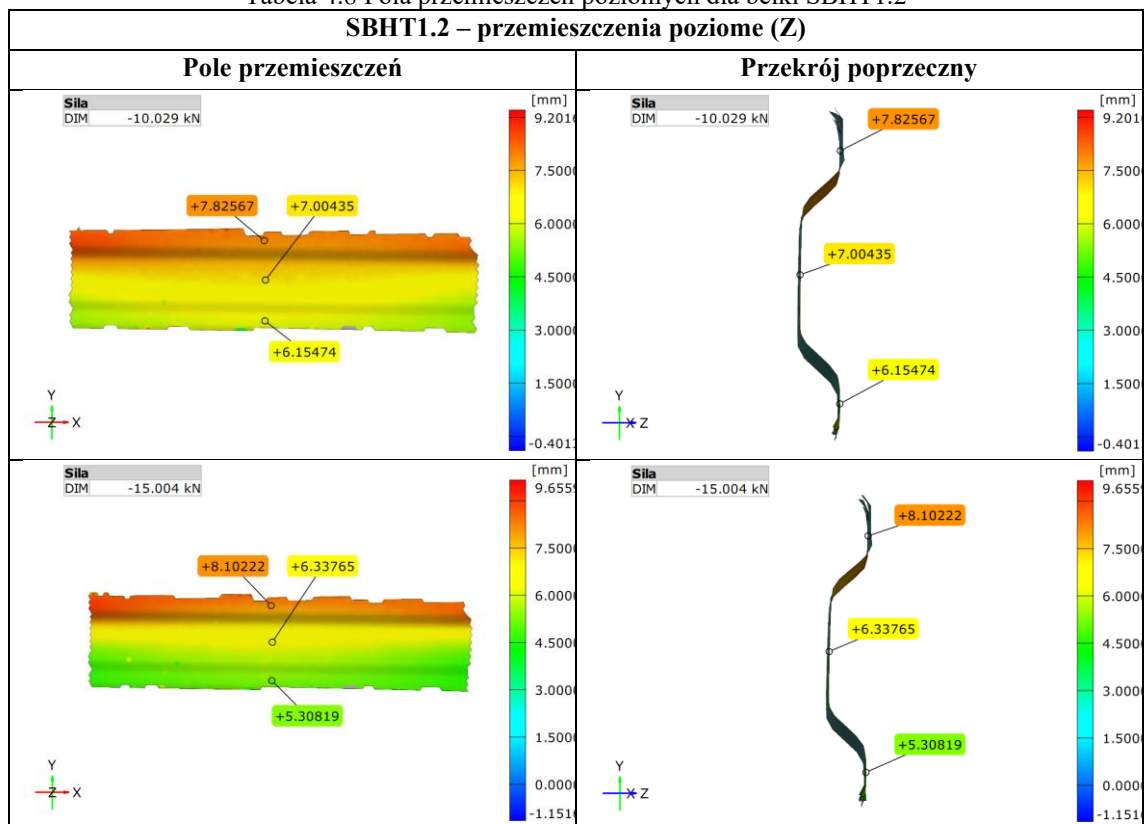
Tabela 4.7 Pola przemieszczeń pionowych dla belki SBHT1.1

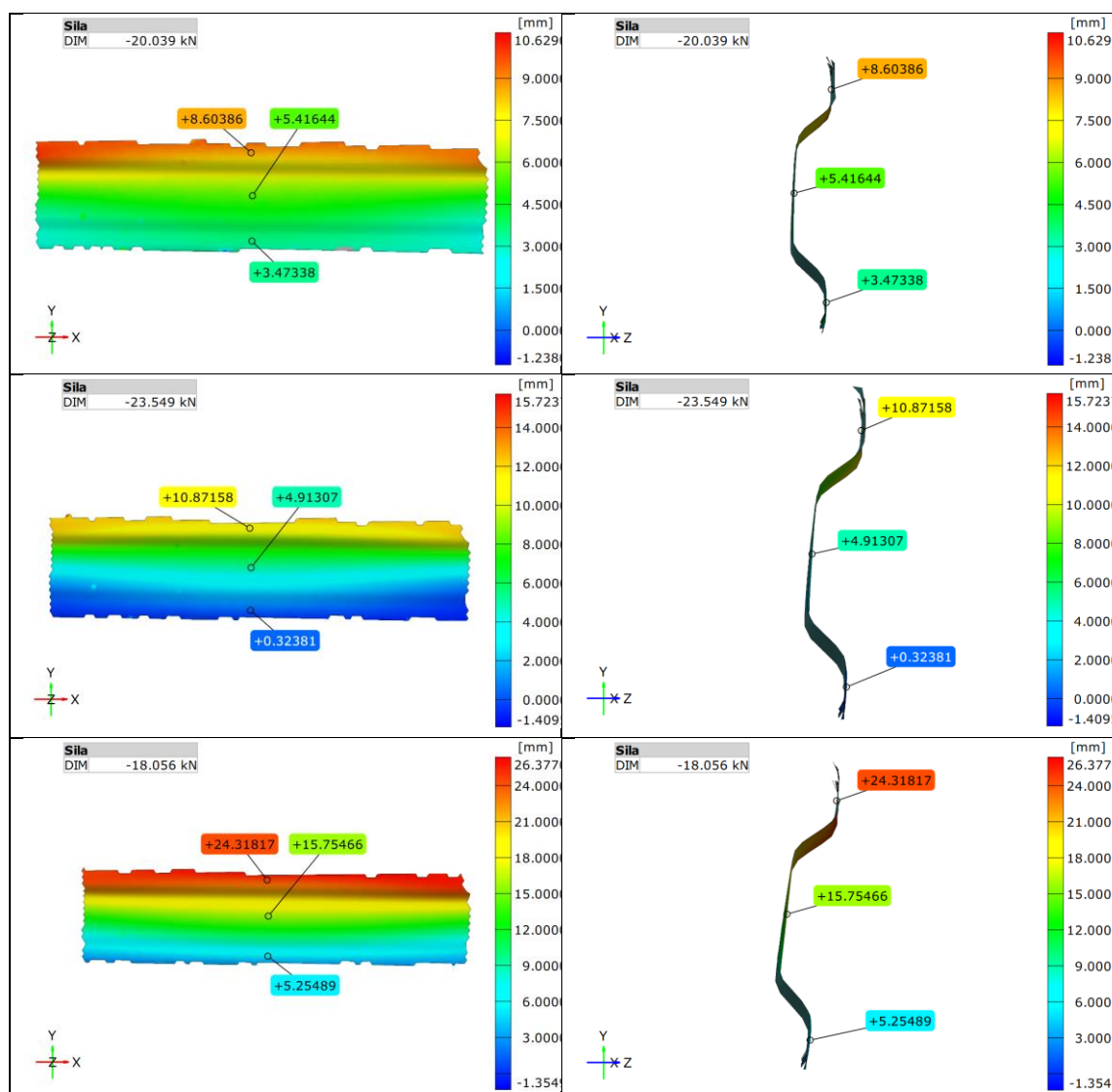




W tabeli 4.8 przedstawiono pola przemieszczeń poziomych dla belki SBHT1.2. Przy wartości obciążenia około 10 kN środnik ulega skręceniu o około $0,5^\circ$, natomiast przemieszczenia wynoszą 6,2 mm dla punktu przy dolnej półce i 7,8 mm dla punktu przy górnej półce. Zwiększając wartość obciążenia do około 20 kN, przekrój ulega jeszcze większemu skręceniu. Przemieszczenie poziome punktu przy górnej półce rośnie do 8,6 mm, natomiast punkty przy dolnej półce i w środku wysokości przemieszczają się w kierunku przeciwnym do zwrotu osi z. Przy maksymalnej sile równej 23,55 kN środnik ulega skręceniu o około $3,5^\circ$ przy przemieszczeniach od 0,3 mm (dolna półka) do 10,9 mm (górna półka). Następnie występuje zwichrzenie belki, a kąt obrotu środnika zwiększa się do około $6,4^\circ$.

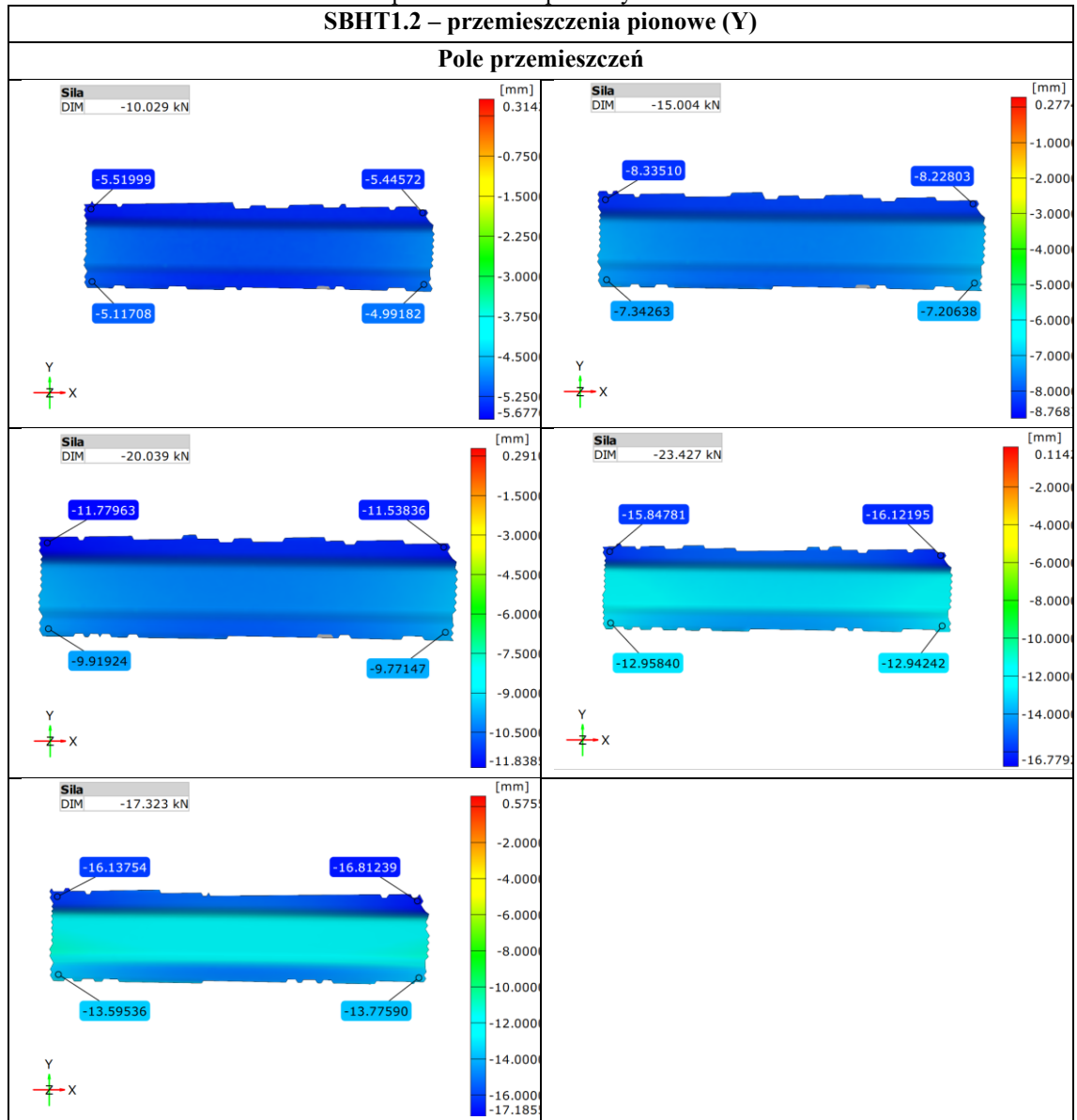
Tabela 4.8 Pola przemieszczeń poziomych dla belki SBHT1.2
SBHT1.2 – przemieszczenia poziome (Z)





W tabeli 4.9 przedstawiono pola przemieszczeń pionowych dla belki SBHT1.2. Można zauważyć, że punkty znajdujące się przy górnej półce ulegają większemu przemieszczeniu pionowemu. Może to być spowodowane lokalnym wgnieceniem górnej półki i środka w miejscach przyłożenia sił. Przy maksymalnej sile różnica przemieszczeń między punktami przy górnej półce, a punktami przy dolnej półce wynosi około 3,1 mm.

Tabela 4.9 Pola przemieszczeń pionowych dla belki SBHT1.2



4.9. Podsumowanie

W niniejszym rozdziale, opisano szczegółowo proces testowania cienkościennych belek stalowych typu sigma o dwóch różnych przekrojach: 200x70x2 oraz 140x70x2,5, wykonanych ze stali S350GD. Badania obejmowały belki wzmocnione tkaniną z włókna węglowego, naklejoną na trzy sposoby: wzmocnienie naklejone do zagięć brzegowych (typ 1), do zagięć brzegowych i pól (typ 2), na całym obrysie przekroju poprzecznego (typ 3). Wzmocnienia miały szerokość 300 mm. Testy przeprowadzono w dwóch etapach, gdzie możliwość deplanacji na podporach w etapie pierwszym była dopuszczona, natomiast w etapie drugim zablokowana. Zastosowano między innymi maszyny wytrzymałościowej INSTRON 8505, czujników LVDT oraz systemu ARAMIS 6M. Celem było dokonanie pomiaru przemieszczeń oraz nośności belek wzmocnionych i niewzmocnionych (referencyjnych), a następnie ich porównanie. W ramach

przygotowań do badań, belki zostały oczyszczone i odtłuszczone, a wzmocnienie w postaci tkaniny SikaWrap 230C naklejono za pomocą kleju SikaDur 330. Na powierzchni belek naniesiono losowy wzór, umożliwiający dokładne pomiary przy pomocy systemu ARAMIS. Każda belka była indywidualnie oznaczona, a przed testami wykonano pomiar początkowej geometrii z wykorzystaniem skanera 3D Artec Leo. Podczas badań, belki były poddawane zginaniu w układzie czteropunktowym, a obserwowane zjawiska analizowano na podstawie pomiarów siły i przemieszczeń w różnych punktach. Analiza wyników pokazała, że wzmocnienie wpływało na zwiększenie nośności belek, szczególnie w przypadku belek $\Sigma 200 \times 70 \times 2$. Wzmocnione belki wykazywały większą odporność na zwichrzenie i dystorsję przekroju poprzecznego w porównaniu do belek referencyjnych. Wyniki analizy zależności siła-przemieszczenie, uzyskanych z czujników indukcyjnych i systemu ARAMIS, potwierdziły istotny wpływ wzmocnienia na nośność belek oraz redukcję przemieszczeń. Obserwowane formy zniszczenia wzmocnionych belek były ograniczone w porównaniu do belek referencyjnych. Wzmocnienie w postaci naklejonej tkaniny z włókna węglowego powoduje istotną redukcję otwarcia przekroju poprzecznego belek wzmocnionych w porównaniu z belkami referencyjnymi. Zatem zastosowanie wzmocnienia jest skuteczne i dowodzi tezy rozprawy.

W wyniku analiz przedstawionych w niniejszym rozdziale stwierdzono, że najbardziej obiecującym rozwiązaniem wzmocnienia jest wzmocnienie typu 1 dla belek $\Sigma 200 \times 70 \times 2$. W przypadku belek $\Sigma 140 \times 70 \times 2,5$ wszystkie typy wzmocnienia mają minimalny wpływ na redukcję przemieszczeń oraz ich nośność. W przypadku belek $\Sigma 200 \times 70 \times 2$, każdy typ wzmocnienia ma widoczny wpływ na nośność belek oraz na redukcję przemieszczeń. Wzmocnienie typu 1 natomiast jest najprostsze w wykonaniu, co jest szczególnie istotne w przypadku istniejących konstrukcji oraz wymaga najmniejszej ilości materiału, przez co jest też najtańsze. W następstwie, opisane w rozdziale 6 analizy numeryczne przeprowadzono dla belki $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ wzmocnionej tkaniną z włókna węglowego i naklejoną na zagięciach brzegowych.

W analizowanym przypadku, dla belek $\Sigma 200 \times 70 \times 2$, siły działające na element powodują: zginanie ze skręcaniem; ugięcie półki górnej (zamknięcie przekroju) w miejscach ich przyłożenia; wgniecenie górnej części środnika w miejscach przyłożenia sił; spaczenie pierwotne (nie zaobserwowano spaczenia wtórnego).

5. ANALIZA TEORETYCZNA POŁĄCZEŃ KLEJONYCH

W niniejszym rozdziale przedstawiono analizę teoretyczną połączeń klejonych obejmującą modelowanie numeryczne oraz analizy oparte na formułach analitycznych, co również zostało opisane w pracy (Dybizbański & Rzeszut, 2023a).

Analizę numeryczną przeprowadzono w programie Abaqus, a następnie uzyskane wyniki porównano z rezultatami testów laboratoryjnych. Opracowano trzy modele odnoszące się do poszczególnych mechanizmów zniszczenia: kohezyjnego, adhezyjnego i zerwania włókien.

W pierwszym etapie, na podstawie laboratoryjnych badań pilotażowych, w których zaobserwowano zniszczenie kohezyjne, opracowano model numeryczny dla podwójnego zakładkowego połączenia klejonego (DLJ). Zdefiniowany został w tym przypadku model strefy kohezyjnej oraz podstawowe parametry tkaniny z włókna węglowego.

W drugim etapie, bazując już na wynikach uzyskanych z właściwych testów laboratoryjnych oraz z pierwszego modelu numerycznego, określono zaawansowane parametry materiałowe tkaniny z włókna węglowego.

W trzecim etapie, rozszerzono model z zastosowaniem zaawansowanych parametrów materiałowych w taki sposób, aby możliwa była symulacja mechanizmu zniszczenia adhezyjnego połączenia klejonego. W tym celu zastosowano model strefy kohezyjnej uwzględniając dodatkowe współczynniki redukcyjne.

Zastosowany sprzęt komputerowy i typ użytego systemu operacyjnego przedstawiono w tabeli 5.1.

Tabela 5.1 Typ sprzętu komputerowego

Sprzęt komputerowy	Typ
CPU	12th Gen Intel(R) Core(TM) i5-12500H 2.50 GHz
RAM	64 GB
System	64-bit operating system, x64-based processor

5.1. Podwójne połączenie zakładkowe (DLJ) – zniszczenie kohezyjne

5.1.1. Modele analityczne

Zniszczenie kohezyjne podwójnego zakładkowego połączenia klejonego (DLJ) można opisać między innymi za pomocą modelu de Bruyne'a i modelu Volkersena.

Model de Bruyne'a

W pracy (de Bruyne, 1944) autor przedstawił jedno z pierwszych podejść analitycznych opisujących zniszczenie kohezyjne DLJ, opisane również w pracach (Oplinger, 1994; Tsai i in., 1998). Podejście to zakłada, że:

- klej i elementy przylegające zachowują się jak ciała liniowo sprężyste,
- elementy klejone są poddawane równomiernemu rozciąganiu we wszystkich przekrojach,
- mimośrodowość obciążenia, która powoduje zginanie połączonych elementów, nie ma wpływu na rozkład naprężeń ścinających w połączeniu klejonym,
- uwzględniane jest odkształcenie sprężyste połączonych elementów.

Model ten można przedstawić za pomocą równań 5.1.-5.7:

$$\tau_c(x) = A * \sinh(\beta x) + B * \cosh(\beta x), \quad (5.1)$$

$$A = \frac{\beta c \tau_{avg}}{\cosh(\beta c)} \left[\frac{1 - \frac{E_2 t_2}{2 E_1 t_1}}{1 + \frac{E_2 t_2}{2 E_1 t_1}} \right], \quad (5.2)$$

$$B = \frac{\beta c \tau_{avg}}{\sinh(\beta c)}, \quad (5.3)$$

$$\beta = \alpha^2 \lambda^2, \quad (5.4)$$

$$\alpha^2 = \frac{1}{\left[1 + \frac{G_a}{T_a} \left(\frac{t_2}{6 G_2} + \frac{t_1}{3 G_1} \right) \right]}, \quad (5.5)$$

$$\lambda^2 = \frac{G_a}{T_a} \left(\frac{2}{E_2 t_2} + \frac{1}{E_1 t_1} \right), \quad (5.6)$$

$$\tau_{avg} = \frac{T}{4cw}, \quad (5.7)$$

gdzie:

$E_1, E_2, G_1, G_2, t_1, t_2$ – moduł Younga, moduł Kirchoffa oraz grubość i-tego elementu łączonego,

G_a, T_a – moduł Younga oraz grubość kleju,

$L_0 = 2c$ – długość zakładu,

τ_{avg} – średnie naprężenia ścinające w warstwie kleju,

T – siła rozciągająca,

w – szerokość połączenia klejonego.

Zmodyfikowany model Volkersen'a dla DLJ

Innym podejściem, które można zastosować dla przedstawionego problemu, może być model sprężysty Volkersena (Volkersen, 1938). Model ten jest powszechnie stosowany

dla pojedynczych połączeń zakładkowych (SLJ), pomimo faktu, że nie uwzględnia on momentu zginającego spowodowanego mimośrodowością obciążenia w SLJ. Autorzy pracy (Gonçalves i in., 2022) przedstawili zmodyfikowaną wersję modelu Volkersena, która została rozszerzona dla DLJ. Model ten można sformułować jako:

$$\tau = \frac{P}{bL_0} \frac{w}{2} \frac{\cosh(wX)}{\sinh\left(\frac{w}{2}\right)} + \left(\frac{t_1-t_2}{t_1+t_2}\right) \frac{w}{2} \frac{\sinh(wX)}{\cosh\left(\frac{w}{2}\right)}, \quad (5.8)$$

gdzie:

τ – naprężenia ścinające w warstwie kleju,

P – przyłożone obciążenie,

b – szerokość połączenia,

L_0 – długość zakładu,

t_1, t_2 – grubość elementów łączonych.

Dodatkowo, $X = \frac{x}{L_0}$ dla $-0.5 \leq X \leq 0.5$. Charakterystyczna odległość przy efekcie “shear-lag”, w , (Quispe Rodríguez i in., 2012) określona jest jako:

$$w = \sqrt{\frac{l^2}{Et_1t_a} \left(1 + \frac{t_1}{t_2}\right)}, \quad (5.9)$$

gdzie:

E – moduł Younga łączonych elementów,

t_a – grubość kleju.

5.1.2. Model numeryczny

W modelu numerycznym symulującym zniszczenie kohezyjne kluczowym zagadnieniem było właściwe określenie parametrów tkaniny i strefy kohezyjnej. Właściwości materiału tkaniny zostały pierwotnie zaczerpnięte z (Raza i in., 2020). Jednak wiele istotnych parametrów musiało zostać skalibrowanych podczas weryfikacji i walidacji modelu numerycznego.

Tkanina z włókna węglowego zdefiniowana została jako liniowo sprężysty materiał ortotropowy w warunkach płaskiego stanu naprężenia. Założono, że naprężenie w kierunku prostopadłym do płaszczyzny elementu σ_{33} jest równe zero. Zależność naprężenie-odkształcenie opisuje wzór:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E_1 & -\nu_{12}/E_1 & 0 \\ -\nu_{12}/E_1 & 1/E_2 & 0 \\ 0 & 0 & 1/G_{12} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} \quad (5.10)$$

Stal natomiast zdefiniowana została jako izotropowy materiał bi-liniowy sprężysto-plastyczny ze wzmocnieniem. Tabele 5.2 i 5.3 przedstawiają odpowiednio zaimplementowane właściwości tkaniny z włókna węglowego i stali.

Tabela 5.2 Zastosowane parametry tkaniny z włókna węglowego

Parametr	Wielkość	Jednostka
Gęstość	1,83e-9	t/mm ³
Moduł sprężystości podłużnej E1	220000	MPa
Moduł sprężystości podłużnej E2	15750	MPa
Podłużny i poprzeczny współczynnik Poissona	0.3	[-]
Moduł sprężystości poprzecznej G12	8730	MPa
Moduł sprężystości poprzecznej G13	11650	MPa
Moduł sprężystości poprzecznej G23	5615	MPa

Tabela 5.3 Zastosowane parametry stali

Parametr	Wielkość	Jednostka
Gęstość	7.85e-9	t/mm ³
Moduł sprężystości podłużnej E	200000	MPa
Podłużny i poprzeczny współczynnik Poissona	0.3	[-]

Model strefy kohezyjnej (ang. *Cohesive Zone Model* (CZM)) został zaimplementowany w komercyjnym programie ABAQUS. Ze względu na bardzo małą grubość kleju, w modelu numerycznym można było pominąć jej wpływ. Umożliwiło to przyjęcie powierzchni kohezyjnej (ang. *cohesive surface*), a jej zachowanie konstytutywne zdefiniowano za pomocą prawa kohezyjnego w trybie niesprężonym (ang. *uncoupled cohesive law*). Mechanizm zniszczenia kohezyjnego (ang. *cohesive behaviour*) zdefiniowano poprzez utworzenie zachowania trakcyjno-separacyjnego (ang. *traction-separation behaviour*) ze sprzężonymi (ang. *coupled*) wartościami sztywności, określonymi w poszczególnych kierunkach. Zachowanie inicjujące uszkodzenie (ang. *damage initiation behaviour*) zdefiniowano przy użyciu „quadratic traction criterion”. Ewolucja uszkodzeń (ang. *damage evolution*) została zdefiniowana jako kryterium energetyczne (ang. *energy type*) z wykładniczym zachowaniem mięknięcia (ang. *exponential softening behaviour*). Parametry początkowej macierzy sztywności określono zgodnie z danymi producenta.

$$K_{nn} = \frac{E_a}{T_a} = \frac{4500}{0,5} = 9000 \text{ N/mm}^3, \quad (5.11)$$

$$K_{ss} = K_{tt} = \frac{G_a}{T_a} = \frac{1730}{0,5} = 3460 \text{ N/mm}^3. \quad (5.12)$$

Zatem, początkową macierz sztywności można opisać jako:

$$K = \begin{bmatrix} K_{nn} & 0 & 0 \\ 0 & K_{ss} & 0 \\ 0 & 0 & K_{tt} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 9000 & 0 & 0 \\ 0 & 3460 & 0 \\ 0 & 0 & 3460 \end{bmatrix}. \quad (5.13)$$

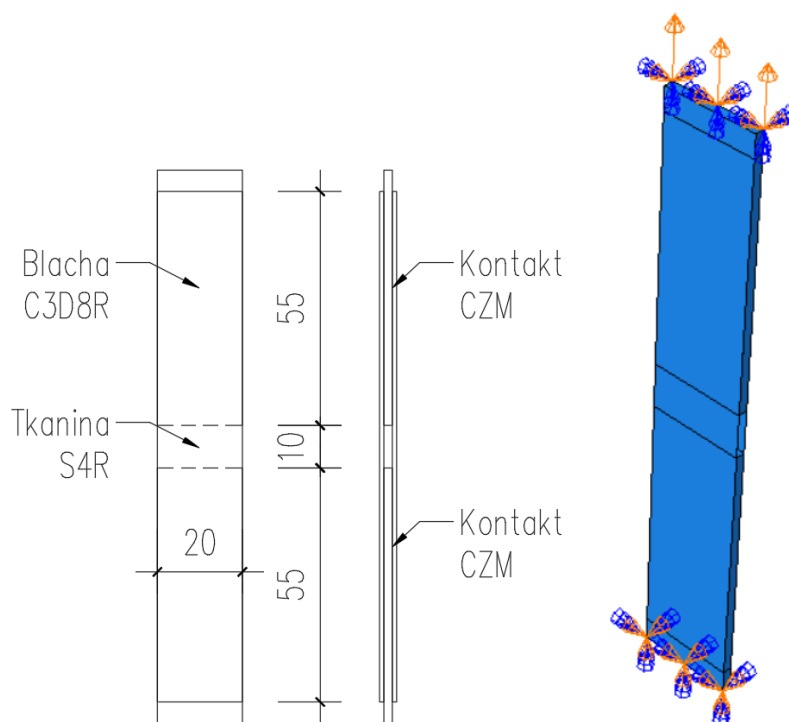
Parametry kryterium zniszczenia powierzchni kohezyjnej, takie jak maksymalne nominalne naprężenie we wszystkich kierunkach oraz energia pęknięcia, przedstawiono w tabeli 5.4.

Tabela 5.4 Parametry powierzchni kohezyjnej

Parametr	Wielkość	Jednostka
Maksymalne nominalne naprężenie we wszystkich kierunkach	30	MPa
Energia pęknięcia	6,5	N/mm

Obliczenia przeprowadzono przy użyciu ogólnej procedury statycznej uwzględniającej nieliniowość geometryczną i automatyczną stabilizację przy użyciu „dissipated energy fraction” równej 0,0002. Zaimplementowano “direct sparse solver”, a do rozwiązywania nieliniowych równań równowagi zastosowano metodę Newtona.

Przyjęte warunki brzegowe przedstawiono na rysunku 5.1. Na dolnej powierzchni pierwszego elementu stalowego wszystkie przemieszczenia i obroty zostały zablokowane. Podobnie na górnej powierzchni drugiego elementu stalowego przemieszczenia i obroty zostały zablokowane, z wyjątkiem przemieszczenia pionowego, którego wartość przyjęta do obliczeń wyniosła 1,4 mm, a jego zwrot był skierowany w górę.

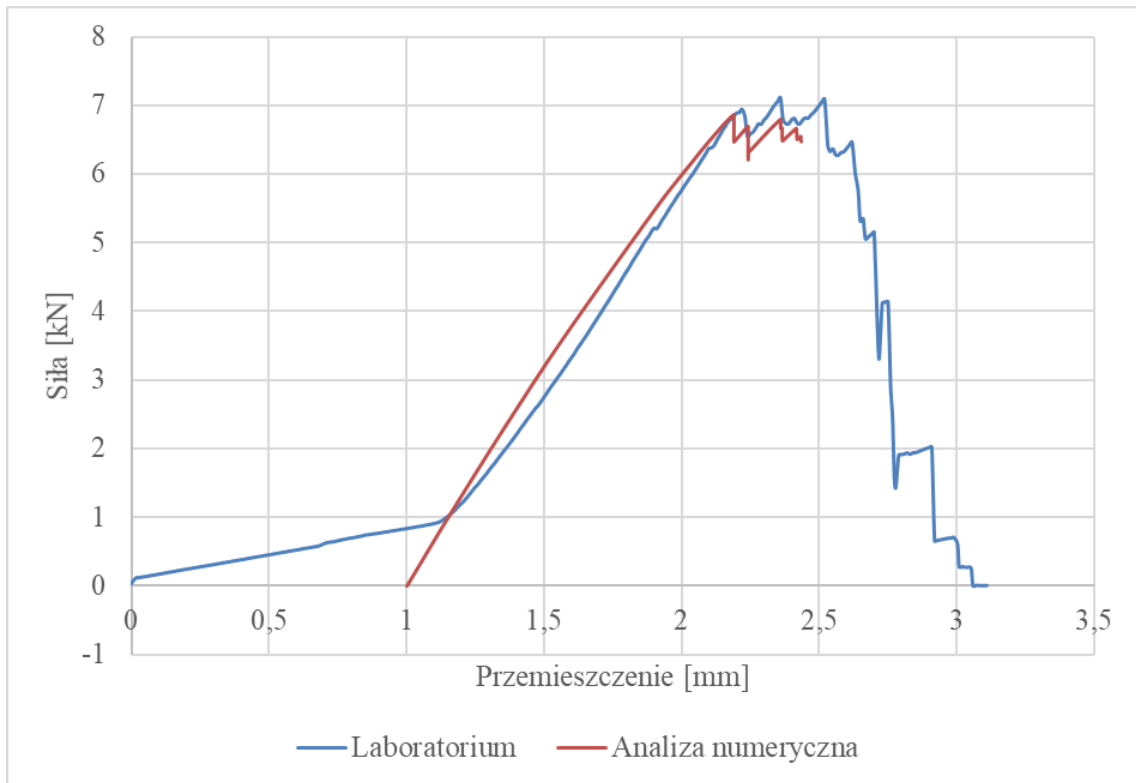


Rys. 5.1 Zastosowane warunki brzegowe w modelu MES – DLJ

Dla tkaniny z włókna węglowego zastosowano liniowe elementy powłokowe czworościenne typu S4R, a dla płyt stalowych liniowe elementy bryłowe sześciocienne typu C3D8R. Rozmiar siatki ES został ustalony na 0,5 mm. Model składał się z 57600 elementów i 69372 węzłów.

5.1.3. Porównanie wyników

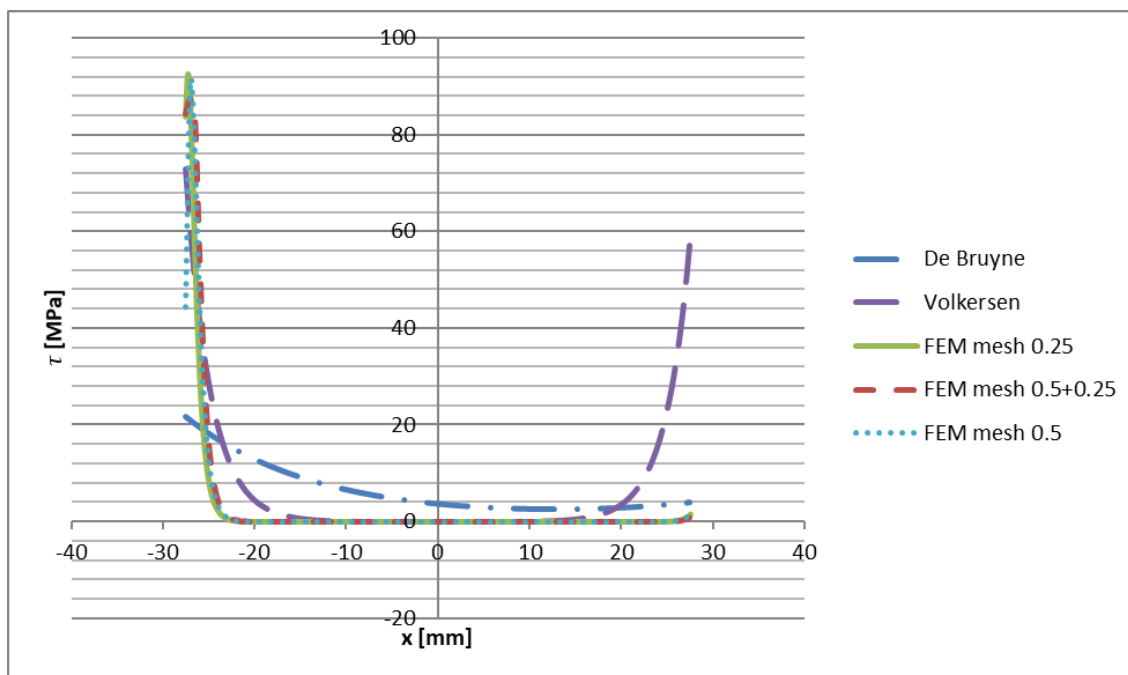
Na rysunku 5.2 przedstawiono wyniki analizy numerycznej, które porównano ze średnimi wartościami uzyskanymi z testów laboratoryjnych dla próbek SK1 (rys. 3.7). Można zauważyć, że model numeryczny dobrze odzwierciedla rzeczywiste zachowanie próbek, zaobserwowane podczas testów laboratoryjnych w zakresie od początku obciążenia do stanu granicznego (zależność siła-przemieszczenie).



Rys. 5.2 Zależności siła-przemieszczenie

Natomiast, po osiągnięciu punktu granicznego ścieżka równowagi urywa się z powodu braku zbieżności rozwiązania numerycznego. Ponadto w zakresie przemieszczeń od 0 do 1 mm można zauważyć rozbieżność między wynikami testów laboratoryjnych i numerycznych. Wynika to z braku uwzględnienia wstępnego modułu Younga tkaniny. Podsumowując, zaproponowany model numeryczny połączenia klejonego dobrze opisuje badania laboratoryjne w zakresie naprężeń rozciągających aż do osiągnięcia punktu granicznego. Jednak po przekroczeniu punktu granicznego model ten jest niewystarczający i wymaga dalszych poprawek i ulepszeń.

Korzystając z przedstawionych modeli analitycznych, a także modelu numerycznego, można opisać wartości naprężeń ścinających wzdłuż długości połączenia (rys. 5.3). Wszystkie wykresy przedstawione na tym rysunku zostały sporządzone dla maksymalnej wartości siły rozciągającej równej 7 kN. Można zauważyć, że gęstość siatki nie ma wpływu na wyniki uzyskane z modelu numerycznego. Stąd można sformułować wniosek, że opracowany model numeryczny jest niewrażliwy na wielkość siatki. Co więcej, jest on zgodny ze zmodyfikowanym modelem analitycznym Volkersena. Natomiast można zauważyć, że model de Bruyne'a znacznie się różni, dlatego nie może być stosowany do przewidywania wytrzymałości prezentowanego połączenia.



Rys. 5.3 Porównanie naprężeń ścinających wzdłuż długości zakładu dla modeli numerycznych o różnych rozmiarach siatki

5.1.4. Podsumowanie

W niniejszym podrozdziale przedstawiono model numeryczny podwójnego połączenia zakładkowego z zastosowaniem tkaniny z włókna węglowego i stali, którego weryfikacja i walidacja opierają się na wynikach testów laboratoryjnych. Właściwości materiałów zostały zaimplementowane w programie ABAQUS, przy czym parametry materiału tkaniny zostały początkowo zaczerpnięte z literatury, a następnie skalibrowane podczas walidacji modelu. W modelu numerycznym zastosowano model strefy kohezyjnej (CZM), w postaci powierzchni kohezyjnej. Obliczenia przeprowadzono przy użyciu procedury statycznej uwzględniającej nieliniowość geometryczną oraz stabilizację, a do rozwiązywania równań równowagi zastosowano metodę Newtona. Przeprowadzono również analizę naprężeń ścinających wzdłuż długości połączenia przy użyciu modeli analitycznych de Bruyne'a i zmodyfikowanego Volkersena.

Model numeryczny wykazuje wysoką zgodność z wynikami uzyskanymi z testów laboratoryjnych w zakresie naprężeń stycznych aż do momentu osiągnięcia punktu granicznego. Jednak po przekroczeniu tego punktu wymaga on dalszych modyfikacji. Na podstawie analizy naprężeń ścinających zaobserwowano, że różna gęstość siatki nie wpływa na uzyskane wyniki, co potwierdza wiarygodność zaproponowanego modelu numerycznego. Ponadto należy podkreślić, że wyniki otrzymane z modelu numerycznego i zmodyfikowanego modelu analitycznego Volkersena są porównywalne. Natomiast dla modelu de Bruyne'a znacząco się różnią. W związku z powyższym model de Bruyne'a

nie może być uznany za wiarygodny do przewidywania wytrzymałości badanego połączenia.

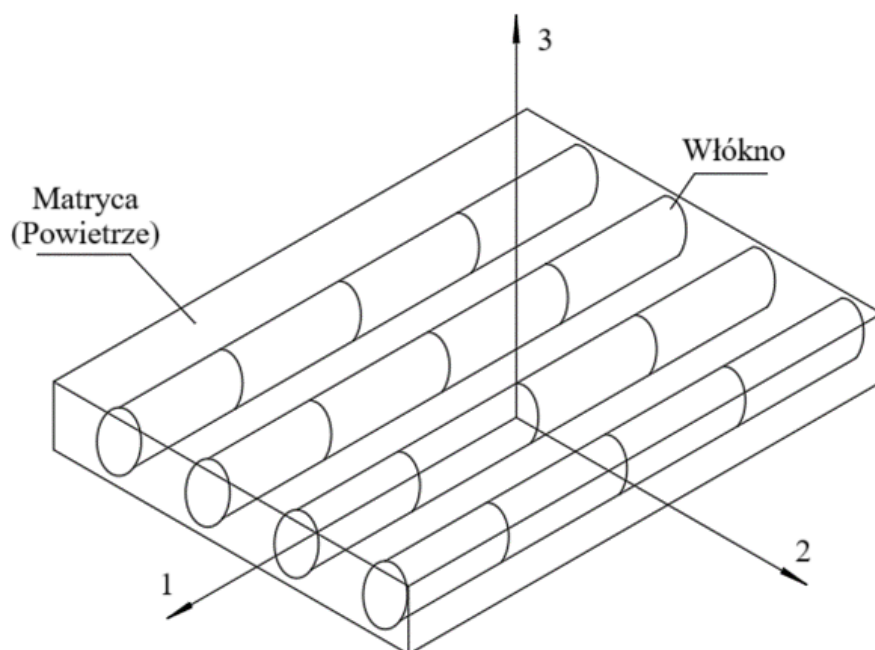
5.2. Pojedyncze połączenie zakładkowe – zerwanie tkaniny

5.2.1. Model numeryczny

W celu opracowania modelu numerycznego umożliwiającego symulację mechanizmu zerwania tkaniny zastosowano program ABAQUS. Właściwości sprężyste tkaniny z włókna węglowego przyjęto zgodnie z podrozdziałem 5.1. Zachowanie materiału tkaniny zostało zdefiniowane jako sprężyste, a model zniszczenia typu Hashin (Hashin & Rotem, 1973) został zaimplementowany w postaci opisu bi-liniowego. Model ten opiera się na kryteriach, które uwzględniają cztery różne mechanizmy inicjacji zniszczenia w postaci: zerwania włókien, zmiżdżenia włókien, rozerwania i zmiżdżenia matrycy. Ogólna koncepcja zniszczenia w jednokierunkowych laminach charakteryzuje się degradacją sztywności materiału. Ma to istotne znaczenie dla zrozumienia mechaniki kompozytów wzmacnianych włóknami. Wiele takich materiałów wykazuje charakterystykę sprężysto-kruchą, w szczególności inicjacja zniszczenia w tych materiałach następuje bez znacznego odkształcenia plastycznego. W związku z tym wpływ plastyczności można pominąć przy ocenie zachowania tych materiałów. Zakłada się, że włókna w kompozycie wzmacnianym są ułożone równolegle.

Na podstawie aktualnych raportów z badań dostępnych w literaturze można wyróżnić cztery mechanizmy zniszczenia: zerwanie włókien rozciąganych, wyboczenie i zmiżdżenie włókien ściskanych, poprzeczne pękanie matrycy wywołane rozciąganiem i ścinaniem oraz poprzeczne ściskanie i kruszenie matrycy wywołane ścinaniem. W analizie w programie ABAQUS wykorzystano kryteria inicjacji zniszczenia zaproponowane przez Hashina i Rotema (Hashin & Rotem, 1973) oraz Hashina (Hashin, 1980), które wyrażają powierzchnię zniszczenia w przestrzeni naprężeń efektywnych. W tym modelu wytrzymałość wzdłużna została przyjęta na podstawie danych producenta, a pozostałe parametry zostały zidentyfikowane podczas weryfikacji i walidacji modelu na podstawie testów laboratoryjnych.

Po homogenizacji tkaniny założono, że włókna są zawarte w matrycy, jak określono w modelu Hashina, z właściwościami materiału podanymi w tabeli 5.5. Należy jednak zauważyć, że w tej analizie matryca została zamodelowana jako powietrze (rysunek 5.4).



Rys. 5.4 Anizotropowy model zniszczenia ABAQUS
(Matzenmiller i in., 1995; Hashin & Rotem, 1973; Hashin, 1980; Camanho & Davila, 2002).

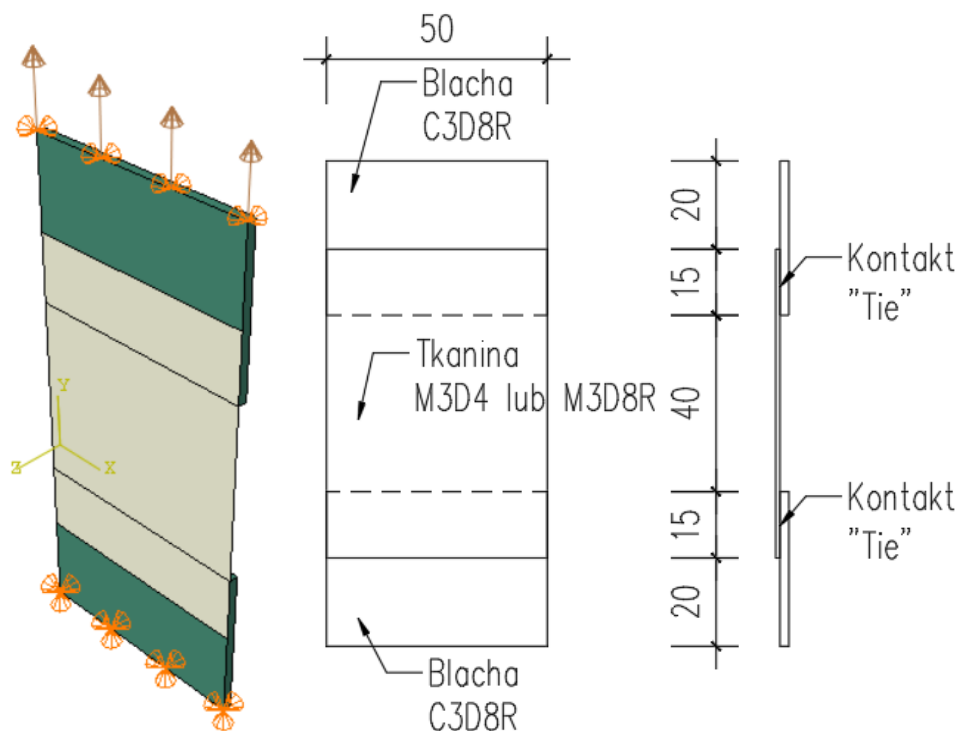
Tabela 5.5 Tkanina węglowa – parametry modelu zniszczenia Hashin.

Parametr	Wielkość	Jednostka
Podłużna wytrzymałość na rozciąganie	3200	MPa
Podłużna wytrzymałość na ściskanie	3200	MPa
Poprzeczna wytrzymałość na rozciąganie	5	MPa
Poprzeczna wytrzymałość na ściskanie	5	MPa
Podłużna wytrzymałość na ścinanie	5	MPa
Poprzeczna wytrzymałość na ścinanie	5	MPa
Energia pęknięcia	0.01	N/mm

Biorąc pod uwagę, że matrycą w zaproponowanym modelu numerycznym było powietrze, charakterystyka poprzeczna powinna być równa 0 co skutkowałoby, że nośność tkaniny będzie dążyć do nieskończoności. Z tego powodu charakterystyki te muszą być jak najmniejsze, konieczne jest jednak zweryfikowanie modelu na podstawie wyników laboratoryjnych. Wartość parametrów została zdefiniowana jako 5 MPa, co stanowiło 0,16% wytrzymałości podłużnej 3200 MPa.

Obliczenia numeryczne przeprowadzono przy użyciu analizy dynamicznej typu „implicit”, z uwzględnieniem nieliniowości geometrycznej. Proces realizowano w czasie 200 s tak, aby wiernie odwzorować warunki eksperymentu laboratoryjnego. Obciążenie rozciągające zostało wymuszone przemieszczeniowo, a prędkość przemieszczenia wynosiła 0,01 mm/s. Zastosowane warunki brzegowe przedstawiono na rysunku 5.5. Na dolnej krawędzi wszystkie przemieszczenia zostały zablokowane. Podobnie na górnej krawędzi przemieszczenia zostały zablokowane, z wyjątkiem przemieszczenia

pionowego. Pomiędzy powierzchniami blachy i tkaniny zastosowano połączenie typu „tie”.



Rys. 5.5 Zastosowane warunki brzegowe.

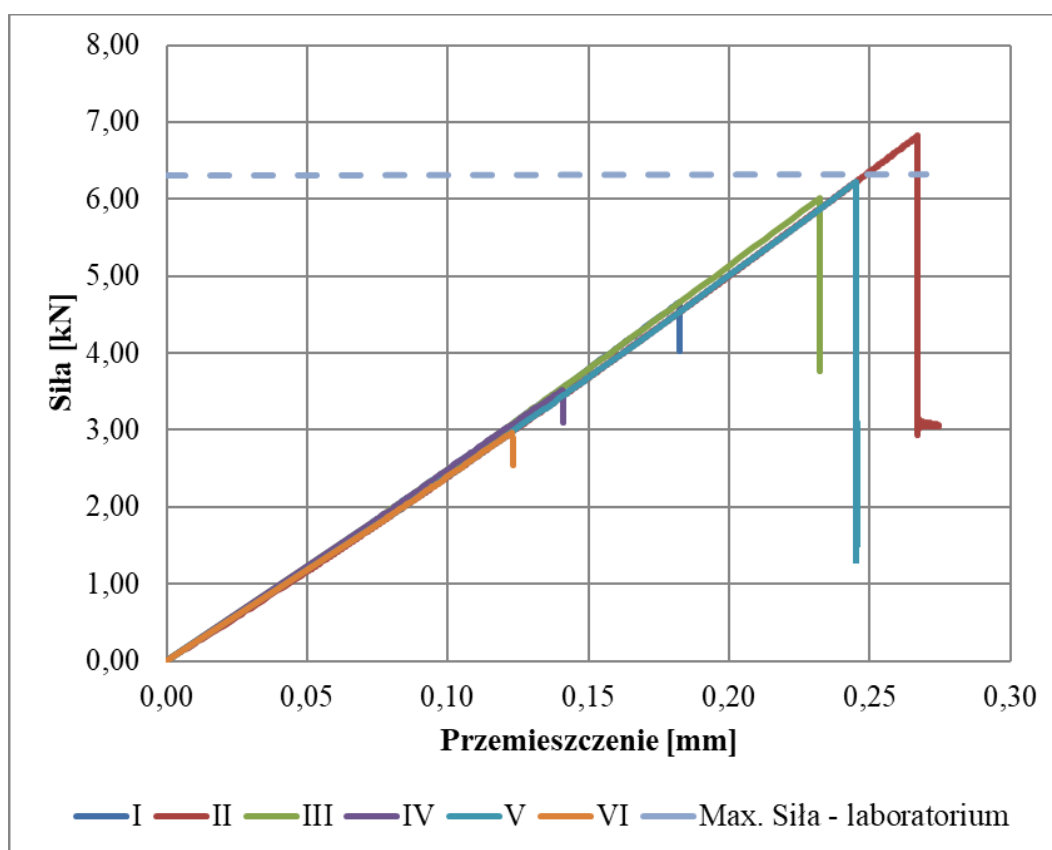
Dla tkaniny z włókna węglowego zastosowano liniowe elementy membranowe czworoscienne typu M3D4 albo wykładnicze elementy membranowe czworoscienne ze zredukowanym całkowaniem typu M3D8R, a dla płyt stalowych liniowe elementy bryłowe sześcioscienne typu C3D8R. W celu weryfikacji niezawodności modelu numerycznego przeprowadzono rozszerzoną analizę wrażliwości siatki elementów skończonych z równoczesną kalibracją parametrów materiału biorąc pod uwagę definicję zniszczenia Hashin. Poszczególne przypadki podsumowano w tabeli 5.6.

Tabela 5.6 Analiza wrażliwości siatki MES

Przypadek	Element skończony tkaniny	Element skończony blachy	Liczba elementów	Liczba węzłów	Parametry zniszczenia typu Hashin [MPa]	Całkowity czas pracy CPU [s]
I	Linear quadrilateral M3D4	Linear hexahedral C3D8R	70,000	85,951	3	2.92E+05
II	Linear quadrilateral M3D4	Linear hexahedral C3D8R	10,500	14,637	3	9.49E+03
III	Linear quadrilateral M3D4	Linear hexahedral C3D8R	70,000	85,951	5	2.75E+05

IV	Linear quadrilateral M3D4	Linear hexahedral C3D8R	112,000	128,191	5	4.04E+05
V	Quadratic quadrilateral M3D8R	Linear hexahedral C3D8R	10,500	21,757	5	1.45E+04
VI	Quadratic quadrilateral M3D8R	Linear hexahedral C3D8R	21,000	53,497	5	4.17E+04

Na rysunku 5.6 przedstawiono porównanie ścieżek równowagi uzyskanych dla poszczególnych przypadków (I-VI). Uzyskane wyniki wykazały, że przyjęty model tkaniny charakteryzuje się dużą wrażliwością na gęstość siatki elementów skończonych, wymuszając tym samym odpowiednią kalibrację parametrów materiałowych Hashin. Należy podkreślić, że ze względu na ograniczenia mocy obliczeniowej komputera nie było możliwe określenie siatki na tyle małej, aby nie wpływała ona na wynik obliczeń. Dlatego też do dalszych obliczeń przyjęto element skończony o najmniejszym możliwym wymiarze równym 0,25 mm i z parametrami materiałowymi Hashin równymi 5 MPa.



Rys. 5.6 Określenie wpływu gęstości siatki elementów skończonych.

5.2.2. Podsumowanie

W podrozdziale 5.2 przedstawiono model numeryczny, opracowany w programie ABAQUS, pojedynczego połączenia zakładkowego, który umożliwił symulowanie mechanizmu zerwania tkaniny z włókna węglowego. W analizach numerycznych przyjęto sprężyste właściwości tkaniny z włókna węglowego, które zostały określone na podstawie danych z podrozdziału 5.1. i zestawione w tabeli 5.2. Zastosowano model zniszczenia typu Hashin, oparty na bi-liniowych kryteriach inicjacji zniszczenia, które uwzględniają cztery główne mechanizmy: zerwanie włókien, zmiażdżenie włókien, rozerwanie matrycy i zmiażdżenie matrycy. Model ten charakteryzuje się degradacją sztywności materiału, co jest kluczowe w analizie zachowania kompozytów włóknistych.

Założono, że w kompozycie włókna węglowe są ułożone równolegle, a matryca została zamodelowana jako powietrze, co miało na celu uproszczenie analizy. Właściwości materiału zostały określone na podstawie dostępnych danych literaturowych i wyników uzyskanych z własnych badań eksperymentalnych, z uwzględnieniem parametrów takich jak wytrzymałość na rozciąganie, ściskanie oraz ścinanie tkaniny, które zostały przedstawione w tabeli 5.5. Ponadto, analiza uwzględniała wpływ gęstości siatki elementów skończonych, który okazał się istotny dla wyników obliczeń numerycznych.

Symulacja numeryczna została przeprowadzona w ramach analizy dynamicznej typu „implicit”, z uwzględnieniem nieliniowości geometrycznej i czasie trwania symulacji wynoszącym 200 sekund. Warunki brzegowe zostały odpowiednio zdefiniowane, z blokadą przemieszczeń na dolnej krawędzi oraz z ograniczeniem przemieszczenia na górnej krawędzi, z wyjątkiem przemieszczenia pionowego wymuszającego rozciąganie. Zastosowano również połączenie typu „tie” pomiędzy powierzchniami tkaniny a stałą.

W wyniku analizy wrażliwości siatki elementów skończonych wykazano, że model jest wrażliwy na gęstość siatki, szczególnie przy mniejszych jej gęstościach, gdzie inicjacja zniszczenia następowała szybciej. W związku z tym, niezbędnym było dostosowanie gęstości siatki modelu, aby zapewnić zgodność wyników obliczeń z eksperymentem. Najmniejszy testowany element skończony miał wymiar 0,25 mm, co stanowiło granicę wydajności obliczeniowej komputera.

5.3. Pojedyncze połączenie zakładkowe – zniszczenie adhezyjne

5.3.1. Model numeryczny

W praktyce inżynierskiej przyjmuje się, że zniszczenie połączenia nie powinno mieć charakteru adhezyjnego. Dlatego też, aby zapobiec zniszczeniu adhezyjnemu, konieczne jest odpowiednie przygotowanie powierzchni łączonych elementów. Z drugiej strony, powszechnie znany model strefy kohezyjnej (CZM), jak sama nazwa wskazuje, pozwala na symulację zniszczenia kohezyjnego, tj. takiego, w którym pęknięcie rozwija się w warstwie kleju. Bazując na CZM autorzy artykułu (Dybizbański i in., 2024) podjęli próbę

opracowania modelu, który odpowiadałby zniszczeniu adhezyjnemu na granicy klej-stal zaobserwowanemu w laboratorium. W tym celu w programie ABAQUS zastosowali oni sprzężony (ang. *coupled*) CZM. Biorąc pod uwagę niezwykle cienką warstwę kleju, pominięto lokalne efekty wewnątrz warstwy. Wykorzystano zachowanie kohezyjne oparte na powierzchni (ang. *cohesive surface*), charakteryzujące się prawem kohezji w trybie mieszanym (ang. *mixed-mode cohesive law*), wykorzystującym kryterium określone funkcją wykładniczą (ang. *power law criterion*). Należy podkreślić, że tryb mieszany obejmuje sprzężenie I trybu obciążenia z trybami II i III. W opracowanym modelu zdefiniowano zniszczenie adhezyjne poprzez zdefiniowanie zachowania trakcyjno-separacyjnego ze sprzężonymi i określonymi współczynnikami sztywności. „Quadratic traction criterion” zostało użyte do zdefiniowania kryterium inicjacji zniszczenia z liniowym osłabieniem (ang. *softening behaviour*). Zachowanie to zostało opisane przy pomocy energii pęknięcia. Możemy scharakteryzować początkową macierz sztywności w następujący sposób:

$$K = \begin{bmatrix} K_{nn} & 0 & 0 \\ 0 & K_{ss} & 0 \\ 0 & 0 & K_{tt} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 90 & 0 & 0 \\ 0 & 35 & 0 \\ 0 & 0 & 35 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \text{MPa} \\ \text{mm} \end{bmatrix}, \quad (5.14)$$

gdzie K_{nn} , K_{ss} i K_{tt} są sztywnościami sprężystymi odpowiednio w kierunku normalnym i dwóch kierunkach ścinania. K_{nn} jest równe początkowemu nachyleniu modelu trakcji-separacji dla trybu I i może być opisane w następujący sposób:

$$K_{nn} = \alpha \frac{E_a}{T_a}, \quad (5.15)$$

gdzie:

α – parametr korekcyjny zaproponowany w celu zbliżenia mechanizmu zniszczenia do zaobserwowanego w laboratorium, $\alpha = 0,01 [-]$,

E_a – moduł sprężystości kleju, $E_a = 4500 \text{ MPa}$,

T_a – grubość kleju, $T_a = 0,5 \text{ mm}$.

Zarówno K_{ss} , jak i K_{tt} są takie same i są równe początkowemu nachyleniu modelu trakcji-separacji dla obciążenia w trybie II i można je opisać w następujący sposób:

$$K_{ss} = K_{tt} = \alpha \frac{G_a}{T_a}, \quad (5.16)$$

gdzie:

α – parametr korekcyjny zaproponowany w celu zbliżenia mechanizmu zniszczenia do zaobserwowanego w laboratorium, $\alpha = 0,01 [-]$,

G_a – moduł sprężystości poprzecznej kleju, $G_a = 1730 \text{ MPa}$,

T_a – grubość kleju, $T_a = 0,5$ mm.

Założono, że przygotowanie powierzchni, które wpływa na uszkodzenie kleju, ma taki sam wpływ na sztywności sprężyste we wszystkich kierunkach. Z tego powodu parametr redukcji α we wzorach 5.15 i 5.16 jest taki sam. Zmniejszenie sztywności ma na celu symulację równomiernego rozkładu naprężeń wzdłuż długości skleiny, a w konsekwencji umożliwienie modelowania nagłego rozwoju uszkodzenia połączenia. Właściwości uszkodzenia powierzchni kohezyjnej przedstawiono w tabeli 5.7. Jak wspomniano, CZM odnosi się do uszkodzenia wewnątrz kleju. Aby zasymulować uszkodzenie adhezyjne kleju, zaproponowano parametr korekcyjny $\beta = 0,2$ [–]. Maksymalne naprężenie nominalne we wszystkich kierunkach zdefiniowano w następujący sposób:

$$t_n = t_s = t_t = \beta R, \quad (5.17)$$

gdzie:

t_n, t_s, t_t – normalne i ścinające naprężenia w każdym kierunku,

R – wytrzymałość kleju na rozciąganie podana przez producenta, $R = 30$ MPa.

Tabela 5.7 Właściwości powierzchni kohezyjnej

Parametr	Wielkość	Jednostka
Maksymalne nominalne naprężenie we wszystkich kierunkach	6	MPa
Energia pęknięcia dla I trybu zniszczenia	0.01	N/mm
Energia pęknięcia dla II i III trybu zniszczenia	3.8	N/mm
Wykładnik potęgowy	1	-

Obliczenia przeprowadzono przy użyciu procedury dynamicznej typu „implicit” uwzględniającej nieliniowość geometryczną i czas 200 s. Warunki brzegowe i przyjęte właściwości materiału przedstawiono w podrozdziale 5.2. W tym przypadku nie zaobserwowano zerwania tkaniny, dlatego nie zdefiniowano parametrów zniszczenia typu Hashin.

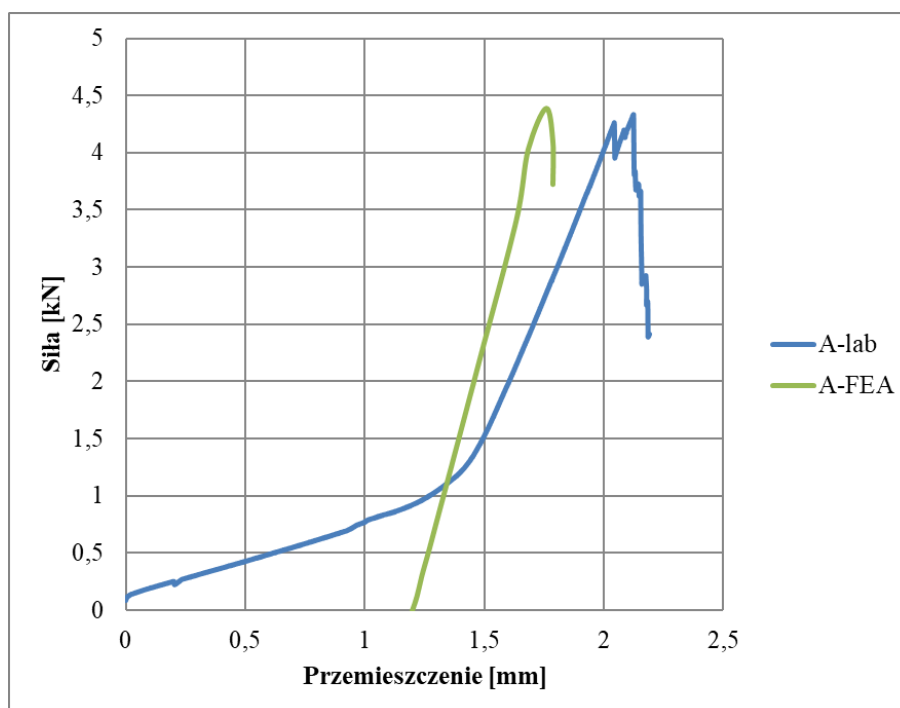
W przypadku tkaniny z włókna węglowego zastosowano liniowe czworościenne elementy membranowe typu M3D4, a w przypadku blach stalowych zastosowano liniowe elementy sześciocienne typu C3D8R. Rozmiar siatki elementów skończonych ustawiony na 0,4 mm składał się z 131 875 elementów i 156 744 węzłów.

5.3.2. Porównanie wyników

W przypadku opracowanego modelu połączenia adhezyjnego gęstość siatki nie miała znaczącego wpływu na uzyskane wyniki. Zostało to potwierdzone poprzez przeprowadzenie analizy wrażliwości modelu na wielkość siatki. Do obliczeń przyjęto

pięć punktów całkowania na grubości blachy stalowej oraz rozmiar siatki równy 0,4 mm. Dla mniejszej wartości siatki (0,3 mm) wykres siła-przemieszczenie pokrywał się z wykresem bazowym (0,4 mm). Można zatem stwierdzić, że przedstawiony model nie był wrażliwy na gęstość siatki.

Całkowity czas pracy procesora dla modelu z siatką o rozmiarze 0,4 mm wyniósł $4,18E+03$ s. Wartość maksymalnej siły była zbliżona do wartości uzyskanej w laboratorium (rysunek 5.7). Kąt nachylenia odcinka prostego do osi odciętych nie przekraczał $82,6^\circ$ dla modelu numerycznego, a w przypadku badań laboratoryjnych nie przekraczał $78,7^\circ$. Zatem błąd względny był mniejszy niż 5%, co można uznać za zadowalającą zgodność.



Rys. 5.7 Sprawdzenie modelu numerycznego.

Należy jednak zwrócić uwagę na fakt, że model numeryczny nie uwzględnia wstępnego modułu Young'a tkaniny. Stąd wynika różnica nachylenia krzywych w początkowej fazie wykresu, czyli do wartości siły około 1 kN.

5.3.3. Podsumowanie

W podrozdziale omówiono model numeryczny pojedynczego połączenia zakładkowego (SLJ), który umożliwia symulację zniszczenia adhezyjnego na granicy klej-stal, zgodnie z obserwacjami poczynionymi w laboratorium. Program ABAQUS został użyty do implementacji tego modelu, w którym pominięto efekty wewnętrzne w warstwie kleju. W tym modelu zastosowano prawo kohezji w trybie mieszanym. Model uwzględniał sztywności sprężyste w trzech kierunkach: normalnym oraz dwóch kierunkach ścinania.

Zmniejszenie sztywności miało na celu odwzorowanie równomiernego rozkładu naprężeń wzdłuż długości kleju oraz symulację nagłego rozwoju uszkodzenia połączenia. Obliczenia zostały przeprowadzone przy użyciu procedury dynamicznej typu „implicit”, z uwzględnieniem nieliniowości geometrycznej, w czasie 200 s. Warunki brzegowe oraz właściwości materiału, takie jak te zastosowane w podrozdziale 5.2, zostały uwzględnione w tym modelu. W przypadku tkaniny z włókna węglowego użyto czworościennych elementów membranowych M3D4, a w przypadku blachy stalowej zastosowano elementy sześciocienne C3D8R. Siatka elementów skończonych o rozmiarze 0,4 mm została uznana za odpowiednią, ponieważ zmiana jej wielkości nie miała istotnego wpływu na uzyskane wyniki, co jest korzystne z punktu widzenia praktyki inżynierskiej. Wartości uzyskane z analizy numerycznej były zbliżone do wyników uzyskanych w laboratorium, co potwierdza skuteczność i poprawność zaproponowanego modelu.

5.4. Wnioski

W niniejszym rozdziale przedstawiono analizę teoretyczną połączeń klejonych, w ramach której opracowano i zweryfikowano trzy odrębne modele numeryczne w programie ABAQUS. Celem tych analiz było wyznaczenie parametrów materiałowych dla każdego z trzech zaobserwowanych w badaniach laboratoryjnych mechanizmów zniszczenia: kohezyjnego, zerwania tkaniny oraz adhezyjnego.

Pierwszy z opracowanych modeli, dotyczący podwójnego połączenia zakładkowego (DLJ), wykorzystywał Model Strefy Kohezyjnej (CZM) do symulacji zniszczenia kohezyjnego. Model ten wykazał wysoką zgodność z wynikami badań laboratoryjnych oraz zmodyfikowanym analitycznym modelem Volkersena aż do osiągnięcia nośności granicznej. Co istotne, model ten okazał się niezależny od gęstości siatki elementów skończonych.

Podobną metodykę, opartą na prawie kohezji w trybie mieszanym, zastosowano do symulacji zniszczenia adhezyjnego w połączeniach zakładkowych pojedynczych (SLJ). Poprzez wprowadzenie odpowiednich współczynników redukcyjnych, udało się skutecznie zamodelować zniszczenie na granicy faz klej-stal, uzyskując wyniki zgodne z eksperymentem i również niewrażliwe na zagęszczenie siatki.

Do symulacji trzeciego mechanizmu, zerwania tkaniny, wykorzystano natomiast model zniszczenia typu Hashin dla materiałów anizotropowych. W tym przypadku analiza wykazała dużą wrażliwość wyników na gęstość siatki elementów skończonych, co wymusiło konieczność kalibracji modelu przy bardzo drobnym podziale (0,25 mm), stanowiącym granicę wydajności obliczeniowej.

Podsumowując, w ramach przeprowadzonych analiz numerycznych udało się z powodzeniem opracować i skalibrować modele zdolne do symulowania wszystkich trzech mechanizmów zniszczenia.

6. ANALIZA NUMERYCZNA BELEK

Niniejszy rozdział poświęcony jest analizom numerycznym belek cienkościennych $\Sigma 200 \times 70 \times 2$. Analizy te odzwierciedlają badania laboratoryjne przeprowadzone na belkach wysokich, w przypadku których zaproponowany sposób wzmocnienia miał korzystny wpływ na nośność belek oraz na redukcję przemieszczeń (podrozdział 4.9).

6.1. Model numeryczny belki referencyjnej i wzmocnionej

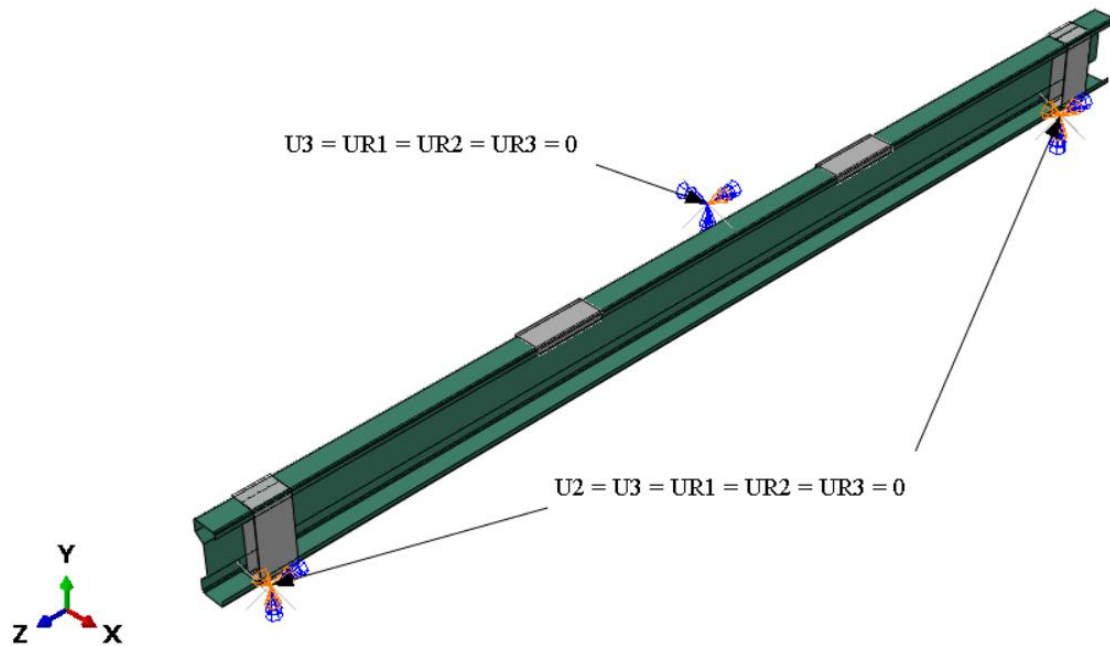
Model numeryczny MES opracowano w programie Abaqus przyjmując geometrię w sposób wiernie odzwierciedlający warunki laboratoryjne. Belka została zdefiniowana przy użyciu czterowęzłowych odkształcalnych elementów powłokowych z liniową funkcją kształtu i ze zredukowanym całkowaniem (oznaczonymi jako S4R). Podpory, przepony i podkładki zostały zdefiniowane przy użyciu czterowęzłowych dwuwymiarowych sztywnych elementów czworobocznych (oznaczonych jako R3D4). Model materiałowy stali został zdefiniowany za pomocą parametrów wytrzymałościowych uzyskanych na podstawie testów laboratoryjnych (moduł sprężystości, granica plastyczności i wytrzymałość na rozciąganie). Model został zdefiniowany jako bi-liniowy z uwzględnieniem zachowania sprężysto-plastycznego ze wzmocnieniem. Średnie wartości charakterystyk wytrzymałościowych stali przedstawiono w tabeli 6.1.

Tabela 6.1 Parametry materiałowe stali

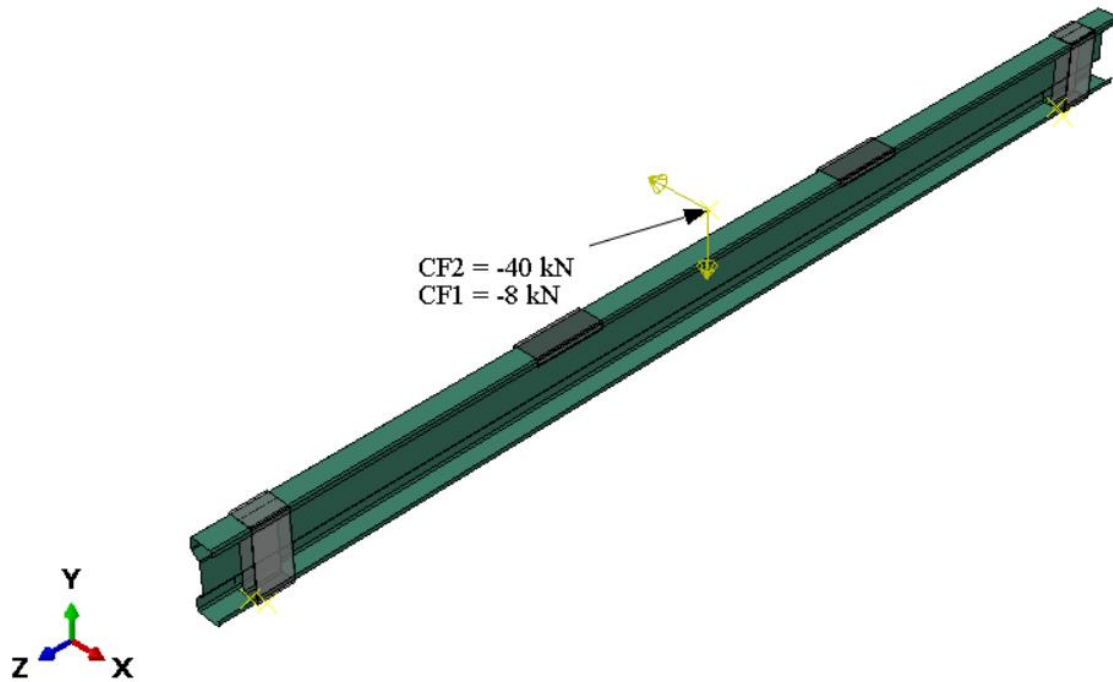
Parametr	Wielkość	Jednostka
Moduł sprężystości	176130	MPa
Podłużny i poprzeczny współczynnik Poissona	0,3	[-]
Granica plastyczności	394,03	MPa
Wytrzymałość na rozciąganie (przy odkształceniu jednostkowym 0,1448)	488,7	MPa

Do prowadzenia analizy numerycznej użyto procedury dynamicznej typu „implicit” z uwzględnieniem nieliniowości geometrycznych. Czas analizy przyjęto jako 1800 s, który jest przybliżoną wartością czasu trwania testu laboratoryjnego dla jednej belki. Przy obliczeniach wykorzystano metodę Newtona. Interakcja między wszystkimi elementami została zdefiniowana jako ogólny kontakt (*ang. general contact*) przy użyciu „twardego” zachowania normalnego (*ang. „hard” contact normal behaviour*) i zachowania stycznego ze współczynnikiem tarcia 0,1. Odpowiedź mechaniczna belki została wymuszona poprzez zdefiniowanie pionowej siły skupionej równej 40000 N skierowanej w dół. Dodatkowo, w celu uwzględnienia niedoskonałości geometrycznych belki, zastosowano równoważną siłę poziomą o wartości 8000 N. Pozioma siła równoważna odpowiada imperfekcji łukowej belki równej 11,8 mm, co zaobserwowano również na skanach 3D testów laboratoryjnych. Warunki brzegowe i obciążenia zostały zdefiniowane w odpowiednich punktach odniesienia (rys. 6.1-6.2). Rozmiar siatki dla

wszystkich części został ustawiony na 10 mm. Mniejsza siatka nie miała wpływu na wynik obliczeń. Na rysunkach 6.1 i 6.2 oznaczenia U_1 , U_2 i U_3 odnoszą się do przemieszczeń w kierunkach osi OX , OY i OZ odpowiednio. Analogicznie oznaczenia UR_1 , UR_2 i UR_3 odnoszą się do obrotów względem odpowiednich osi. Oznaczenia CF_1 i CF_2 odnoszą się do sił skupionych o kierunku zgodnym z osiami OX i OY odpowiednio.



Rys. 6.1 Warunki brzegowe.



Rys. 6.2 Przyłożone obciążenie.

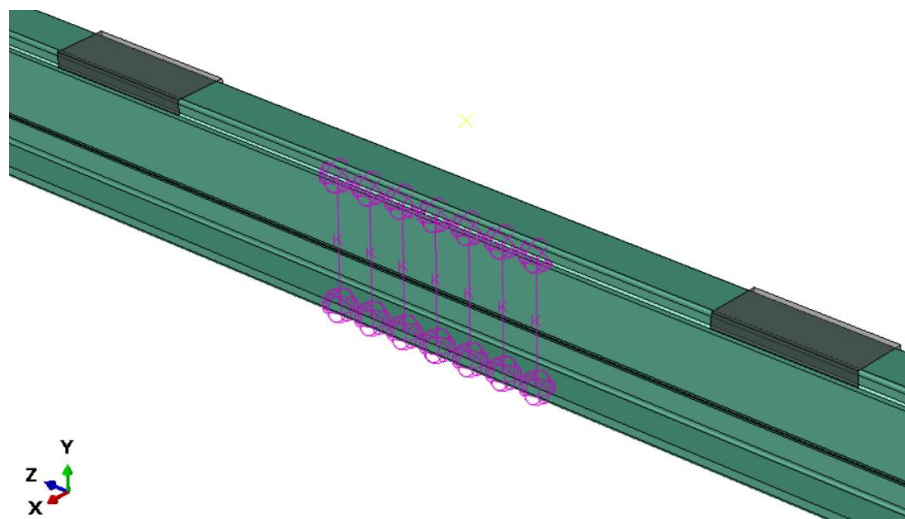
Wzmocnienie zostało zdefiniowane za pomocą sprężyn o zachowaniu nieliniowym o rozstawie 50 mm (rys. 6.3). Zachowanie sprężyny określono z wykorzystaniem wartości charakterystycznych deklarowanych przez producenta. Sztywność K_R każdej sprężyny została określona równaniem (6.1.), gdzie: E – moduł sprężystości tkaniny ($E = 220$ GPa); A – pole przekroju tkaniny pojedynczej sprężyny ($A = 0,129 * 50 = 6,45$ mm²); ΔL – maksymalne wydłużenie tkaniny przed zerwaniem ($0,0135 * 168 = 2,268$ mm).

$$K_R = \frac{EA}{\Delta L}. \quad (6.1)$$

Po podstawieniu odpowiednich wartości otrzymano:

$$K_R = \frac{220000 * (0,129 * 50)}{0,0135 * 168} = 625661 \text{ N/mm}. \quad (6.2)$$

W przypadku ściskania sprężyny jej sztywność była równa 0 N/mm, natomiast w przypadku rozciągania 625661 N/mm.



Rys. 6.3 Zastosowane wzmocnienie – sprężyny nieliniowe.

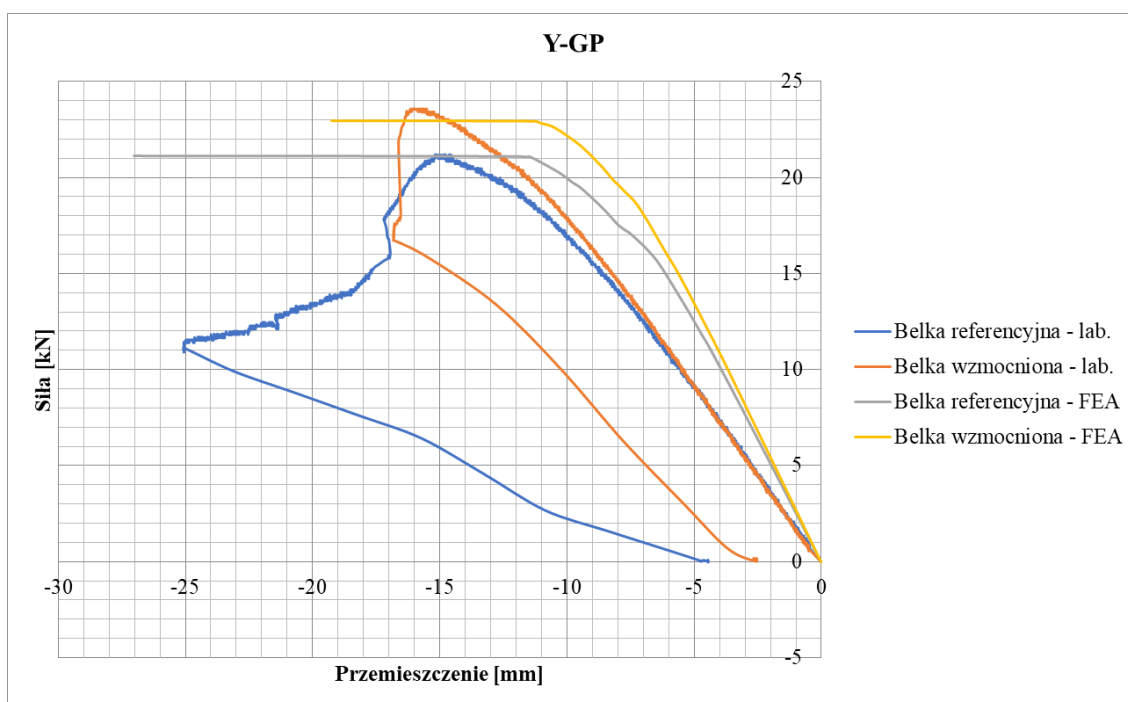
6.2. Porównanie wyników

Przeprowadzono szczegółową analizę porównawczą uzyskanych wyników z modeli numerycznych i badań laboratoryjnych. W tym celu z pól przemieszczeń pionowych i poziomych, uzyskanych za pomocą systemu ARAMIS, wybrano cztery punkty w płaszczyznach przyłożonych sił (Y-GL, Y-DL, Y-GP, Y-DP) oraz trzy z pól przemieszczeń poziomych w środku rozpiętości belki (Z-G, Z-S, Z-D) (rys. 6.4).

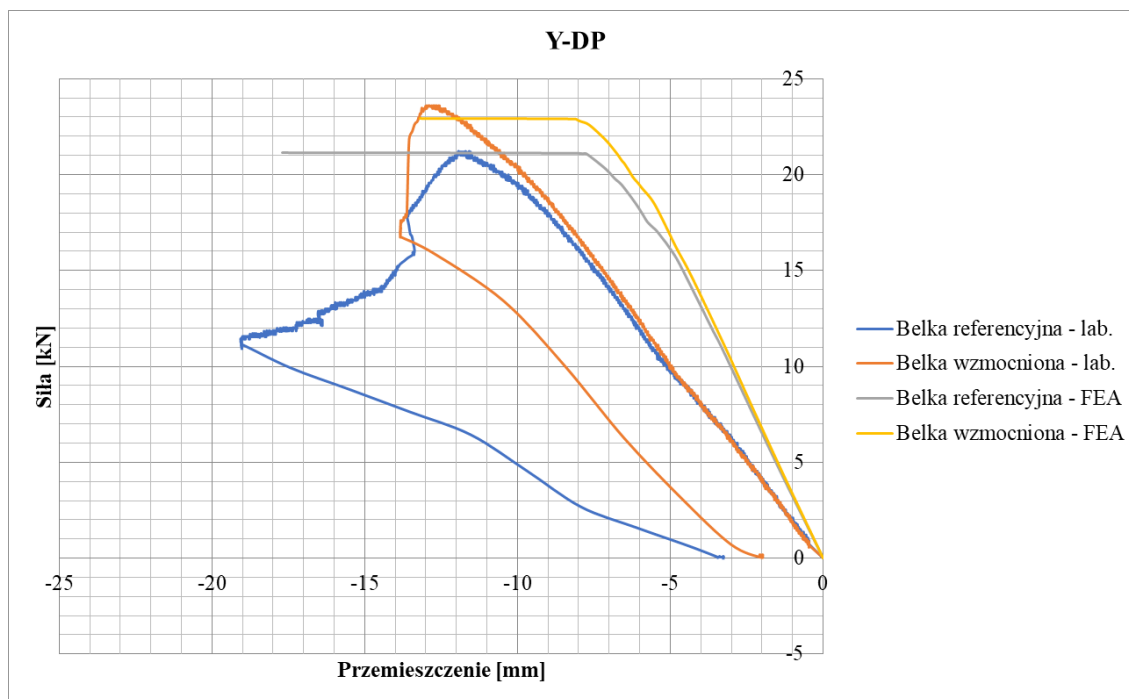
Rys. 6.4 Lokalizacja punktów na powierzchni środnika dla belek $\Sigma 200 \times 70 \times 2$

Na rysunkach 6.5-6.8 przedstawiono wybrane zależności siła-przemieszczenie, uwzględniając zarówno przemieszczenia pionowe, jak i poziome. Dla maksymalnej wartości siły, różnica względna pomiędzy wynikami uzyskanymi w badaniach laboratoryjnych a wynikami z modelu numerycznego wynosi około 0,2% dla belki referencyjnej oraz 2,3% dla belki wzmocnionej. W odniesieniu do przemieszczeń pionowych, w punkcie przy górnej półce, przy maksymalnej sile, różnica względna wynosiła około 29% dla belki referencyjnej i około 45% dla belki wzmocnionej.

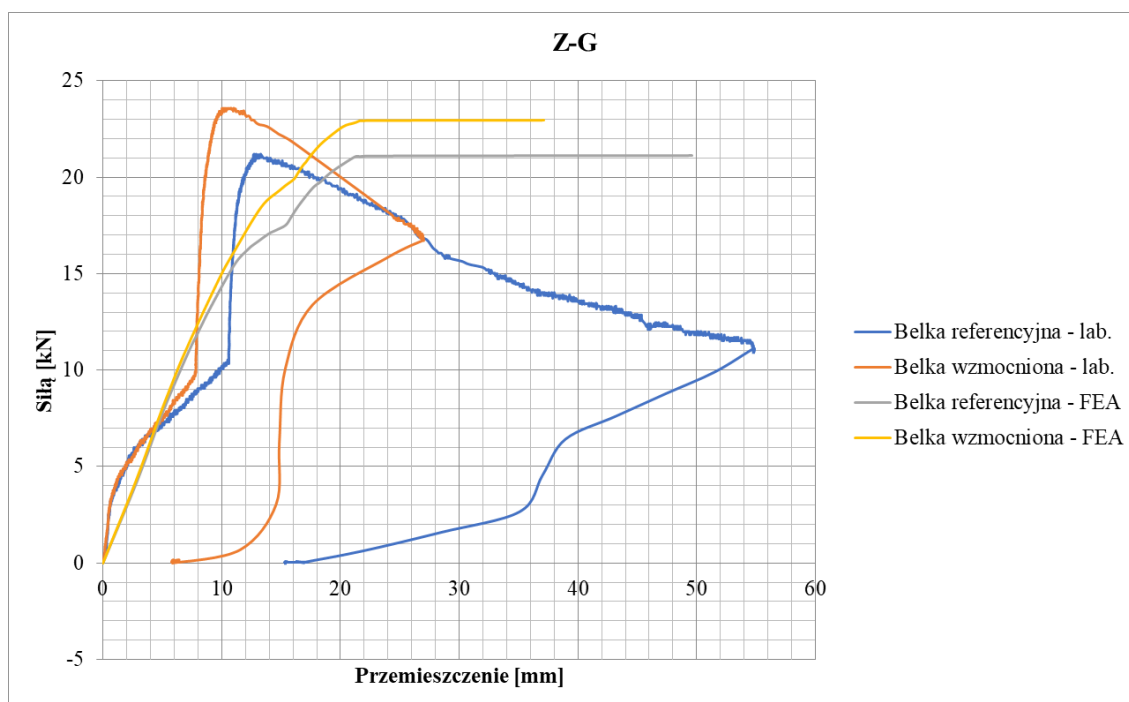
Natomiast w punkcie przy dolnej półce, różnica względna przemieszczeń pionowych wyniosła około 54% dla belki referencyjnej oraz 63% dla belki wzmocnionej. Dla przemieszczeń poziomych w punkcie przy górnej półce (Z-G), różnice względne wyniosły około 61% i 110% odpowiednio dla belki referencyjnej i wzmocnionej. Z kolei w przypadku punktu przy dolnej półce (Z-D), różnica względna przemieszczeń poziomych wyniosła około 1% dla belki referencyjnej i około 360% dla belki wzmocnionej. Tak duże rozbieżności, szczególnie w przypadku przemieszczeń poziomych, wynikają ze stosunkowo małych wartości przemieszczeń, które są rzędu 1,5 mm dla przemieszczeń poziomych przy dolnej półce (Z-D) i około 1-2 cm przy górnej półce. Przedstawione zależności wskazują na większą sztywność modeli numerycznych. Kąty nachylenia odcinka prostego do osi odciętych w przypadku modeli numerycznych wynosi około 69° . Natomiast w przypadku badań laboratoryjnych te kąty wynoszą około 61° . Porównując kąty otrzymane z modelu numerycznego i na podstawie badań laboratoryjnych można zauważyć, że różnica względna nie przekracza 13%.



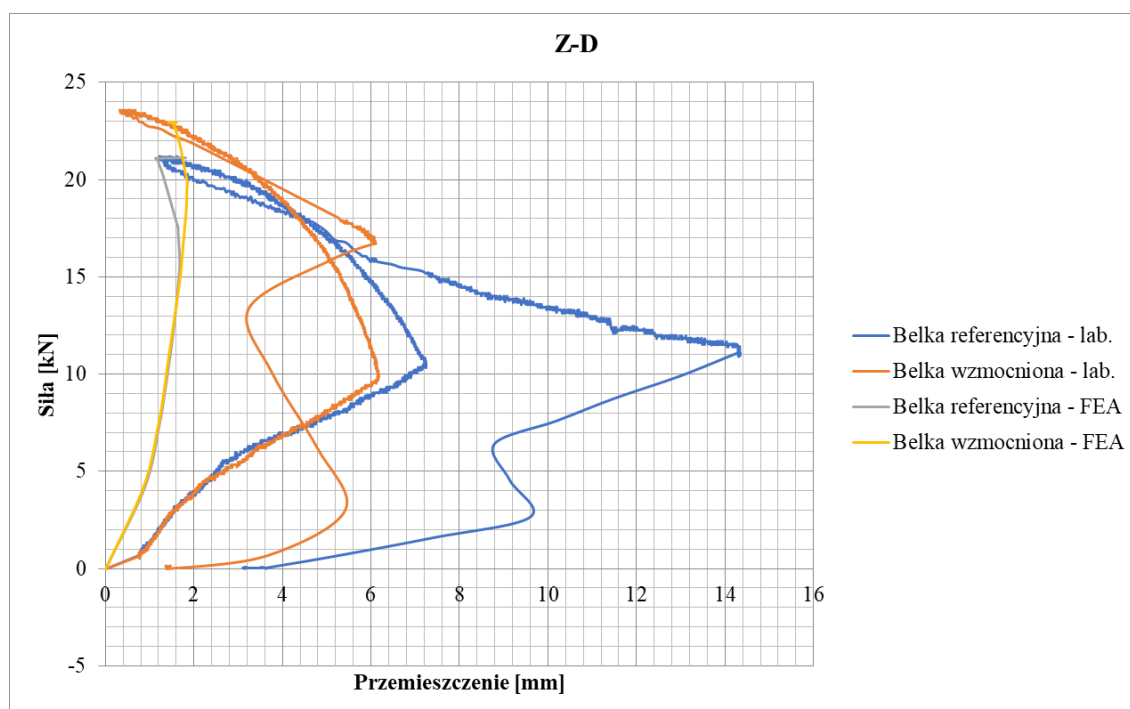
Rys. 6.5 Zależności siła-przemieszczenie pionowe w punkcie Y-GP (górna półka)



Rys. 6.6 Zależności siła-przemieszczenie pionowe w punkcie Y-DP (dolna półka)

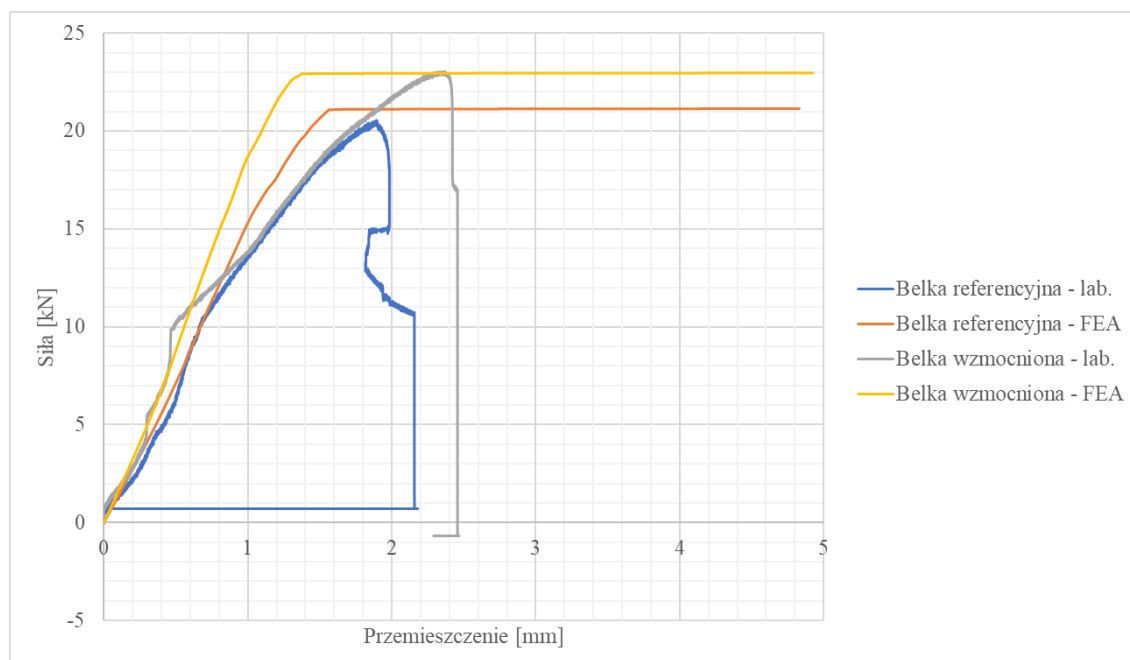


Rys. 6.7 Zależności siła-przemieszczenie poziome w punkcie Z-G (górna półka)



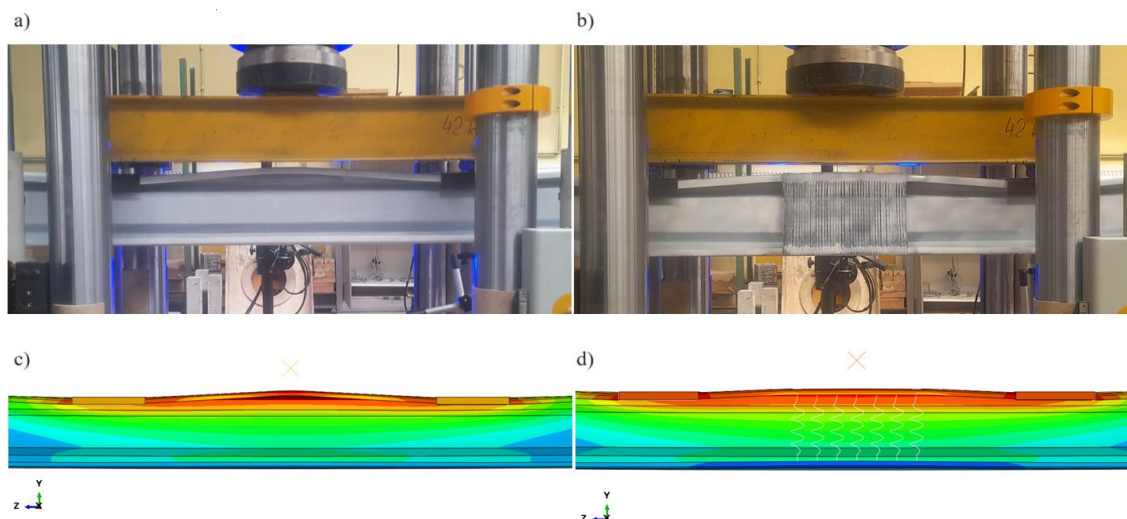
Rys. 6.8 Zależności siła-przemieszczenie poziome w punkcie Z-D (dolna półka)

Następnie porównano zależności siła-przemieszczenie pionowe uzyskane z czujników LVDT umieszczonych 15 cm od osi podpory (P1) (rys. 6.9) – punkt ten znajduje się w środku szerokości dolnej półki. Różnica względna przemieszczeń, między wynikami uzyskanymi w laboratorium i z analiz numerycznych, przy maksymalnej sile wynosi około 19% dla belki referencyjnej oraz około 78% dla belki wzmocnionej.



Rys. 6.9 Zależności siła-przemieszczenie pionowe w punkcie przy podporze (P1)

Kształt deformacji belki zaobserwowany podczas testów laboratoryjnych jest zgodny z kształtem deformacji uzyskanym w programie Abaqus (rys. 6.10). Wzmocnienie w postaci naklejonej tkaniny ogranicza otwarcie przekroju poprzecznego belki w środku jej rozpiętości, a dodatkowo powoduje bardziej równomierny rozkład przemieszczeń półki górnej (deformacja jest bardziej łagodna).



Rys. 6.10 Deformacja belki: a) testy laboratoryjne - belka referencyjna, b) belka wzmocniona; c) MES - belka referencyjna, d) belka wzmocniona

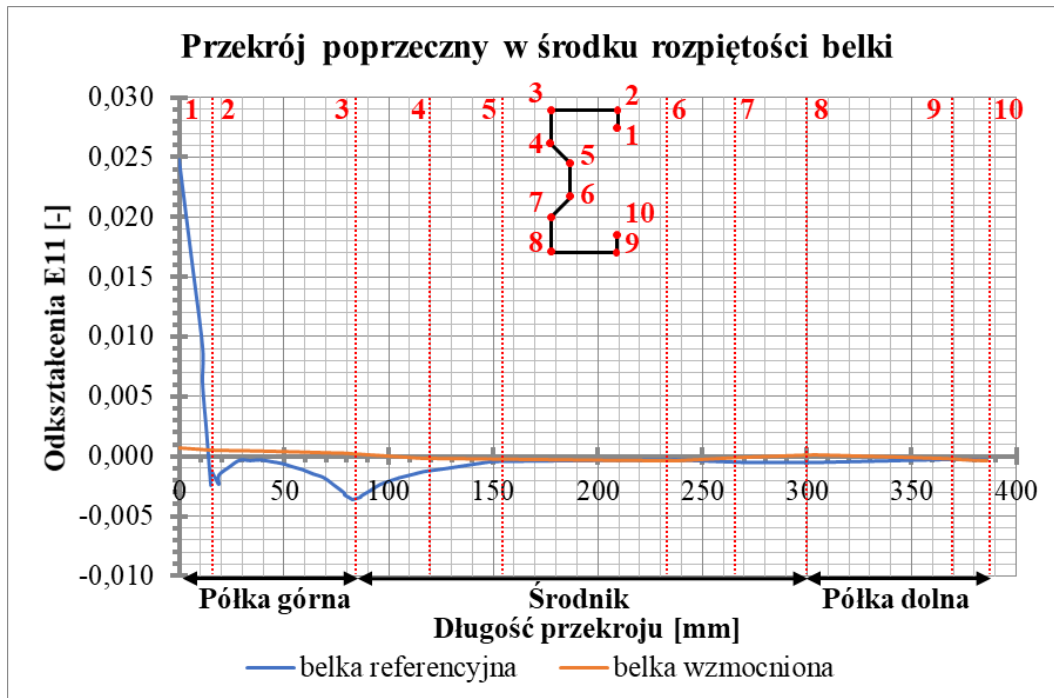
W wyniku przeprowadzonej weryfikacji i walidacji modelu numerycznego można stwierdzić, że model jest wiarygodny w zakresie maksymalnej wartości siły (przy rozbieżności 0,2-2,3%) oraz w zakresie sztywności modelu (przy rozbieżności około 13%). Dodatkowo kształt deformacji modelu odpowiada obserwacjom poczynionym w trakcie badań laboratoryjnych. W związku z powyższym, przedstawiony model można uznać za wiarygodny oraz może on posłużyć do dalszych analiz odkształceń i naprężeń zawartych w ramach podrozdziałów 6.3 i 6.4.

6.3. Analiza odkształceń

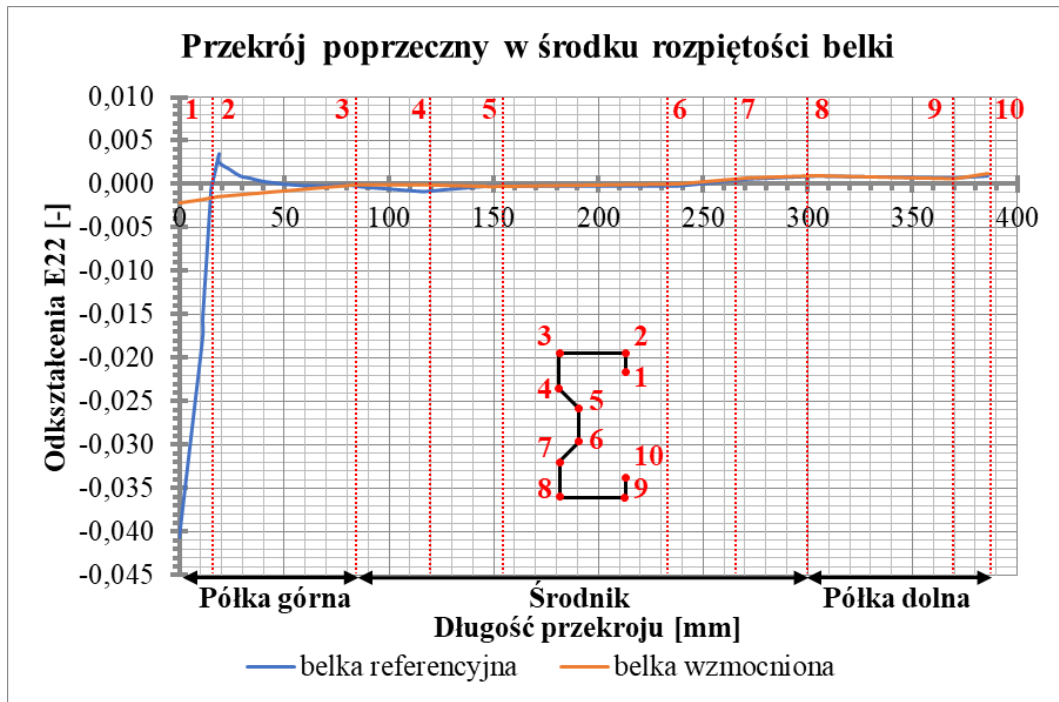
W niniejszym podrozdziale dokonano analizy wpływu wzmocnienia na wielkość i rozkład odkształceń. W tym celu sporządzono diagramy ilustrujące rozkład odkształceń całkowitych (suma odkształceń sprężystych i plastycznych) oraz odkształceń plastycznych w przekrojach poprzecznych zarówno belki referencyjnej (niebieska linia), jak i belki wzmocnionej (pomarańczowa linia), zlokalizowanych w środku ich rozpiętości oraz w punktach przyłożenia obciążeń (rys. 6.11-6.18). Na osi poziomej przedstawiona jest długość przekroju w mm, a na osi pionowej odpowiednie odkształcenia. Wykresy odnoszą się do trzech obszarów: górna półka, środek i dolna półka. Odkształcenia całkowite w kierunku prostopadłym do osi belki oznaczono symbolem E11, natomiast odkształcenia w kierunku równoległym do osi belki – symbolem E22. Analogicznie,

odkształcenia plastyczne w kierunku prostopadłym do osi belki oznaczono jako PE11, a odkształcenia plastyczne w kierunku równoległym do osi belki – jako PE22.

Przeprowadzona analiza wykazała, iż w przekroju zlokalizowanym w środku rozpiętości belki, zastosowane wzmocnienie implikuje znaczną redukcję odkształceń równoległych (E22) i prostopadłych (E11) do osi belki (rys. 6.11-6.12). W obszarze zagięcia brzegowego górnej półki, wzmocnienie skutkuje obniżeniem wartości odkształceń E11 około 25-krotnym, natomiast w przypadku odkształceń E22 – około 20-krotnym. Ponadto, w obrębie górnej półki, wzmocnienie powoduje redukcję odkształceń E11 w zakresie od 4 do 12 razy, a odkształceń E22 – około 4-krotnie. W górnej partii środnika, w strefie połączenia z półką, również obserwuje się około 10-krotną redukcję odkształceń E11. W pozostałej części przekroju poprzecznego, tj. w środkowej i dolnej części środnika oraz w dolnej półce, wpływ wzmocnienia na wartości odkształceń jest pomijalny.

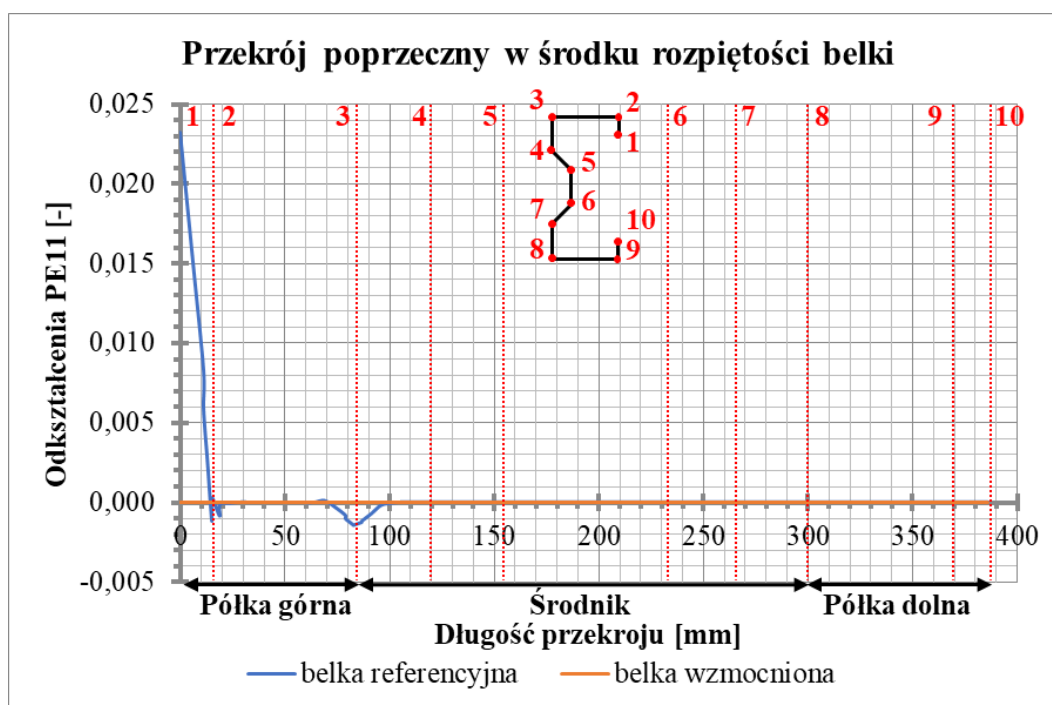


Rys. 6.11 Odkształcenie E11 na przekroju poprzecznym w środku rozpiętości belki

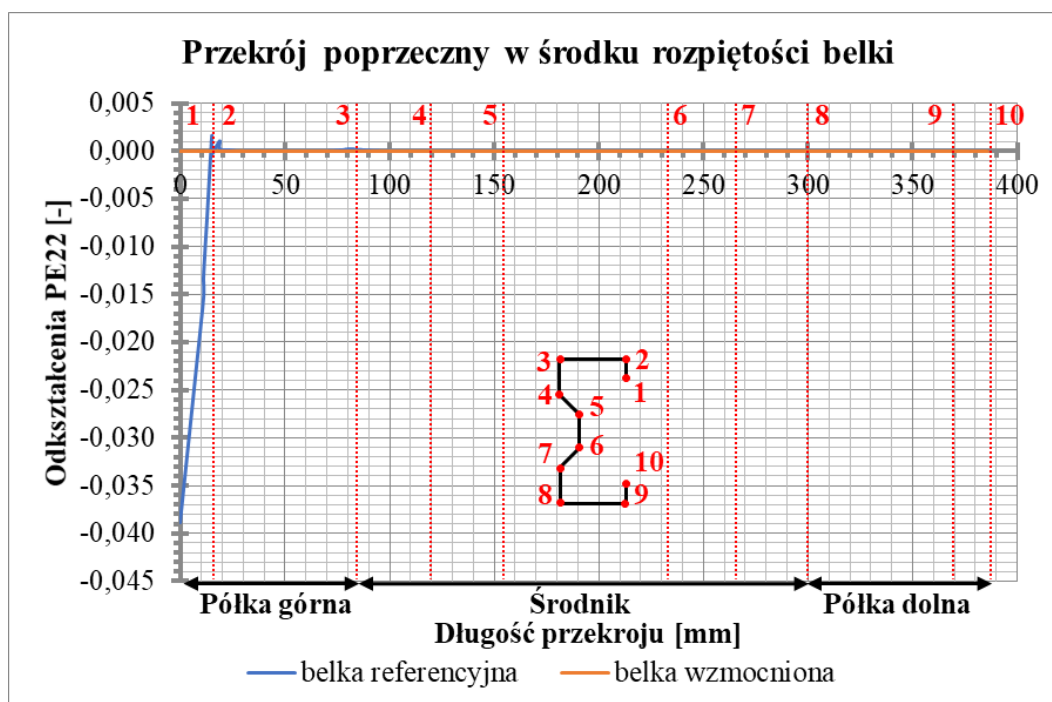


Rys. 6.12 Odształcenie E22 na przekroju poprzecznym w środku rozpiętości belki

W wyniku analizy rezultatów przedstawionych na diagramach opisujących odkształcenia plastyczne (rys. 6.13-6.14) zauważono, że w belce referencyjnej, w obszarze zagięcia brzegowego górnej półki, odkształcenia te osiągają wartość około 0,023 dla PE11 oraz około -0,038 dla PE22 (gdzie znak minus oznacza ściskanie). Dodatkowo, w strefie połączenia górnej półki i środka, wartość PE11 wynosi około -0,0015. Natomiast w przekroju belki wzmocnionej nie stwierdzono występowania odkształceń plastycznych.



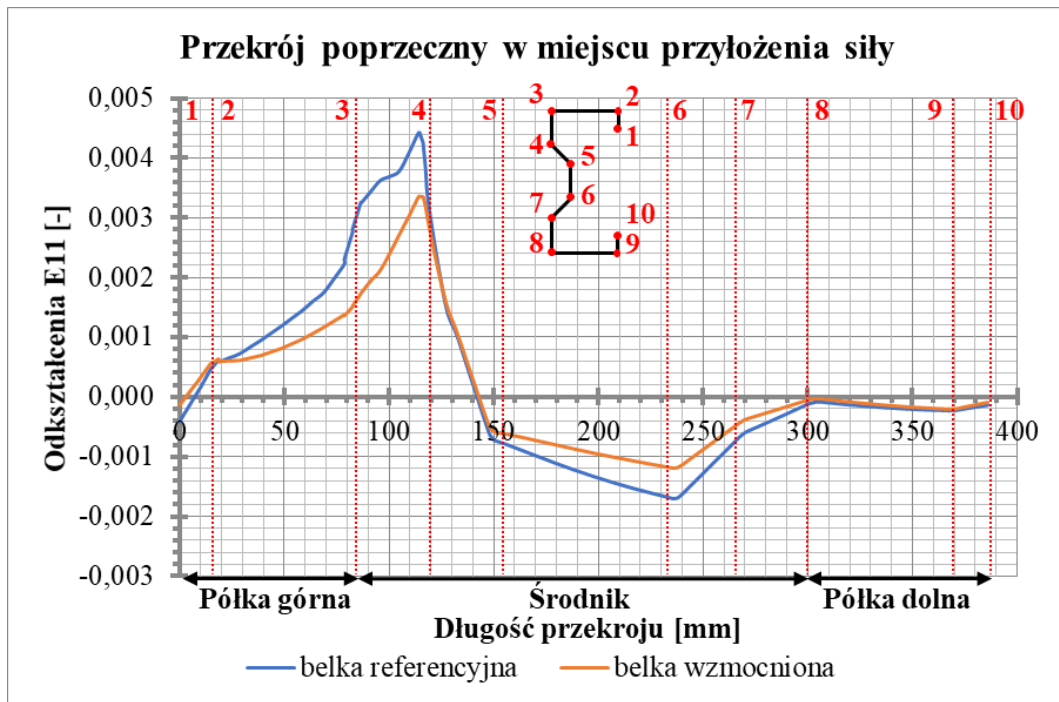
Rys. 6.13 Odształcenie PE11 na przekroju poprzecznym w środku rozpiętości belki



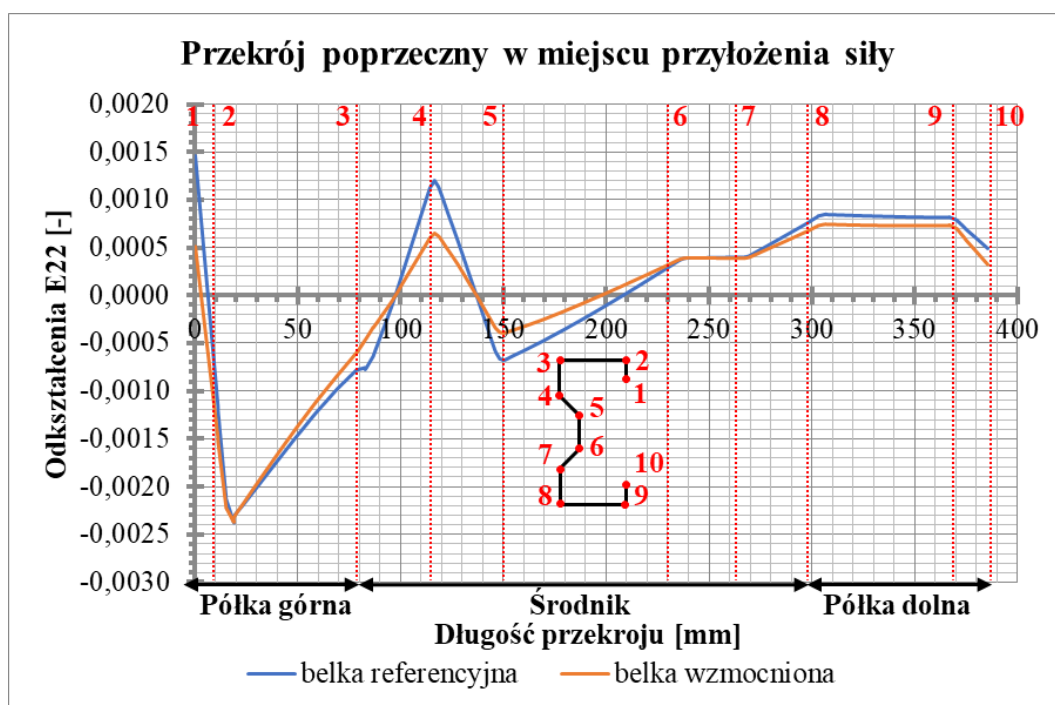
Rys. 6.14 Odształcenie PE22 na przekroju poprzecznym w środku rozpiętości belki

Analizując przekrój poprzeczny w miejscu przyłożenia siły stwierdzono, iż wzmocnienie powoduje mniejszą redukcję odkształceń E11 i E22 w porównaniu z przekrojem zlokalizowanym w środku rozpiętości belki (rys. 6.15-6.16). W obszarach zagięć brzegowych wpływ wzmocnienia jest nieznaczny. W obrębie górnej półki

obserwuje się około 2-krotną redukcję odkształceń E11 (punkt 3), natomiast wpływ na odkształcenia E22 jest minimalny. W górnej partii środnika, pomiędzy punktami 3 i 4, wzmocnienie powoduje redukcję E11 o około 30%, a w punkcie 4, około 2-krotną redukcję E22. W punkcie 6 wzmocnienie skutkuje redukcją E11 o około 50%. W odniesieniu do półki dolnej, wpływ wzmocnienia na odkształcenia E11 jest pomijalny. Natomiast dla odkształceń E22, w punkcie 5, wzmocnienie powoduje redukcję o około 50%, przy czym wpływ na te odkształcenia w dolnej części środnika oraz w dolnej półce jest minimalny.

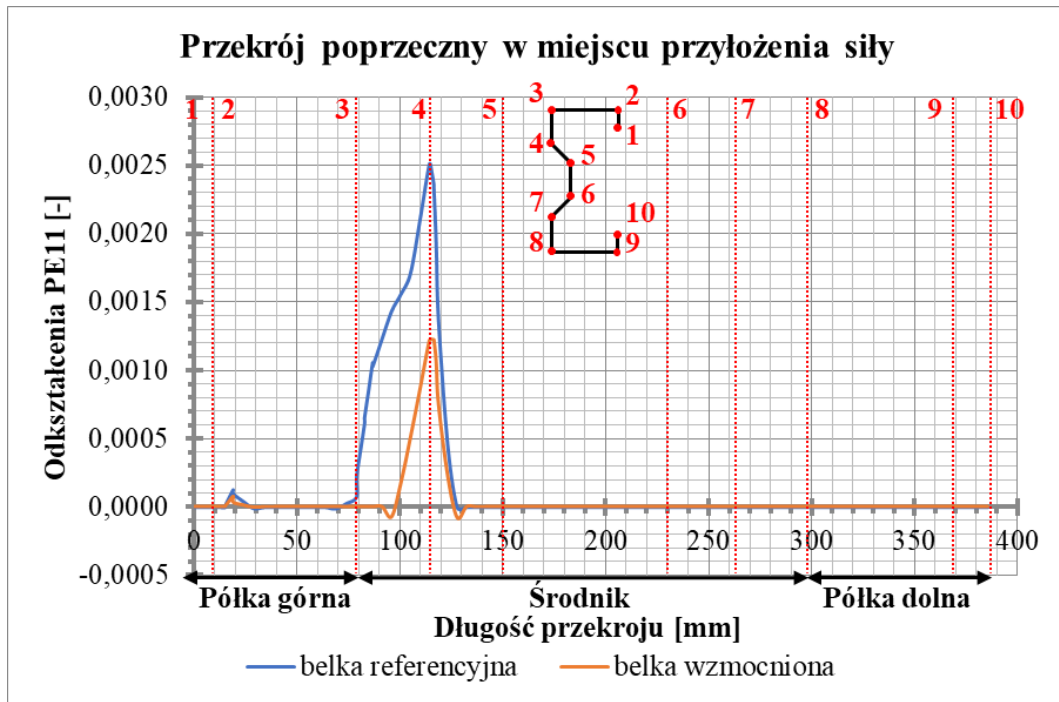
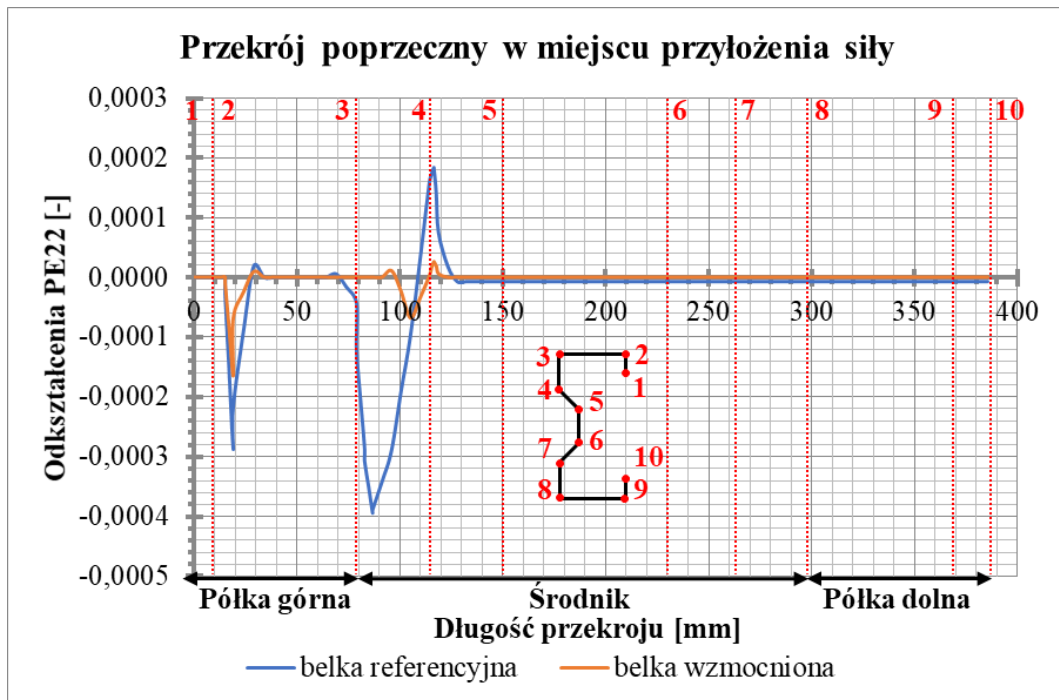


Rys. 6.15 Odkształcenie E11 na przekroju poprzecznym w miejscu przyłożenia siły



Rys. 6.16 Odształcenie E22 na przekroju poprzecznym w miejscu przyłożenia siły

Natomiast analizując wpływ wzmocnienia na odkształcenia plastyczne w przekroju poprzecznym w miejscu przyłożenia siły (rys. 6.17-6.18) stwierdzono, że dla PE11 w punkcie 4 wzmocnienie powoduje około 2-krotną redukcję. Ponadto, dla PE22, wzmocnienie powoduje redukcję odkształceń plastycznych w pobliżu punktów 2, 3 i 4. W punkcie 2 redukcja wynosi około 80%, natomiast w punktach 3 i 4 redukcja wynosi odpowiednio 7 i 9 razy.

Rys. 6.17 Odształcenie PE_{11} na przekroju poprzecznym w miejscu przyłożenia siłyRys. 6.18 Odształcenie PE_{22} na przekroju poprzecznym w miejscu przyłożenia siły

Podsumowując przeprowadzoną analizę wpływu wzmocnienia na odkształcenia stwierdzono, że zastosowane wzmocnienie znacząco redukuje odkształcenia, przede wszystkim w przekroju zlokalizowanym w środku rozpiętości belki. Redukcja ta jest szczególnie widoczna w obszarze zagięcia brzegowego górnej półki, gdzie odkształcenia

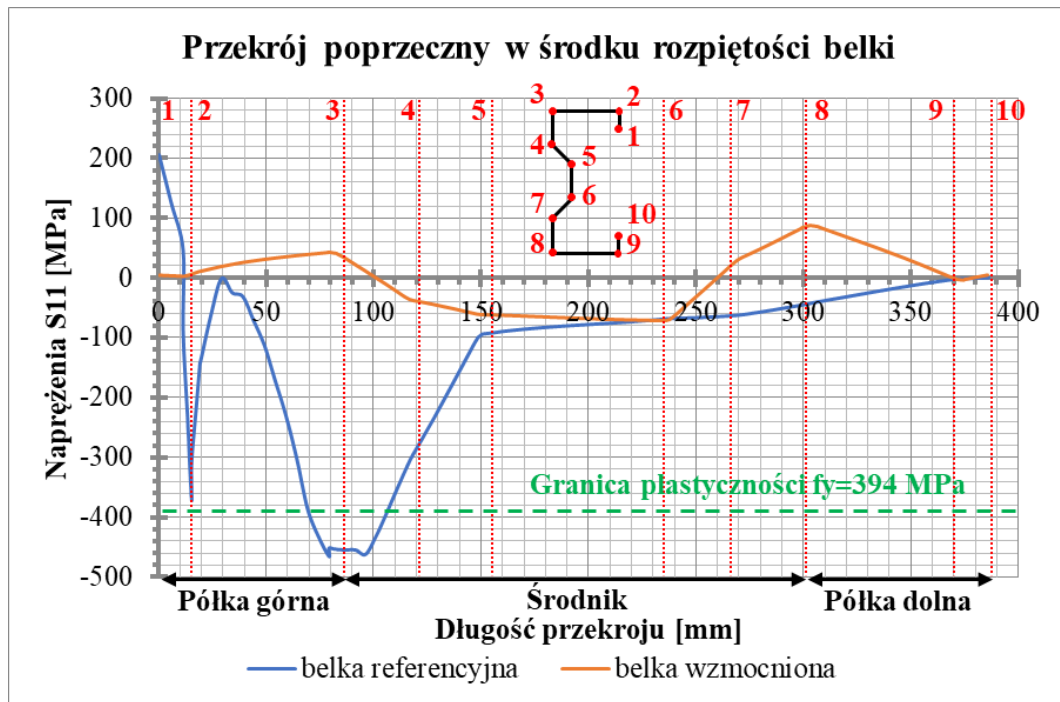
E11 i E22 ulegają znacznemu zmniejszeniu. W pozostałych częściach przekroju poprzecznego, z wyjątkiem górnej partii środnika i górnej półki, wpływ wzmocnienia na odkształcenia całkowite jest pomijalny. Co istotne, wzmocnienie eliminuje występowanie odkształceń plastycznych w przekroju środkowym, które w belce referencyjnej osiągały znaczące wartości w obszarze zagięcia brzegowego górnej półki oraz w strefie połączenia półki i środnika. W przekroju w miejscu przyłożenia siły, redukcja odkształceń, zarówno całkowitych jak i plastycznych, jest mniej istotna niż w przekroju środkowym. Wpływ wzmocnienia jest najbardziej zauważalny w górnej części środnika, gdzie obserwuje się znaczną redukcję odkształceń. W obszarach zagięć brzegowych oraz w dolnej części przekroju wpływ wzmocnienia jest minimalny. Zatem, w analizowanym przypadku zastosowane wzmocnienie efektywnie ogranicza odkształcenia, szczególnie w newralgicznych obszarach belki, co przekłada się na poprawę jej nośności i trwałości.

6.4. Analiza naprężeń

W niniejszym podrozdziale dokonano analizy wpływu wzmocnienia na wielkość i rozkład naprężeń. W tym celu sporządzono diagramy ilustrujące rozkład naprężeń w przekrojach poprzecznych zarówno belki referencyjnej (linia niebieska), jak i belki wzmocnionej (linia pomarańczowa), zlokalizowanych w środku ich rozpiętości oraz w punktach przyłożenia sił (rys. 6.19-6.22). Ponadto sporządzono analogiczne diagramy dla przekrojów podłużnych: w środku górnej półki, na krawędzi górnej półki i środnika, na krawędzi górnej półki i zagięcia brzegowego oraz na krawędzi zagięcia brzegowego (rys. 6.23-6.30). Oś pozioma reprezentuje długość przekroju w milimetrach, a oś pionowa, naprężenia w megapaskalach (MPa). Wykres podzielony jest na trzy główne obszary odpowiadające elementom belki: górna półka, środnik i dolna półka. Widoczna jest również granica plastyczności materiału ($f_y = 394$ MPa), zaznaczona zieloną linią przerywaną. Naprężenia w kierunku prostopadłym do osi belki oznaczono symbolem S11, natomiast naprężenia w kierunku równoległym do osi belki, symbolem S22.

Na rysunku 6.19 przedstawiono naprężenia S11 w przekroju poprzecznym w środku rozpiętości belki. W belce referencyjnej (niebieska linia) obserwujemy znaczne naprężenia ujemne (ściskanie) w górnej półce, osiągające wartości powyżej 400 MPa, a lokalnie nawet 460 MPa. Należy zwrócić uwagę, że naprężenia zmieniają znak przechodząc z górnej półki w zagięcie brzegowe (pojawia się rozciąganie), na którego krawędzi uzyskują one wartość około 200 MPa. Przechodząc z górnej półki w środnik, a następnie na dolną półkę, naprężenia nie zmieniają znaku (ściskanie). Wartości bezwzględne naprężeń w belce referencyjnej w obrębie punktu 3 znacząco przekraczają granicę plastyczności (394 MPa), co wskazuje na powstanie odkształceń plastycznych. W belce wzmocnionej (pomarańczowa linia) nastąpiła znacząca redukcja naprężeń. Porównując z belką referencyjną, maksymalne naprężenia w górnej półce zostały zredukowane o około 820%, a ich wartość nie przekracza 50 MPa. Ponadto warto zaznaczyć, że wzmocnienie powoduje również zmianę znaku naprężeń w górnej półce na

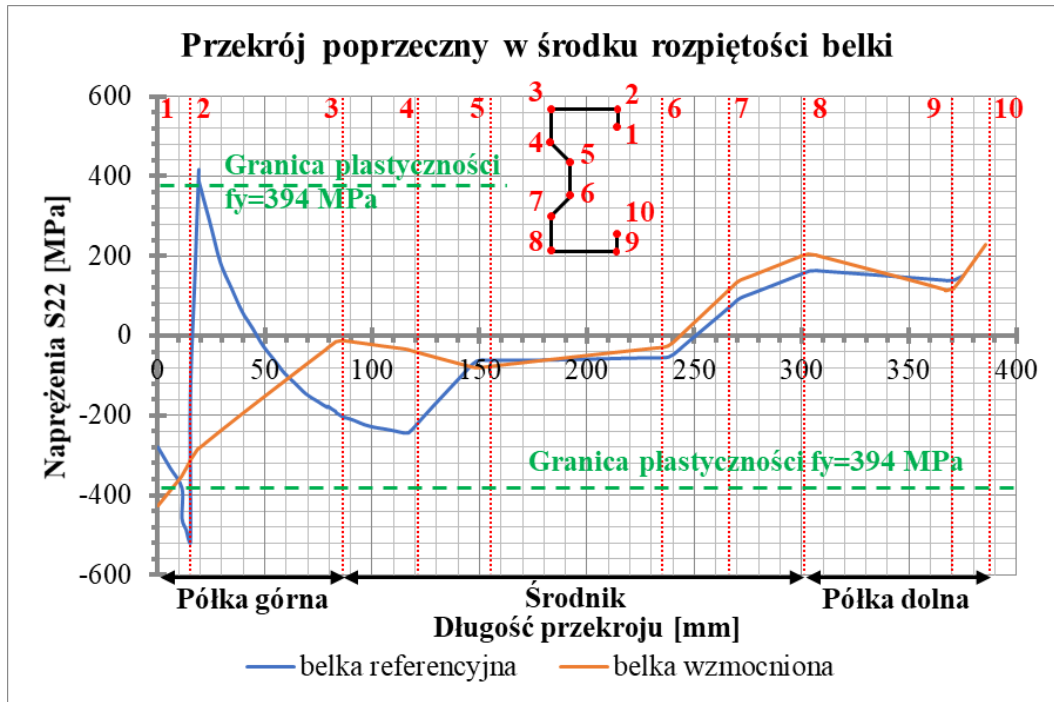
dodatni (rozciąganie). Podobnie, naprężenia w pozostałych obszarach belki wzmocnionej są znacznie niższe. Wyjątkiem jest dolna półka, gdzie naprężenia zmieniają znak i są dwukrotnie większe niż w belce referencyjnej. Co kluczowe, w belce wzmocnionej żadne z naprężeń nie przekracza granicy plastyczności (394 MPa). Wzmocnienie belki zredukowało naprężenia prostopadłe do osi belki, poprawiając nośność i trwałość elementu.



Rys. 6.19 Naprężenia S11 na przekroju poprzecznym w środku rozpiętości belki

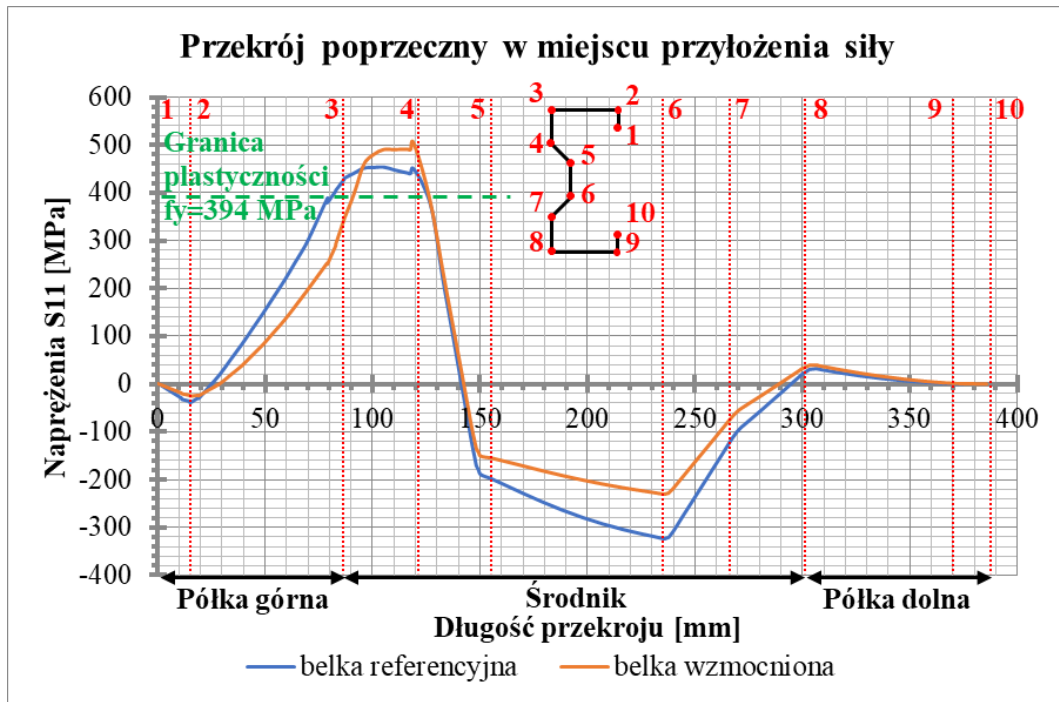
Na rysunku 6.20 przedstawiono naprężenia S22 na przekroju poprzecznym w środku rozpiętości belki. W belce referencyjnej (niebieska linia) obserwujemy znaczne naprężenia ujemne (ściskanie) w zagięciu brzegowym górnej półki, osiągające wartości nawet 520 MPa. Przechodząc na górną półkę naprężenia zmieniają znak na dodatni (rozciąganie) i osiągają wartość 430 MPa, po czym w połowie szerokości górnej półki ponownie zmieniają znak na ujemny, przy maksymalnej wartości około 240 MPa. Ponowna zmiana znaku występuje w dolnej części środka (między punktami 6 i 7), przez co dolna półka jest rozciągana. Wartości bezwzględne naprężeń w belce referencyjnej w obszarze punktu 2 znacząco przekraczają granicę plastyczności (394 MPa), co wskazuje na powstanie odkształceń plastycznych. W belce wzmocnionej (pomarańczowa linia) nastąpiła znacząca zmiana rozkładu naprężeń. Porównując te wyniki z belką referencyjną, na zagięciu brzegowym oraz na całej szerokości górnej półki występuje tylko ściskanie. Co więcej, zmiana znaku następuje dopiero między punktami 6 i 7 na dodatni (rozciąganie). Naprężenia w zagięciu ulegają nieznacznej redukcji (około 18%), natomiast na szerokości pasa górnego redukcja (w wartości bezwzględnej) wynosi od około 50% do nawet 10 razy. W górnej części środka również występuje redukcja

naprężeń do około 6 razy. W pozostałej części przekroju wpływ wzmocnienia jest minimalny, natomiast w okolicy punktu 8 powoduje zwiększenie naprężeń o około 25%. W belce wzmocnionej naprężenia przekroczyły granicę plastyczności tylko na krawędzi zagięcia brzegowego. Wzmocnienie belki zredukowało naprężenia równoległe do osi belki, poprawiając nośność i trwałość elementu. Dodatkowo powodują bardziej równomierny rozkład naprężeń i zanik zjawiska spaczenia.

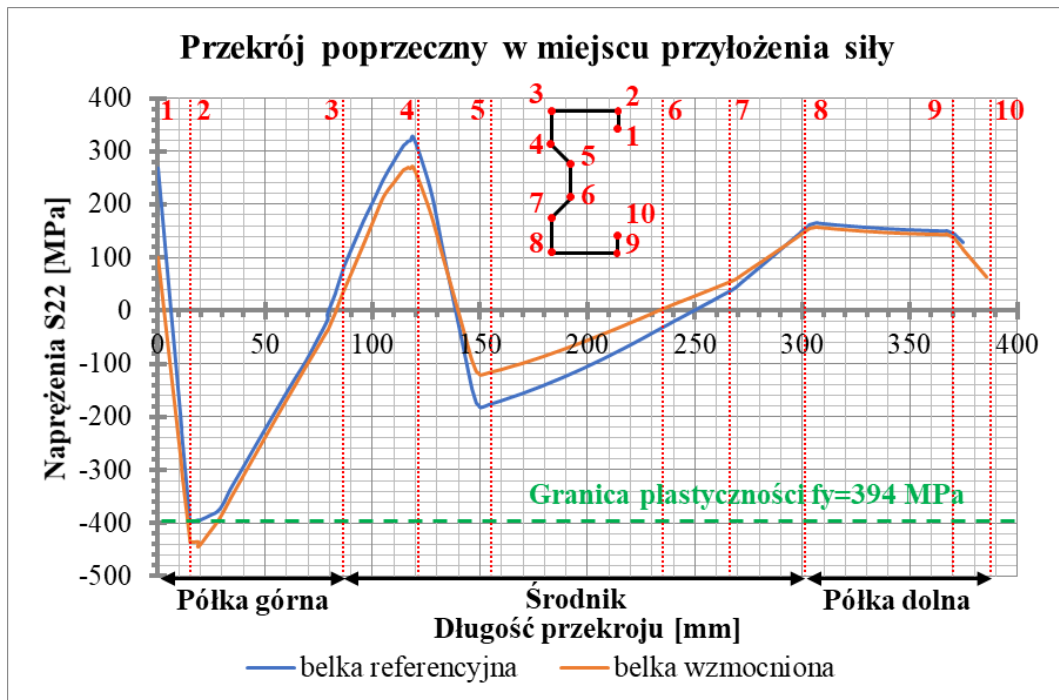


Rys. 6.20 Naprężenia S22 na przekroju poprzecznym w środku rozpiętości belki

Na rysunkach 6.21 i 6.22 przedstawiono odpowiednio naprężenia S11 i S22 na przekroju poprzecznym w miejscu przyłożenia siły. Dla obu typów naprężeń wzmocnienie ma minimalny wpływ na ich rozkład na przekroju poprzecznym. Wzmocnienie powoduje zwiększenie naprężeń S11 o około 14% w okolicy punktu 4 oraz ich redukcję między punktami 5 i 8 do około 45% w zależności od lokalizacji na przekroju poprzecznym. W przypadku naprężeń S22 wzmocnienie powoduje ich redukcję maksymalnie o 33% w zależności od lokalizacji na przekroju.



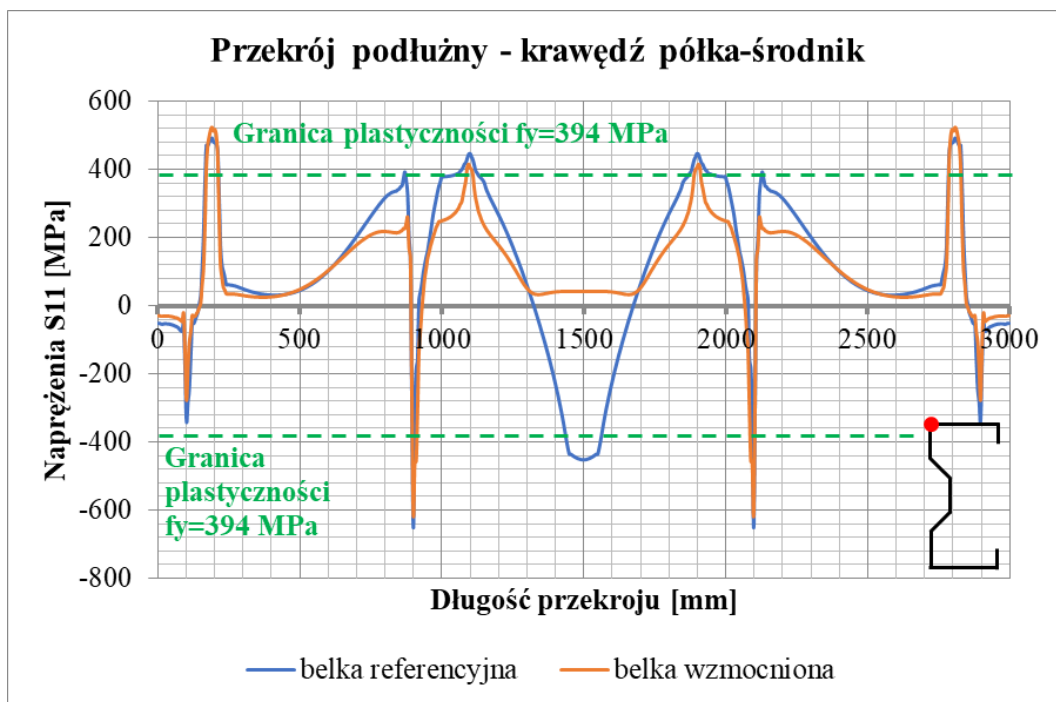
Rys. 6.21 Naprężenia S11 na przekroju poprzecznym w miejscu przyłożenia siły



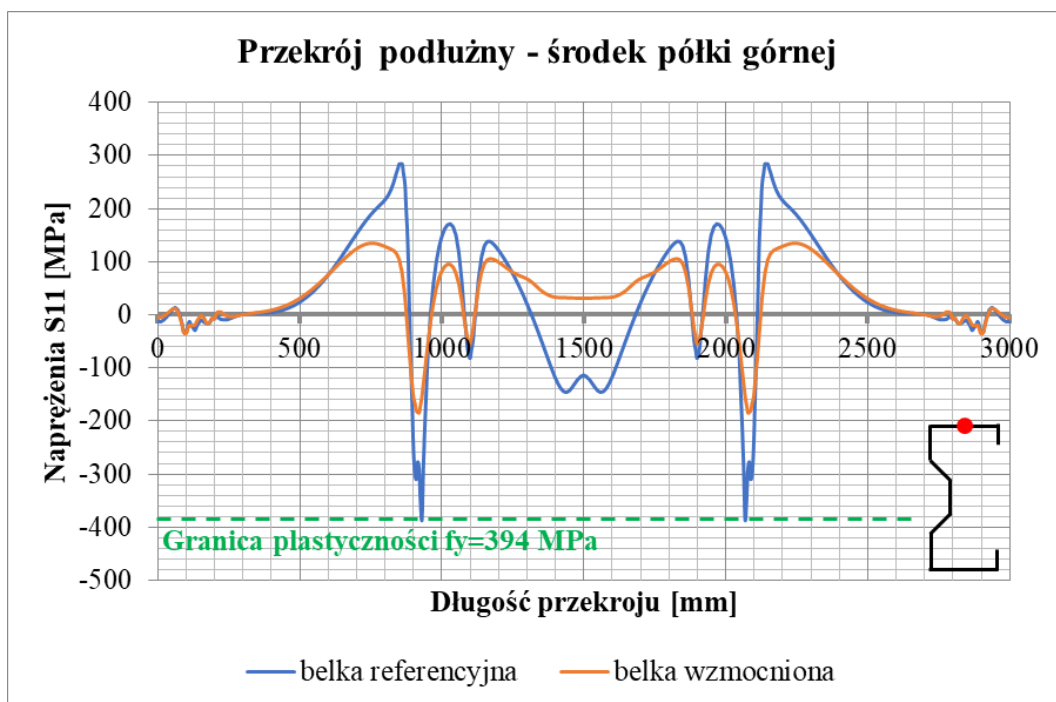
Rys. 6.22 Naprężenia S22 na przekroju poprzecznym w miejscu przyłożenia siły

Na rysunkach 6.23-6.26 przedstawiono odpowiednio naprężenia S11 na przekrojach podłużnych, kolejno: na krawędzi górnej półki i środka, w środku górnej półki, na krawędzi górnej półki i zagięcia brzegowego oraz na krawędzi zagięcia brzegowego. W wyniku przeprowadzonej analizy numerycznej rozkładu naprężeń S11 wzdłuż

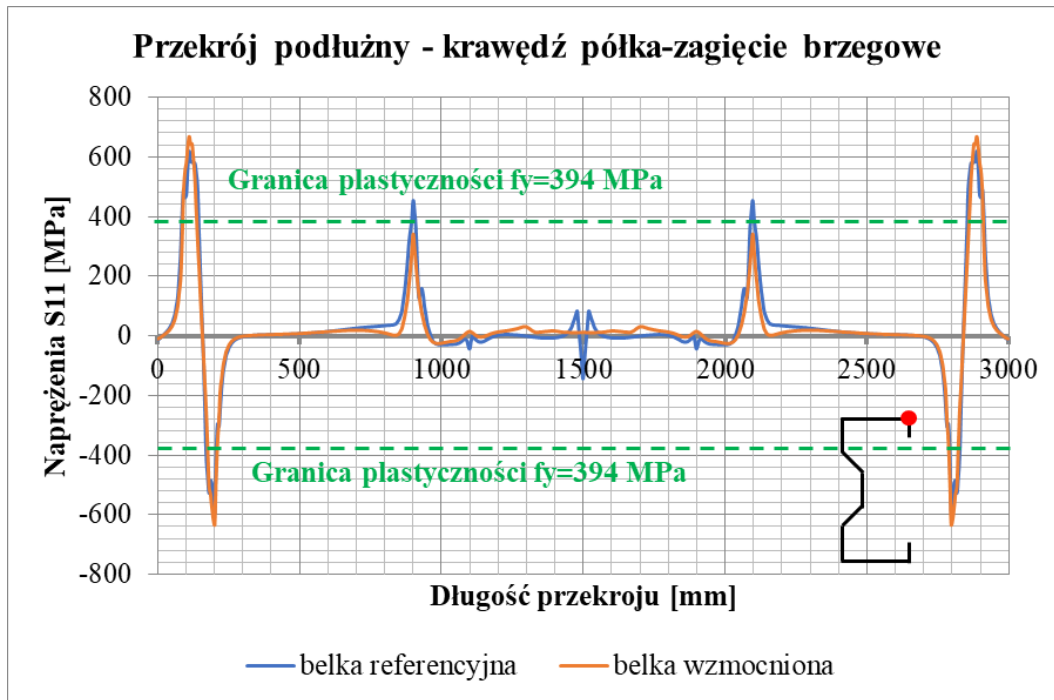
przekroju podłużnego badanej belki, w różnych lokalizacjach pomiarowych, sformułowano syntetyczne wnioski dotyczące efektywności zastosowanego wzmocnienia. Badania obejmowały porównanie wariantu referencyjnego (bez wzmocnienia) z wariantem wzmocnionym, z uwzględnieniem specyfiki rozkładu naprężeń w charakterystycznych punktach przekroju. W obszarze krawędzi półka-środek zaobserwowano, iż pomimo generalnej tendencji do redukcji naprężeń w wariancie wzmocnionym, wartości maksymalne występujące w strefach koncentracji naprężeń (punkty podparcia i przyłożenia obciążenia), w obu wariantach przekraczały granicę plastyczności materiału ($f_y = 394$ MPa). Niniejszy fakt implikuje występowanie odkształceń plastycznych w tych newralgicznych obszarach, niezależnie od zastosowanego wzmocnienia. Znacząca poprawa jest zauważalna w środku rozpiętości belki – jedenastokrotna redukcja oraz zmiana znaku na dodatni. W wyniku analizy rozkładu naprężeń w środku górnej półki wykazano znaczącą poprawę w wariancie wzmocnionym. Redukcja naprężeń była wyraźnie widoczna (około 50% w punktach charakterystycznych), a co istotne, w tym przypadku uniknięto przekroczenia granicy plastyczności, obserwowanego w wariancie referencyjnym. Ponadto warto zauważyć, że w środku rozpiętości belki następuje zmiana znaku naprężeń na dodatni oraz ponad dwukrotna redukcja ich wielkości. W przypadku przekroju na krawędzi półki i zagięcia brzegowego wzmocnienie ma pomijalny wpływ na wartości naprężeń, jednak można zaobserwować wyraźne wygładzenie wykresu naprężeń w środku rozpiętości belki. W przypadku analizy krawędzi zagięcia brzegowego, wzmocnienie przyczyniło się do istotnej redukcji naprężeń, szczególnie w strefach ich koncentracji w miejscach przyłożenia sił oraz środku rozpiętości belki. W miejscach przyłożenia sił redukcja była trzykrotna, natomiast w środku rozpiętości ponad dwudziestokrotna. Zastosowane rozwiązanie przyniosło korzyści w postaci redukcji naprężeń i potencjalnego zwiększenia nośności elementu. Na podstawie uzyskanych wyników można zauważyć złożoność interakcji pomiędzy wzmocnieniem, a rozkładem naprężeń w elementach konstrukcyjnych i potrzebę szczegółowej analizy każdego przypadku z uwzględnieniem specyfiki geometrii i warunków obciążenia.



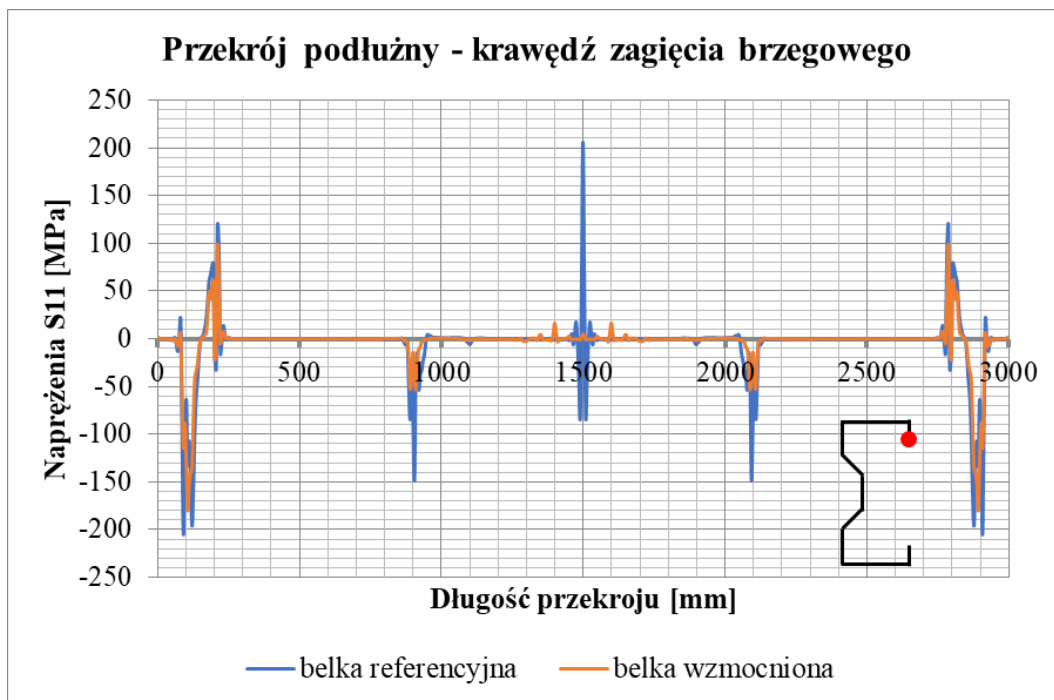
Rys. 6.23 Naprężenia S11 na przekroju podłużnym na krawędzi półki górnej i środka



Rys. 6.24 Naprężenia S11 na przekroju podłużnym w środku półki górnej



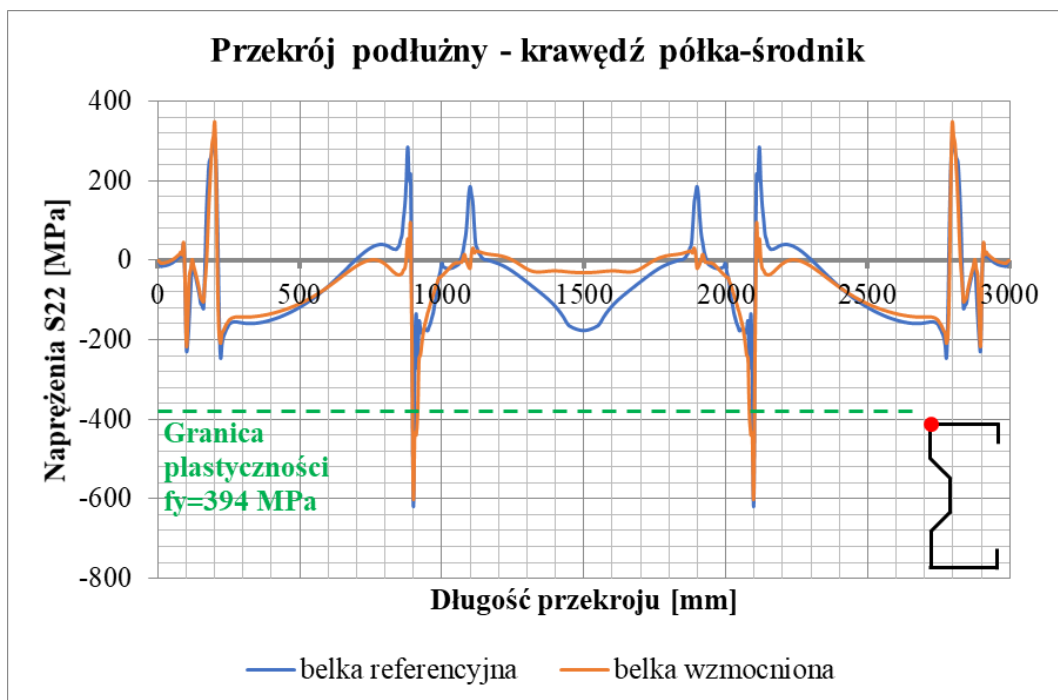
Rys. 6.25 Napężenia S11 na przekroju podłużnym na krawędzi półki górnej i zagięcia brzegowego



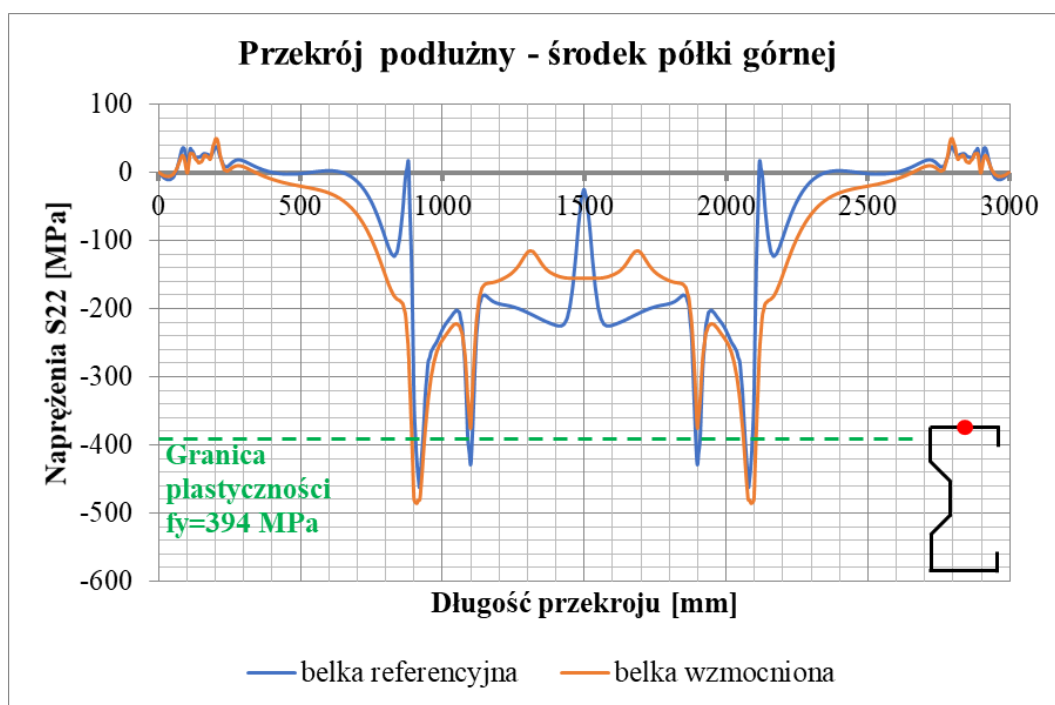
Rys. 6.26 Napężenia S11 na przekroju podłużnym na krawędzi zagięcia brzegowego

Na rysunkach 6.27-6.30 przedstawiono odpowiednio napężenia S22 na przekrojach podłużnych, kolejno: na krawędzi górnej półki i środnika, w środku górnej półki, na krawędzi górnej półki i zagięcia brzegowego oraz na krawędzi zagięcia brzegowego. Analizę przeprowadzono w taki sam sposób jak dla naprężeń S11. W pierwszym

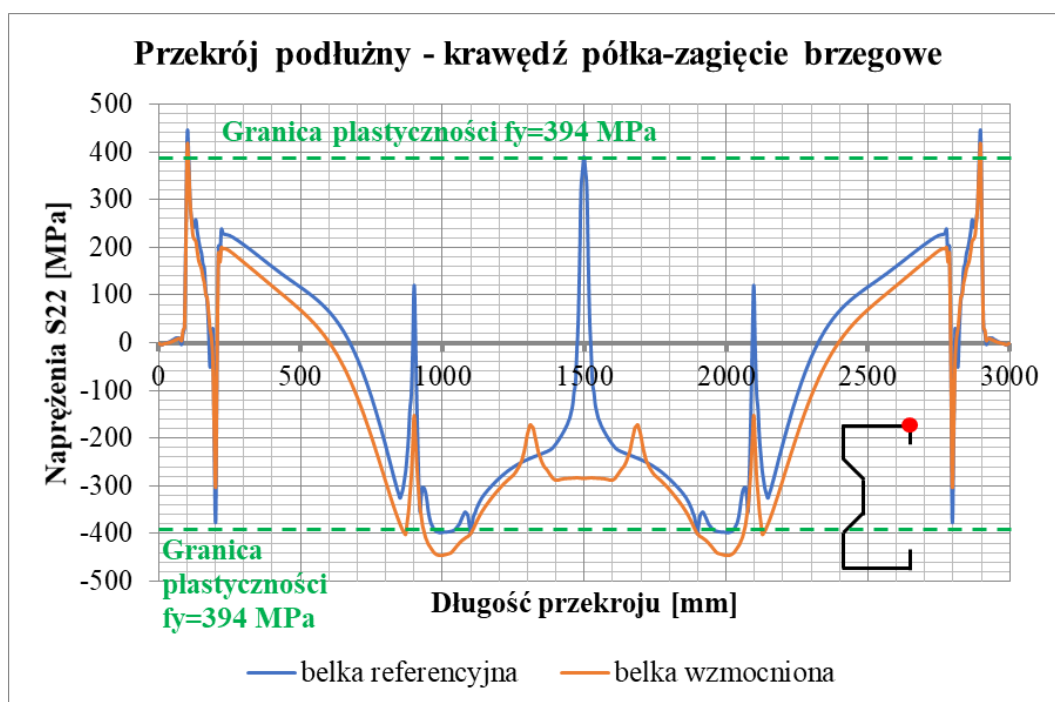
analizowanym przypadku, dotyczącym przekroju podłużnego na krawędzi półka-środnik zaobserwowano, że wzmocnienie redukuje zarówno naprężenia rozciągające, jak i ściskające, szczególnie w obrębie punktu przyłożenia sił oraz w środku rozpiętości belki, co wskazuje na poprawę nośności i bezpieczeństwa konstrukcji. Kolejna analiza, przeprowadzona dla przekroju podłużnego w środku górnej półki ujawniła, że zarówno belka referencyjna, jak i wzmocniona poddane są głównie naprężeniom ściskającym. Wzmocnienie w tym przypadku również wyraźnie redukuje wartości naprężeń, zwiększając margines bezpieczeństwa poprzez obniżenie naprężeń, przede wszystkim w środku rozpiętości belki, i ma wpływ na bardziej równomierny rozkład naprężeń wzdłuż przekroju. Badania naprężeń na krawędzi górnej półki i zagięcia brzegowego wykazały, że wzmocnienie redukuje wartości naprężeń, szczególnie w obrębie środka belki (gdzie również następuje zmiana znaku na ujemny). Podobne tendencje zaobserwowano w analizie przekroju podłużnego na krawędzi zagięcia brzegowego, gdzie wzmocnienie nie tylko zmniejsza same wartości naprężeń, ale również wpływa na ich rozkład wzdłuż przekroju, czyniąc go bardziej równomiernym. Podsumowując, zastosowane wzmocnienie w każdym z analizowanych przypadków przyczyniło się do redukcji naprężeń, zmiany ich rozkładu na bardziej równomierny i zwiększenia marginesu bezpieczeństwa konstrukcji, co potwierdza jego efektywność.



Rys. 6.27 Naprężenia S22 na przekroju podłużnym na krawędzi półki górnej i środka



Rys. 6.28 Naprężenia S22 na przekroju podłużnym w środku półki górnej

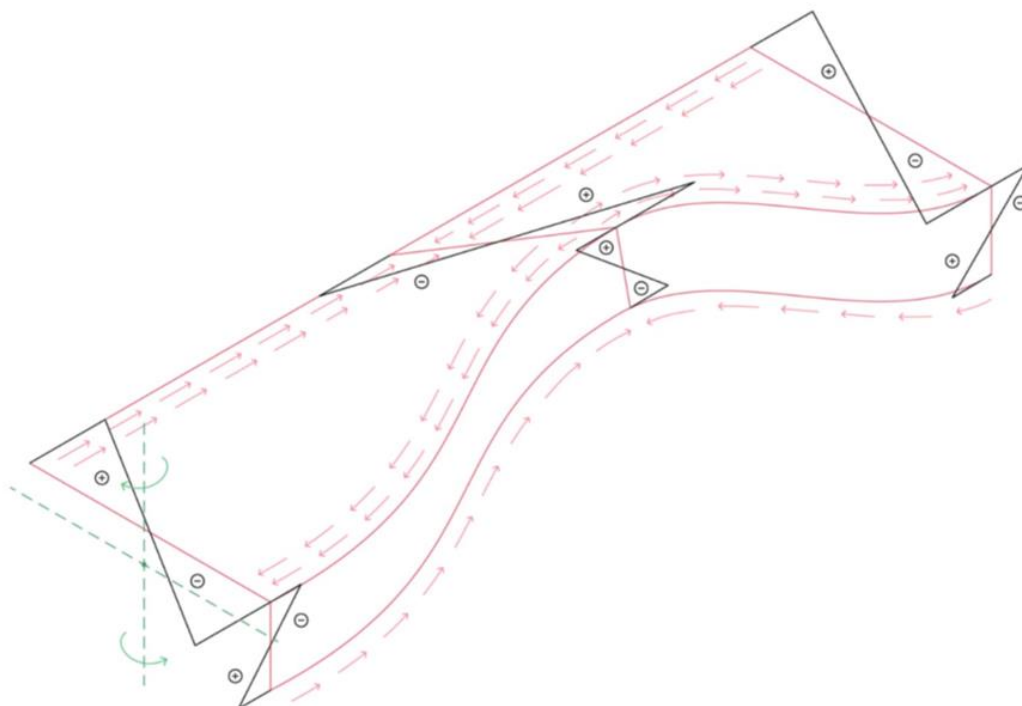


Rys. 6.29 Naprężenia S22 na przekroju podłużnym na krawędzi półki górnej i zagięcia brzegowego

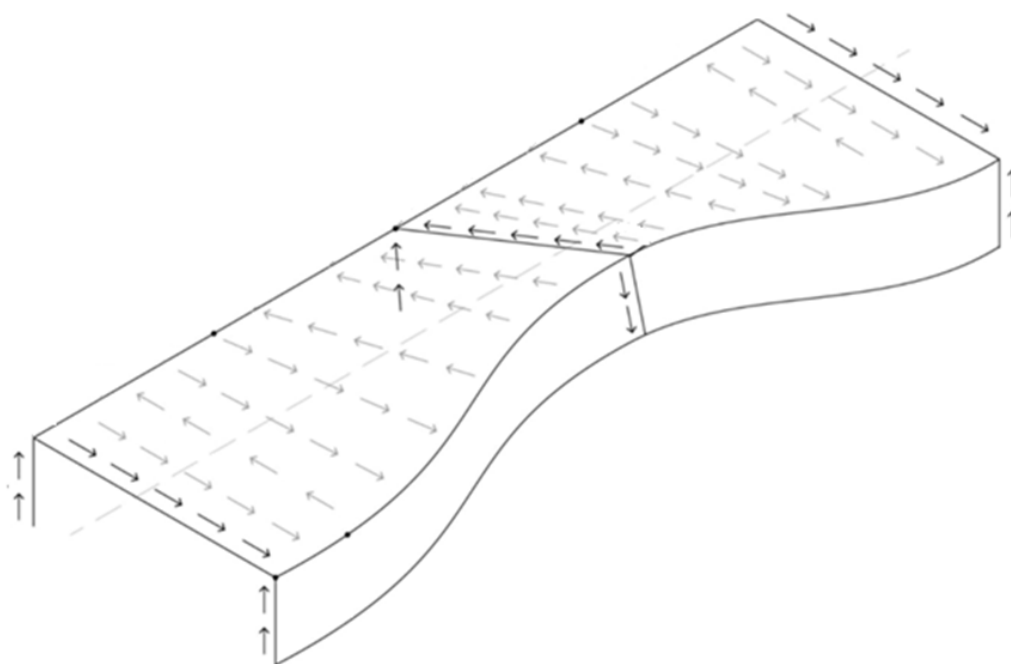


Rys. 6.30 Naprężenia S_{22} na przekroju podłużnym na krawędzi zagięcia brzegowego

W celu lepszego zobrazowania omawianego wpływu wzmocnienia przygotowano rysunki 6.31-6.33. Dla belki niewzmocnionej, w górnej półce powstaje bi-moment dystorsyjny (oznaczony kolorem zielonym) wywołujący naprężenia ściskające albo rozciągające w zależności od lokalizacji (rys. 6.31). Analogicznie, moment dystorsyjny z osią obrotu na krawędzi górnej półki i środka powoduje powstanie dodatkowych naprężeń. Zaproponowane wzmocnienie przeciwdziała powstawaniu sił dystorsyjnych.



Rys. 6.31 Schemat rozkładu naprężeń podłużnych (S_{22}) w górnej płaszczyźnie między miejscami przyłożenia sił



Rys. 6.32 Schemat rozkładu naprężeń poprzecznych (S_{11}) w górnej płaszczyźnie między miejscami przyłożenia sił

6.5. Podsumowanie

Przeprowadzone szczegółowe analizy numeryczne cienkościennych belek stalowych, zarówno w wariacie referencyjnym (niewzmocnionym), jak i wzmocnionym przyklejoną jednokierunkową tkaniną z włókna węglowego, miały na celu określenie wpływu tego typu wzmocnienia na rozkład odkształceń oraz naprężeń w stalowych cienkościennych belkach typu sigma poddanych czteropunktowemu zginaniu. Uzyskane rezultaty pozwoliły na ocenę efektywności zastosowanej metody wzmacniania.

Budowa precyzyjnego modelu numerycznego stanowiła fundament przeprowadzonych analiz. W symulacjach wykorzystano elementy powłokowe typu S4R, które są odpowiednie do modelowania elementów o cienkich ściankach, pozwalając na uchwycenie zjawisk giętnych i membranowych w ściankach belki. Elementy sztywne R3D4 zastosowano do zamodelowania warunków podparcia oraz przyłożenia obciążenia, co pozwoliło na wierne odwzorowanie stanowiska laboratoryjnego. Kluczowe dla uzyskania wiarygodnych wyników było uwzględnienie nieliniowości geometrycznych, niezbędnych do poprawnej symulacji zjawisk utraty stateczności charakterystycznych dla belek cienkościennych. Zamodelowano również interakcje kontaktowe pomiędzy belką a pozostałymi elementami oraz wprowadzono wstępne imperfekcje geometryczne, odzwierciedlone poprzez aplikację równoważnej siły poziomej.

Innowacyjnym aspektem było zamodelowanie wzmocnienia z tkaniny za pomocą dyskretnych elementów sprężynowych o charakterystyce nieliniowej. Sztywność tych sprężyn zdefiniowano na podstawie parametrów mechanicznych tkaniny deklarowanych przez producenta, co pozwoliło na przybliżone odwzorowanie jej wkładu w nośność i sztywność belki. Ten uproszczony sposób modelowania kompozytu, choć nie oddaje w pełni złożoności jego pracy (np. anizotropii czy interakcji z klejem), okazał się efektywny obliczeniowo i pozwolił na uchwycenie głównych efektów wzmocnienia.

Wiarygodność opracowanego modelu numerycznego została potwierdzona poprzez porównanie uzyskanych wyników z rezultatami badań laboratoryjnych. Wykazano dobrą zgodność zarówno w zakresie globalnych parametrów odpowiedzi konstrukcji, takich jak maksymalna siła niszcząca i sztywność, jak i w odniesieniu do jakościowego kształtu obserwowanej deformacji belki w stanie granicznym. Taka walidacja dała podstawy do uznania modelu za narzędzie odpowiednie do wiarygodnego przewidywania zachowania belek wzmocnionych.

W wyniku przeprowadzonej analizy odkształceń wykazano znaczący i pozytywny wpływ zastosowanego wzmocnienia na ograniczenie zarówno odkształceń całkowitych (suma odkształceń sprężystych i plastycznych), jak i, co szczególnie istotne, odkształceń plastycznych w stali. Redukcja ta była najbardziej wyraźna w środkowej części rozpiętości belki wzmocnionej. Szczególną uwagę zwrócono na obszar zagięcia krawędziowego górnej, ściskanej półki belki. W belce referencyjnej w tym obszarze,

podatnym na lokalną utratę stateczności i koncentrację odkształceń, obserwowano wyraźne przekroczenia granicy plastyczności stali. Zastosowanie wzmocnienia spowodowało taką redystrybucję sił wewnętrznych i usztywnienie przekroju, że w obszarze zagięcia krawędziowego belki wzmocnionej całkowicie wyeliminowano występowanie odkształceń plastycznych. Oznacza to, że wzmocnienie nie tylko zwiększyło nośność, ale również znacząco poprawiło warunki pracy stali w strefie ściskanej, zapobiegając jej przedwczesnemu uplastycznieniu. Warto odnotować, że w przekroju bezpośrednio pod miejscem przyłożenia siły skupionej, redukcja odkształceń była relatywnie mniejsza, co jest naturalne z uwagi na lokalne efekty koncentracji naprężeń i odkształceń związane z przyłożeniem obciążenia.

Ocena stanu naprężeń w analizowanych belkach potwierdziła korzystne działanie wzmocnienia. Zaobserwowano, że aplikacja tkaniny prowadzi do znaczącej redukcji naprężeń normalnych w stali: zarówno naprężeń S11 (prostopadłych do osi belki) jak i, co ważniejsze, naprężeń S22 (równoległych do osi belki). Redukcja ta była szczególnie widoczna w przekroju środkowym belki, gdzie w przypadku belki wzmocnionej żadna ze składowych naprężeń w stali nie przekroczyła granicy plastyczności, podczas gdy w belce referencyjnej strefy uplastycznione były wyraźnie zaznaczone.

Co istotne, wzmocnienie wpłynęło nie tylko na wartości, ale i na charakter rozkładu naprężeń. Zaobserwowano, że w pewnych obszarach mogło dojść do zmiany znaku naprężeń. Na przykład, strefy, które w belce referencyjnej były lekko ściskane lub doznawały niewielkich naprężeń rozciągających, w belce wzmocnionej mogły wykazywać naprężenia rozciągające (lub zwiększone rozciąganie) przejmowane głównie przez kompozyt. Ten efekt jest szczególnie interesujący w kontekście "otwierania się przekroju", które jest charakterystyczne dla niektórych form dystorsji belek cienkościennych. Naklejona tkanina działa jak ściąg, przejmując siły rozciągające i zapobiegając lub ograniczając deformację dystorsyjną. Dzięki temu naprężenia w stali, które wynikałyby z takiej deformacji, są minimalizowane, a globalny rozkład naprężeń staje się bardziej równomierny. To z kolei przyczynia się do minimalizacji zjawiska spaczenia przekroju (deplanacji), co jest kluczowe dla zachowania nośności i sztywności belek o przekrojach otwartych. Zdolność tkaniny z włókna węglowego do efektywnego przenoszenia rozciągania i ograniczania deformacji dystorsyjnych czyni tę metodę wzmacniania szczególnie efektywną w przypadkach, gdzie dominującą formą utraty stateczności jest dystorsja związana z "otwieraniem się" przekroju poprzecznego.

W wyniku analizy naprężeń wzdłuż wybranych przekrojów podłużnych belki potwierdzono efektywność wzmocnienia. Największe korzyści, charakteryzujące się największą procentową redukcją naprężeń w stali i całkowitym uniknięciem przekroczenia jej granicy plastyczności, zaobserwowano w środku rozpiętości belki – czyli w strefie maksymalnych momentów zginających i największego wyężenia materiału.

Podsumowując wyniki przeprowadzonych analiz numerycznych, można jednoznacznie stwierdzić, że zastosowane wzmocnienie w postaci tkaniny z włókna węglowego efektywnie ograniczyło zarówno odkształcenia (całkowite i plastyczne), jak i naprężenia (podłużne i poprzeczne) w krytycznych obszarach analizowanych belek cienkościennych. Redukcja ta była szczególnie znacząca w środkowej części rozpiętości. Co więcej, wzmocnienie wpłynęło na zmianę mechanizmu pracy elementu, prowadząc do bardziej równomiernego rozkładu naprężeń oraz efektywnego przeciwdziałania deformacjom dystorsyjnym. W efekcie tych korzystnych zmian nastąpiła wyraźna poprawa nośności i, co można ekstrapolować, potencjalnej trwałości eksploatacyjnej wzmocnionych cienkościennych belek stalowych.

7. WNIOSKI KOŃCOWE

Celem niniejszej rozprawy doktorskiej było zbadanie i ocena możliwości zwiększenia odporności cienkościennych belek stalowych typu sigma na deformacje dystorsyjne poprzez zastosowanie odcinkowego wzmocnienia w postaci tkaniny z włókna węglowego naklejanej na powierzchni stali. W ramach pracy rozważono trzy różne typy wzmocnienia na odcinku 300 mm, zlokalizowanym w środku rozpiętości badanych belek.

Wyniki przeprowadzonych badań laboratoryjnych wykazały, że najbardziej obiecującym sposobem aplikacji wzmocnienia, prowadzącym do znaczącego zwiększenia odporności na dystorsję, jest typ 1, polegający na naklejeniu tkaniny wyłącznie na zagięciach brzegowych pól. Analiza wpływu tego typu wzmocnienia koncentrowała się na ocenie jego skuteczności w ograniczaniu odkształceń, redukcji przemieszczeń, modyfikacji rozkładu naprężeń oraz, co kluczowe, na wzroście nośności granicznej belek. Istotnym elementem pracy było również opracowanie i weryfikacja parametrów wytrzymałościowych połączenia kompozytowego stal-klej-tkanina, co ma znaczenie dla projektowania i analizy tego typu wzmocnień.

Program badawczy obejmował testy laboratoryjne belek stalowych typu sigma o dwóch różnych przekrojach poprzecznych ($\Sigma 200 \times 70 \times 2$ oraz $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$), wykonanych ze stali S350GD. Równolegle przeprowadzono badania wytrzymałościowe połączeń klejonych w celu określenia parametrów wytrzymałościowych połączenia klejonego stal-tkanina z włókna węglowego. Całość badań eksperymentalnych została uzupełniona i wsparta zaawansowanymi analizami numerycznymi (MES), które objęły zarówno modele samych połączeń klejonych, jak i modele belek niewzmocnionych oraz wzmocnionych. Wykazano, że wzmocnienie okazało się bardziej efektywne dla belki o przekroju $\Sigma 200 \times 70 \times 2$. Ze względu na większą smukłość ścianek, profil ten był bardziej podatny na deformacje dystorsyjne, a co za tym idzie, odniósł większe korzyści z zastosowanej metody wzmocniania.

Podsumowanie wyników uzyskanych w poszczególnych rozdziałach rozprawy, a w szczególności odpowiedzi na sformułowane problemy badawcze oraz realizacja założonych celów badawczych, w tym wyznaczenie parametrów wytrzymałościowych zastosowanego wzmocnienia kompozytowego, doprowadziły do jednoznacznego wykazania poprawności postawionej tezy rozprawy. Udowodniono, że wzmocnienie cienkościennych belek stalowych o przekroju poprzecznym typu sigma, poprzez zastosowanie jednokierunkowej tkaniny z włókna węglowego naklejonej na określonym odcinku w środku jej rozpiętości, jest metodą skuteczną. Co więcej, wykazano, że takie wzmocnienie wywiera istotny, pozytywny wpływ na pracę elementu, w tym na ograniczenie odkształceń i przemieszczeń, wzrost nośności, korzystniejszy rozkład naprężeń oraz modyfikację mechanizmów zniszczenia, opóźniając lub eliminując formy związane z utratą stateczności dystorsyjnej.

Najważniejsze wnioski w obrębie rozdziałów

- **Potwierdzenie skuteczności wzmocnienia:** Aplikacja tkaniny z włókna węglowego, znacząco zwiększa sztywność lokalną przekroju, co bezpośrednio przekłada się na wzrost odporności na utratę stateczności dystorsyjnej. Zaobserwowano opóźnienie momentu inicjacji tej formy niestateczności oraz zmianę formy odkształceń dystorsyjnych.
- **Identyfikacja optymalnego sposobu wzmocnienia:** Spośród trzech analizowanych wariantów wykonania wzmocnienia, naklejenie tkaniny do zagięć brzegowych półek (typ 1) okazało się najbardziej obiecujące pod względem przyrostu nośności i ograniczenia deformacji przy relatywnie niewielkim zużyciu materiału. Ten typ wzmocnienia jest łatwy w aplikacji w przypadku istniejących konstrukcji.
- **Wpływ wzmocnienia na nośność i sztywność belek:** Stwierdzono wymierny przyrost nośności granicznej wzmocnionych belek w porównaniu do belek referencyjnych (niewzmocnionych).
- **Charakterystyka pracy połączenia stal-klej-CFRP:** Przeprowadzone badania połączeń klejonych pozwoliły na wyznaczenie parametrów wytrzymałościowych połączenia klejonego stali ocynkowanej i tkaniny z włókna węglowego w odniesieniu do form zniszczenia: kohezyjnego, adhezyjnego i zerwania tkaniny.
- **Wpływ geometrii przekroju na efektywność wzmocnienia:** Badania wykazały, że efektywność wzmocnienia jest zależna od geometrii i smukłości przekroju poprzecznego belki. Belka $\Sigma 200 \times 70 \times 2$, o większej smukłości ścianek, była bardziej podatna na dystorsję, a tym samym wzmocnienie przyniosło w jej przypadku bardziej znaczące korzyści w kontekście przyrostu nośności i ograniczenia deformacji dystorsyjnych w porównaniu do belki $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$, gdzie wpływ wzmocnienia jest minimalny.
- **Walidacja modeli numerycznych:** Opracowane modele numeryczne (MES) belek wzmocnionych i niewzmocnionych, a także połączeń klejonych, zostały pozytywnie zweryfikowane wynikami badań laboratoryjnych. Uzyskano dobrą zgodność w zakresie przewidywanych nośności, sztywności oraz postaci zniszczenia, co potwierdza poprawność przyjętych założeń modelowych i umożliwia wykorzystanie tych modeli do dalszych analiz parametrycznych.

- **Zmiana mechanizmu zniszczenia:** W przypadku belek wzmocnionych zaobserwowano modyfikację postaci zniszczenia. W przypadku belek $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ wzmocnienie powoduje bardziej równomierną deformację półki górnej na długości elementu.

Oryginalne osiągnięcia naukowe rozprawy

- **Opracowanie i weryfikacja nowatorskiej metody wzmacniania belek typu sigma podatnych na dystorsję:** Zaproponowano konkretne, odcinkowe rozwiązanie wzmacniające z wykorzystaniem tkanin z włókna węglowego, które jest ukierunkowane na przeciwdziałanie problemom dystorsji w zimnogiętych belkach stalowych o otwartym przekroju.
- **Identyfikacja najbardziej efektywnego sposobu aplikacji wzmocnienia (typ 1) dla belek sigma:** Wykazanie, że naklejenie tkaniny jedynie na zagięciach brzegowych półek jest rozwiązaniem optymalnym, łączącym wysoką efektywność z minimalizacją zużycia materiału wzmacniającego i łatwością aplikacji w przypadku istniejących konstrukcji.
- **Szczegółowy opis mechaniki kompozytowego połączenia stal-klej-tekstyna dla badanych materiałów:** Wyznaczenie parametrów wytrzymałościowych i opis mechanizmów zniszczenia, co stanowi wkład w zakresie wiedzy dotyczącej tego typu połączeń i jest kluczowe dla praktycznego projektowania.
- **Analiza wpływu wzmocnienia na zachowanie statyczne belek typu sigma:** Wszechstronne zbadanie (eksperymentalne i numeryczne) wpływu wzmocnienia na nośność, sztywność, odkształcenia, rozkład naprężeń i mechanizmy zniszczenia, dostarczające pełnego obrazu korzyści płynących z zastosowanej metody.
- **Wykazanie zróżnicowanej efektywności wzmocnienia w zależności od geometrii przekroju belki:** Określenie, które typy przekrojów typu sigma mogą odnieść największe korzyści z proponowanej metody wzmacniania, mianowicie te o większej smukłości ścianek.

Dalsze kierunki badań

Pomimo szerokiego zakresu przeprowadzonych analiz, wyniki niniejszej rozprawy otwierają również nowe perspektywy i wskazują na zasadność kontynuacji badań. Do najważniejszych z nich można zaliczyć:

- **Analizę wpływu innych typów materiałów kompozytowych i klejów:** Przetestowanie alternatywnych materiałów (np. tkaniny z włókna szklanego lub aramidowego) oraz kleju (np. o mniejszej sztywności) w celu dalszej optymalizacji wzmocnienia.
- **Badania trwałości i odporności zmęczeniowej wzmocnienia:** Ocena zachowania się wzmocnionych belek pod wpływem obciążeń cyklicznych oraz w warunkach zmiennych czynników środowiskowych (np. temperatura, wilgotność), co jest kluczowe dla długoterminowej niezawodności wzmocnienia.
- **Rozszerzenie badań na inne typy przekrojów cienkościennych i schematy obciążeń:** Zastosowanie opracowanej metodyki wzmocniania do innych profili stalowych (np. C, Z) oraz analiza jej skuteczności w przypadku innych schematów statycznych i rodzajów obciążeń.
- **Badania ilościowe w skali rzeczywistej i wdrożenia pilotażowe:** Przeprowadzenie testów na większej liczbie próbek skali 1:1 oraz potencjalne zastosowanie opracowanej metody wzmocnienia w rzeczywistych obiektach budowlanych w celu weryfikacji jej praktycznej użyteczności i efektywności kosztowej.

Realizacja powyższych kierunków badawczych pozwoli na dalsze pogłębienie wiedzy na temat zachowania się cienkościennych belek stalowych wzmocnianych kompozytami CFRP oraz na szersze i bardziej efektywne wdrażanie zaproponowanej metody wzmocniania w praktyce inżynierskiej.

SPIS TABLIC

TABELA 3.1 PARAMETRY WYTRZYMAŁOŚCIOWE STALI KONSTRUKCYJNEJ UZYSKANE NA PODSTAWIE BADAŃ MATERIAŁOWYCH PIERWSZEJ SERII PRÓBEK – GRUBOŚĆ BLACHY 2,0 MM	60
TABELA 3.2 PARAMETRY WYTRZYMAŁOŚCIOWE STALI KONSTRUKCYJNEJ UZYSKANE NA PODSTAWIE BADAŃ MATERIAŁOWYCH DRUGIEJ SERII PRÓBEK – GRUBOŚĆ BLACHY 2,5 MM.....	61
TABELA 3.3 WYNIKI BADAŃ WYTRZYMAŁOŚCI NA ŚCINANIE KLEJU DLA SERII SK1	65
TABELA 3.4 BADANE SERIE POŁĄCZEŃ KLEJONYCH.....	70
TABELA 3.5 WYNIKI DLA SERII A	72
TABELA 3.6 WYNIKI DLA SERII B.....	73
TABELA 3.7 WYNIKI DLA SERII C.....	74
TABELA 3.8 MECHANIZMY ZNISZCZENIA DLA POSZCZEGÓLNYCH PRÓBEK	80
TABELA 3.9 ŚREDNIA ARYTMETYCZNA WYTRZYMAŁOŚCI POŁĄCZENIA DLA RÓŻNYCH TYPÓW USZKODZENIA	81
TABELA 4.1 OZNACZENIA STOSOWANE PRZY NAZEWNICTWIE PRÓBEK.....	84
TABELA 4.2 POLA PRZEMIESZCZEŃ POZIOMYCH DLA BELKI RBH.1	109
TABELA 4.3 POLA PRZEMIESZCZEŃ PIONOWYCH DLA BELKI RBH.1	111
TABELA 4.4 POLA PRZEMIESZCZEŃ POZIOMYCH DLA BELKI RBH.2.....	112
TABELA 4.5 POLA PRZEMIESZCZEŃ PIONOWYCH DLA BELKI RBH.2	113
TABELA 4.6 POLA PRZEMIESZCZEŃ POZIOMYCH DLA BELKI SBHT1.1	114
TABELA 4.7 POLA PRZEMIESZCZEŃ PIONOWYCH DLA BELKI SBHT1.1	116
TABELA 4.8 POLA PRZEMIESZCZEŃ POZIOMYCH DLA BELKI SBHT1.2.....	117
TABELA 4.9 POLA PRZEMIESZCZEŃ PIONOWYCH DLA BELKI SBHT1.2	119
TABELA 5.1 TYP SPRZĘTU KOMPUTEROWEGO.....	121
TABELA 5.2 ZASTOSOWANE PARAMETRY TKANINY Z WŁÓKNA WĘGLOWEGO	124
TABELA 5.3 ZASTOSOWANE PARAMETRY STALI	124
TABELA 5.4 PARAMETRY POWIERZCHNI KOHEZYJNEJ.....	125
TABELA 5.5 TKANINA WĘGLOWA – PARAMETRY MODELU ZNISZCZENIA HASHIN.	130
TABELA 5.6 ANALIZA WRAŻLIWOŚCI SIATKI MES.....	131
TABELA 5.7 WŁAŚCIWOŚCI POWIERZCHNI KOHEZYJNEJ	135
TABELA 6.1 PARAMETRY MATERIAŁOWE STALI.....	138

SPIS ILUSTRACJI

RYS. 1.1: ROZKŁAD NAPRĘŻEŃ: A) ŚCINAJĄCYCH OD SIŁ TNĄCYCH W KIERUNKU OSI „Z”, B) ŚCINAJĄCYCH OD SKRĘCANIA SKRĘPOWANEGO, C) NORMALNYCH OD ZGINANIA, D) NORMALNYCH OD SKRĘCANIA SKRĘPOWANEGO DLA PRZĘKROJU TYPU SIGMA	23
RYS. 1.2: ZAŁOŻONE POPRZECZNE I OSIOWE POŁA PRZEMIESZCZEŃ	24
RYS. 1.3 PRZYKŁAD DYSTORSJI PRZĘKROJU TYPU SIGMA	25
RYS. 1.4 ROZKŁAD PRZEMIESZCZEŃ SPACZENIA DLA KOMPONENTÓW MEMBRANOWYCH I ZGIĘCIOWYCH (SILVESTRE & CAMOTIM, 2010)	27
RYS. 1.5 PRZYKŁADY MECHANIZMÓW ZNISZCZENIA DLA POŁĄCZENIA KLEJONEGO FRP-STAL (SHRIVASTAVA, 2018)	34
RYS. 1.6 SCHEMATYCZNA ILUSTRACJA MECHANIZMÓW ADHEZJI I RÓŻNYCH SIŁ WYSTĘPUJĄCYCH MIĘDZY DWIEMA POWIERZCHNIAMI W PRZYRODZIE. 1) SIŁA VAN DER WAALSA; 2) SIŁA KAPILARNA; 3) SIŁA ELEKTROSTATYCZNA LUB COULOMBA; 4) TARCIE LUB SIŁA BLOKUJĄCA; 5) SIŁA SSĄCA LUB PRÓŻNIOWA; 6) SIŁA CHEMICZNA; 7) SIŁA DYFUZJI; 8) SIŁA MAGNETYCZNA (RICHHARIYA I IN., 2023).	38
RYS. 1.7 TYPOWA ZALEŻNOŚĆ TRAKCJA-SEPARACJA – LINIOWA EWOLUCJA USZKODZENIA (LE I IN., 2023).	44
RYS. 1.8 WYKŁADNICZA EWOLUCJA USZKODZENIA (DASSAULT SYSTÈMES, 2024).	45
RYS. 1.9 MIESZANA ZALEŻNOŚĆ TRAKCJI-SEPARACJI (DASSAULT SYSTÈMES, 2024).	47
RYS. 2.1 GEOMETRIA BADANYCH BELEK: 0 – BELKA REFERENCYJNA, 1 – WZMOCNIENIE NAKLEJONE NA ZAGIĘCIACH BRZEGOWYCH, 2 – WZMOCNIENIE NAKLEJONE NA ZAGIĘCIACH BRZEGOWYCH I PÓLKACH, 3 – WZMOCNIENIE NAKLEJONE NA CAŁYM OBRYŚIE PRZĘKROJU POPRZECZNEGO.....	50
RYS. 2.2 SZEROKOŚĆ WZMOCNIENIA (B).....	51
RYS. 2.3 SCHEMAT PRZEDSTAWIAJĄCY METODYKĘ BADAŃ	53
RYS. 2.4 SCHEMAT PRZEDSTAWIAJĄCY PROGRAM BADAŃ LABORATORYJNYCH.....	55
RYS. 2.5 SCHEMAT PRZEDSTAWIAJĄCY PROGRAM ANALIZ NUMERYCZNYCH	57
RYS. 3.1 STANOWISKO BADAWCZE – PRÓBKA STAŁOWA W UCHWYTACH MASZyny WYTRZYMAŁOŚCIOWEJ	60
RYS. 3.2 ZALEŻNOŚĆ NAPRĘŻENIE-ODKSZTAŁCENIE DLA PIERWSZEJ SERII – GRUBOŚĆ BLACHY 2,0 MM....	61
RYS. 3.3 ZALEŻNOŚĆ NAPRĘŻENIE-ODKSZTAŁCENIE DLA DRUGIEJ SERII – GRUBOŚĆ BLACHY 2,5 MM	62
RYS. 3.4 SCHEMAT PRÓBKII – ŚCINANIE KLEJU	63
RYS. 3.5 PRÓBKII DO BADAŃ Z SERII SK1	64
RYS. 3.6 STANOWISKO BADAWCZE – PRÓBKA SERII SK1 W UCHWYTACH MASZyny WYTRZYMAŁOŚCIOWEJ	65
RYS. 3.7 WYKRESY SIŁA – PRZEMIESZCZENIE DLA SERII SK1.....	66
RYS. 3.8 ZNISZCZONE PRÓBKII Z SERII SK1	67
RYS. 3.9 ZNISZCZONA PRÓBKA SK1.1 – BLACHA STAŁOWA	68
RYS. 3.10 ZNISZCZONA PRÓBKA SK1.1 – TKANINA	69
	171

RYS. 3.11 NIEZNISZCZONA I ZNISZCZONA TKANINA	70
RYS. 3.12 SCHEMAT POŁĄCZENIA KLEJONEGO.....	71
RYS. 3.13 POŁĄCZENIE KLEJONE W SZCZĘKACH MASZYNY WYTRZYMAŁOŚCIOWEJ	72
RYS. 3.14 ZALEŻNOŚĆ SIŁA-PRZEMIESZCZENIE DLA SERII A	75
RYS. 3.15 ZALEŻNOŚĆ SIŁA-PRZEMIESZCZENIE DLA SERII B	76
RYS. 3.16 ZALEŻNOŚCI SIŁA-PRZEMIESZCZENIE DLA SERII C	77
RYS. 3.17 ZALEŻNOŚĆ MAKSYMALNA SIŁA – GRUBOŚĆ KLEJU DLA WSZYSTKICH SERII	78
RYS. 3.18 ZALEŻNOŚCI MAKSYMALNA SIŁA – DŁUGOŚĆ ZAKŁADU DLA WSZYSTKICH SERII	79
RYS. 3.19 ZAOBSERWOWANE FORMY USZKODZEŃ: (A) ZNISZCZENIE ADHEZYJNE KLEJU NA STYKU STAL/KLEJ, (B) ZERWANIE TKANINY, (C) USZKODZENIE MIESZANE	80
RYS. 3.20 ŚREDNIE ZALEŻNOŚCI SIŁA-PRZEMIESZCZENIE DLA POSZCZEGÓLNYCH SERII	82
RYS. 4.1 SCHEMAT STANOWISKA LABORATORYJNEGO	85
RYS. 4.2 STANOWISKO BADAWCZE	85
RYS. 4.3 PODKŁADKI Z CEOWNIKÓW MIĘDZY BELKĄ A TRAWERSEM.....	86
RYS. 4.4 PODPORA „WIDEŁKOWA” I CZUJNIK INDUKCYJNY	86
RYS. 4.5 PRZEPONA NA PODPORZE W POSTACI DREWNIANEGO KŁOCKA	87
RYS. 4.6 POMIAR GEOMETRII BELKI ZA POMOCĄ SKANERA 3D ARTEC LEO	88
RYS. 4.7 NIEJEDNORODNY WZÓR WYKONANY NA BADANYCH BELKACH DLA POMIARÓW SYSTEMEM ARAMIS	89
RYS. 4.8 SYSTEM ARAMIS I BADANA BELKA Z LOSOWYM WZOREM	89
RYS. 4.9 ZMIANA POŁOŻENIA PUNKTU STYKU CZUJNIKA LVDT Z BELKĄ	90
RYS. 4.10 ZALEŻNOŚCI SIŁA-PRZEMIESZCZENIE DLA BELKI REFERENCYJNEJ RBH.1 – SPRAWDZENIE SYMETRYCZNOŚCI	91
RYS. 4.11 WIDOK ZNISZCZONEJ BELKI REFERENCYJNEJ (NIEWZMOCNIONEJ) $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ – RBH.1	92
RYS. 4.12 WIDOK ZNISZCZONEJ BELKI WZMOCNIONEJ $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ – SBHT1.1	92
RYS. 4.13 WIDOK ZNISZCZONEJ BELKI WZMOCNIONEJ $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ – SBHT2.1	93
RYS. 4.14 WIDOK ZNISZCZONEJ BELKI WZMOCNIONEJ $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ – SBHT3.1	93
RYS. 4.15 WIDOK ZNISZCZONEJ BELKI REFERENCYJNEJ (NIEWZMOCNIONEJ) $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$ – RBL.1	94
RYS. 4.16 WIDOK ZNISZCZONEJ BELKI WZMOCNIONEJ $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$ – SBLT1.1	94
RYS. 4.17 WIDOK ZNISZCZONEJ BELKI WZMOCNIONEJ $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$ – SBLT2.1	95
RYS. 4.18 WIDOK ZNISZCZONEJ BELKI WZMOCNIONEJ $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$ – SBLT3.1	95
RYS. 4.19 ZALEŻNOŚCI SIŁA-PRZEMIESZCZENIE DLA BELEK $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ ETAPU I	96
RYS. 4.20 ZALEŻNOŚCI SIŁA-PRZEMIESZCZENIE DLA BELEK $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ ETAPU II	97
RYS. 4.21 ZALEŻNOŚCI SIŁA-PRZEMIESZCZENIE DLA BELEK $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$ ETAPU I	98
RYS. 4.22 ZALEŻNOŚCI SIŁA-PRZEMIESZCZENIE DLA BELEK $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$ ETAPU II	99
RYS. 4.23 PORÓWNIANIE WARUNKÓW OBCIĄŻENIA BELKI SBLT1.2 I SBLT2.2 (SKANY 3D).....	100
RYS. 4.24 ZALEŻNOŚCI SIŁA-PRZEMIESZCZENIE DLA BELEK $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ ETAPU II W PUNKCIE P2.....	101
RYS. 4.25 LOKALIZACJA PUNKTÓW NA POWIERZCHNI ŚRODNIAKA DLA BELEK $\Sigma 200 \times 70 \times 2$	102

RYS. 4.26 LOKALIZACJA PUNKTÓW NA POWIERZCHNI ŚRODNIA DLA BELEK $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$	102
RYS. 4.27 ZALEŻNOŚCI SIŁA-PRZEMIESZCZENIE PIONOWE W PUNKCIE Y-GL DLA BELEK $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ ETAPU I	103
RYS. 4.28 ZALEŻNOŚCI SIŁA-PRZEMIESZCZENIE POZIOME W PUNKCIE Z-G DLA BELEK $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ ETAPU I	104
RYS. 4.29 ZALEŻNOŚCI SIŁA-PRZEMIESZCZENIE PIONOWE W PUNKCIE Y-GL DLA BELEK $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ ETAPU II	104
RYS. 4.30 ZALEŻNOŚCI SIŁA-PRZEMIESZCZENIE POZIOME W PUNKCIE Z-G DLA BELEK $\Sigma 200 \times 70 \times 2$ ETAPU II	105
RYS. 4.31 ZALEŻNOŚCI SIŁA-PRZEMIESZCZENIE PIONOWE W PUNKCIE Y-GS DLA BELEK $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$ ETAPU I	105
RYS. 4.32 ZALEŻNOŚCI SIŁA-PRZEMIESZCZENIE POZIOME W PUNKCIE Z-G DLA BELEK $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$ ETAPU I	106
RYS. 4.33 ZALEŻNOŚCI SIŁA-PRZEMIESZCZENIE PIONOWE W PUNKCIE Y-GS DLA BELEK $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$ ETAPU II	107
RYS. 4.34 ZALEŻNOŚCI SIŁA-PRZEMIESZCZENIE POZIOME W PUNKCIE Z-G DLA BELEK $\Sigma 140 \times 70 \times 2.5$ ETAPU II	107
RYS. 5.1 ZASTOSOWANE WARUNKI BRZEGOWE W MODELU MES – DLJ	126
RYS. 5.2 ZALEŻNOŚCI SIŁA-PRZEMIESZCZENIE	127
RYS. 5.3 PORÓWNANIE NAPRĘŻEŃ ŚCINAJĄCYCH WZDŁUŻ DŁUGOŚCI ZAKŁADU DLA MODELI NUMERYCZNYCH O RÓŻNYCH ROZMIARACH SIATKI	128
RYS. 5.4 ANIZOTROPOWY MODEL ZNISZCZENIA ABAQUS (MATZENMILLER I IN., 1995; HASHIN & ROTEM, 1973; HASHIN, 1980; CAMANHO & DAVILA, 2002)	130
RYS. 5.5 ZASTOSOWANE WARUNKI BRZEGOWE.	131
RYS. 5.6 OKREŚLENIE WPŁYWU GĘSTOŚCI SIATKI ELEMENTÓW SKOŃCZONYCH.	132
RYS. 5.7 SPRAWDZENIE MODELU NUMERYCZNEGO.	136
RYS. 6.1 WARUNKI BRZEGOWE.	139
RYS. 6.2 PRZYŁOŻONE OBCIĄŻENIE.	140
RYS. 6.3 ZASTOSOWANE WZMOCNIENIE – SPRĘŻYNY NIELINIOWE.	141
RYS. 6.4 LOKALIZACJA PUNKTÓW NA POWIERZCHNI ŚRODNIA DLA BELEK $\Sigma 200 \times 70 \times 2$	141
RYS. 6.5 ZALEŻNOŚCI SIŁA-PRZEMIESZCZENIE PIONOWE W PUNKCIE Y-GP (GÓRNA PÓŁKA)	142
RYS. 6.6 ZALEŻNOŚCI SIŁA-PRZEMIESZCZENIE PIONOWE W PUNKCIE Y-DP (DOLNA PÓŁKA)	143
RYS. 6.7 ZALEŻNOŚCI SIŁA-PRZEMIESZCZENIE POZIOME W PUNKCIE Z-G (GÓRNA PÓŁKA)	143
RYS. 6.8 ZALEŻNOŚCI SIŁA-PRZEMIESZCZENIE POZIOME W PUNKCIE Z-D (DOLNA PÓŁKA)	144
RYS. 6.9 ZALEŻNOŚCI SIŁA-PRZEMIESZCZENIE PIONOWE W PUNKCIE PRZY PODPORZE (P1)	144
RYS. 6.10 DEFORMACJA BELKI: A) TESTY LABORATORYJNE - BELKA REFERENCYJNA, B) BELKA WZMOCNIONA; C) MES - BELKA REFERENCYJNA, D) BELKA WZMOCNIONA	145
RYS. 6.11 ODKSZTAŁCENIE E11 NA PRZĘCROJU POPRZECZNYM W ŚRODKU ROZPIĘTOŚCI BELKI	146

RYS. 6.12 ODKSZTAŁCENIE E22 NA PRZĘKROJU POPRZECZNYM W ŚRODKU ROZPIĘTOŚCI BELKI	147
RYS. 6.13 ODKSZTAŁCENIE PE11 NA PRZĘKROJU POPRZECZNYM W ŚRODKU ROZPIĘTOŚCI BELKI	148
RYS. 6.14 ODKSZTAŁCENIE PE22 NA PRZĘKROJU POPRZECZNYM W ŚRODKU ROZPIĘTOŚCI BELKI	148
RYS. 6.15 ODKSZTAŁCENIE E11 NA PRZĘKROJU POPRZECZNYM W MIEJSCU PRZYŁOŻENIA SIŁY	149
RYS. 6.16 ODKSZTAŁCENIE E22 NA PRZĘKROJU POPRZECZNYM W MIEJSCU PRZYŁOŻENIA SIŁY	150
RYS. 6.17 ODKSZTAŁCENIE PE11 NA PRZĘKROJU POPRZECZNYM W MIEJSCU PRZYŁOŻENIA SIŁY	151
RYS. 6.18 ODKSZTAŁCENIE PE22 NA PRZĘKROJU POPRZECZNYM W MIEJSCU PRZYŁOŻENIA SIŁY	151
RYS. 6.19 NAPRĘŻENIA S11 NA PRZĘKROJU POPRZECZNYM W ŚRODKU ROZPIĘTOŚCI BELKI.....	153
RYS. 6.20 NAPRĘŻENIA S22 NA PRZĘKROJU POPRZECZNYM W ŚRODKU ROZPIĘTOŚCI BELKI.....	154
RYS. 6.21 NAPRĘŻENIA S11 NA PRZĘKROJU POPRZECZNYM W MIEJSCU PRZYŁOŻENIA SIŁY	155
RYS. 6.22 NAPRĘŻENIA S22 NA PRZĘKROJU POPRZECZNYM W MIEJSCU PRZYŁOŻENIA SIŁY	155
RYS. 6.23 NAPRĘŻENIA S11 NA PRZĘKROJU PODŁUŻNYM NA KRAWĘDZI PÓŁKI GÓRNEJ I ŚRODNIA	157
RYS. 6.24 NAPRĘŻENIA S11 NA PRZĘKROJU PODŁUŻNYM W ŚRODKU PÓŁKI GÓRNEJ	157
RYS. 6.25 NAPRĘŻENIA S11 NA PRZĘKROJU PODŁUŻNYM NA KRAWĘDZI PÓŁKI GÓRNEJ I ZAGIĘCIA BRZEGOWEGO	158
RYS. 6.26 NAPRĘŻENIA S11 NA PRZĘKROJU PODŁUŻNYM NA KRAWĘDZI ZAGIĘCIA BRZEGOWEGO.....	158
RYS. 6.27 NAPRĘŻENIA S22 NA PRZĘKROJU PODŁUŻNYM NA KRAWĘDZI PÓŁKI GÓRNEJ I ŚRODNIA	159
RYS. 6.28 NAPRĘŻENIA S22 NA PRZĘKROJU PODŁUŻNYM W ŚRODKU PÓŁKI GÓRNEJ	160
RYS. 6.29 NAPRĘŻENIA S22 NA PRZĘKROJU PODŁUŻNYM NA KRAWĘDZI PÓŁKI GÓRNEJ I ZAGIĘCIA BRZEGOWEGO	160
RYS. 6.30 NAPRĘŻENIA S22 NA PRZĘKROJU PODŁUŻNYM NA KRAWĘDZI ZAGIĘCIA BRZEGOWEGO.....	161
RYS. 6.31 SCHEMAT ROZKŁADU NAPRĘŻEŃ PODŁUŻNYCH (S22) W GÓRNEJ PÓŁCE MIĘDZY MIEJSCAMI PRZYŁOŻENIA SIŁ	162
RYS. 6.32 SCHEMAT ROZKŁADU NAPRĘŻEŃ POPRZECZNYCH (S11) W GÓRNEJ PÓŁCE MIĘDZY MIEJSCAMI PRZYŁOŻENIA SIŁ	162

LITERATURA

- Adams, R. D., & Peppiatt, N. A. (1973). Effect of poisson's ratio strains in adherends on stresses of an idealized lap joint. *Journal of Strain Analysis*, 8(2), 134–139.
- Al-Mawed, L. K., & Hamad, B. S. (2023). Experimental and numerical assessments of slab-column connections strengthened using bonded hemp fiber fabric sheets. *International Journal of Concrete Structures and Materials*, 17(1), Article 1. <https://doi.org/10.1186/s40069-022-00567-z>
- American Iron and Steel Institute. (1946). Specification for the design of light gage steel structural members. Author.
- Andrade, A., Camotim, D., & Dinis, P. B. (2007). 1 Lateral-torsional buckling of singly symmetric web-tapered I-beams: 1D model vs. shell FEA. *Computers & Structures*, 85(19-20), 1487–1503. <https://doi.org/10.1016/j.compstruc.2007.02.001>
- Andreassen, M. J., & Jönsson, J. (2013). A distortional semi-discretized thin-walled beam element. *Thin-Walled Structures*, 62, 142–157. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2012.08.012>
- Autumn, K., Sitti, M., Liang, Y. A., Peattie, A. M., Hansen, W. R., Sponberg, S., Kenny, T. W., Fearing, R., Israelachvili, J. N., & Full, R. J. (2002). 2 Evidence for van der Waals adhesion in gecko setae. *Proceedings of the National Academy of Sciences of the United States of America*, 99(19), 12252–12256.3 <https://doi.org/10.1073/pnas.192252799>
- Baik, S., Kim, D. W., Park, Y., Lee, T. J., Bharg, S. H., & Pang, C. (2019). Capillarity-enhanced organ-attachable adhesive with highly drainable wrinkled octopus-inspired architectures.4 *ACS Applied Materials & Interfaces*, 11(29), 25674–25681.5 <https://doi.org/10.1021/acsami.9b05511>
- Baldan, A. (2004). Adhesively-bonded joints and repairs in metallic alloys, polymers and composite materials: Adhesives, adhesion theories and surface pretreatment. *Journal of Materials Science*, 39(1), 1–49. <https://doi.org/10.1023/B:JMSC.0000007734.20167.50>
- Bambach, M. R. (2014). Numerical simulation of the shock spalling failure of bonded fibre-epoxy strengthening systems for metallic structures. *Engineering Structures*, 64, 1–11. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2014.01.037>
- Bambach, M. R., & Elchalakani, M. (2007). Plastic mechanism analysis of steel SHS strengthened with CFRP under large axial deformation. *Thin-Walled Structures*, 45(2), 159–170. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2007.02.004>
- Bambach, M. R., Jama, H. H., & Elchalakani, M. (2009). Axial capacity and design of thin-walled steel SHS strengthened with CFRP. *Thin-Walled Structures*, 47(10), 1112–1121. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2008.10.006>
- Bastani, A., Das, S., & Kenno, S. (2019). Rehabilitation of thin walled steel beams using CFRP fabric. *Thin-Walled Structures*, 143, Article 106215. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2019.106215>
- Becque, J. (2021). Linking the von Kármán equations to the practical design of plates. *Journal of Engineering Mechanics*, 147(11), Article 04021097. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)EM.1943-7889.0001995](https://doi.org/10.1061/(ASCE)EM.1943-7889.0001995)
- Benamar, B., Mokhtari, M., Madani, K., & Benzaama, H. (2019). Using a cohesive zone modeling to predict the compressive and tensile behavior on the failure load of single lap bonded joint. *Frattura ed Integrità Strutturale*, 13(50), 112–125. <https://doi.org/10.3221/IGF-ESIS.50.09>
- Benilov, E. S. (2024). Does the van der Waals force play a part in evaporation? *Physics of Fluids*, 36(3), Article 032113. <https://doi.org/10.1063/5.0192771>
- Benscoter, S. U. (1954). A theory of torsion bending for multicell beams. *Journal of Applied Mechanics*, 21(1), 25–34. <https://doi.org/10.1115/1.4010876>
- Bhoi, R., & Kalurkar, L. G. (2014). Study of buckling behaviour of beam and column subjected to axial loading for various rolled I sections. *International Journal of Innovative Research in Science, Engineering and Technology*, 3(11), 17639–17645.
- Bogue, R. (2008). Biomimetic adhesives: A review of recent developments.6 *Assembly Automation*, 28(4), 282–288. <https://doi.org/10.1108/01445150810904422>
- Bródka, J., Broniewicz, M., & Giżejowski, M. (2006). Kształtowniki gięte: Poradnik projektanta. Polskie Wydawnictwo Techniczne.
- Camanho, P. P., & Davila, C. G. (2002). Mixed-mode decohesion finite elements for the simulation of delamination in composite materials (NASA/TM-2002-211737). National Aeronautics and Space Administration.

- Cambronero-Barrientos, F., Díaz-del-Valle, J., & Martínez-Martínez, J.-A. (2017). Beam element for thin-walled beams with torsion, distortion, and shear lag. *Engineering Structures*, 151, 690–706. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2017.08.055>
- Cantwell, W. J., & Morton, J. (1991). The impact resistance of composite materials — A review. *Composites*, 22(5), 347–362. [https://doi.org/10.1016/0010-4361\(91\)90549-v](https://doi.org/10.1016/0010-4361(91)90549-v)
- Chakravarthy, N., Naganathan, S., Bin Mustapha, K. N., Gholami, M., & Sulong, N. H. R. (2021). Structural performance of experimentally investigated CFRP-strengthened cold-formed steel built-up columns. *Iranian Journal of Science and Technology, Transactions of Civil Engineering*, 46(2), 917–924. <https://doi.org/10.1007/s40996-021-00706-8>
- Chalot, A., Michel, L., & Ferrier, E. (2019). Experimental study of external bonded CFRP-concrete interface under low cycle fatigue loading. *Composites Part B: Engineering*, 177, Article 107255. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2019.107255>
- Chen, Y., Yuan, M., Wang, H., Yu, R., & Hua, L. (2023). Progressive optimization on structural design and weight reduction of CFRP Key Components. *International Journal of Lightweight Materials and Manufacture*, 6(1), 59–71. <https://doi.org/10.1016/j.ijlmm.2022.06.004>
- Choi, H. Y., & Chang, F.-K. (1992). A model for predicting damage in graphite/epoxy laminated composites resulting from low-velocity point impact. *Journal of Composite Materials*, 26(14), 2134–2169. <https://doi.org/10.1177/002199839202601406>
- Choi, I. S., Jang, G.-W., Choi, S., Shin, D., & Kim, Y. Y. (2017). Higher order analysis of thin-walled beams with axially varying quadrilateral cross sections. *Computers & Structures*, 179, 127–139. <https://doi.org/10.1016/j.compstruc.2016.10.011>
- Ciesielczyk, K., & Rzeszut, K. (2016). Local and distortional buckling of axially loaded cold rolled sigma profiles. *Acta Mechanica et Automatica*, 10(3), 218–222. <https://doi.org/10.1515/ama-2016-0033>
- Cruz, R., Correia, L., Cabral-Fonseca, S., & Sena-Cruz, J. (2023). Durability of bond of EBR CFRP laminates to concrete under real-time field exposure and laboratory accelerated ageing. *Construction and Building Materials*, 377, Article 131047. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2023.131047>
- D'Aguiar, S. C. M., & Parente Junior, E. (2018). Local buckling and post-critical behavior of thin-walled composite channel section columns. *Latin American Journal of Solids and Structures*, 15, Article e56. <https://doi.org/10.1590/1679-78254772>
- da Silva, L. F. M., & Campilho, R. D. S. G. (2012). Advances in numerical modeling of adhesive joints. *SpringerBriefs in Applied Sciences and Technology*. <https://doi.org/10.1007/978-3-642-23608-2>
- da Silva, L. F. M., Öchsner, A., & Adams, R. D. (Eds.). (2009). Analytical models of adhesively bonded joints—Part I: Literature survey. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 29(3), 319–330. <https://doi.org/10.1016/j.ijadhadh.2008.06.005> (Assuming "et al." refers to editors for a collection or a special issue part)
- Dassault Systèmes. (2024). Abaqus analysis user's guide. <https://help.3ds.com/>
- de Bruyne, N. A. (1944). The strength of glued joints. *Aircraft Engineering and Aerospace Technology*, 16(4), 115–118, 140. <https://doi.org/10.1108/eb031157>
- De Lorenzis, L., Fernando, D., & Teng, J.-G. (2013). Coupled mixed-mode cohesive zone modeling of interfacial debonding in simply supported plated beams. *International Journal of Solids and Structures*, 50(14-15), 2477–2494. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2013.03.013>
- de Morais, A. B. (2013). Mode I cohesive zone model for delamination in composite beams. *Engineering Fracture Mechanics*, 109, 236–245. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2013.06.003>
- Dillard, D. A. (2023). Advances in structural adhesive bonding. Woodhead Publishing.
- Dobrzański, P. (2016). Modelowanie strefy kohezyjnej. *Transactions of the Institute of Aviation*, (243), 170–186. <https://doi.org/10.5604/05096669.1205261>
- Doroudi, Y., Fernando, D., Hosseini, A., & Ghafoori, E. (2021). Behavior of cracked steel plates strengthened with adhesively bonded CFRP laminates under fatigue loading: Experimental and analytical study. *Composite Structures*, 266, Article 113816. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2021.113816>
- Dvorkin, E. N., Celentano, D., Cuitiño, A., & Gioia, G. (1989). A Wlasow beam element. *Computers & Structures*, 33(1), 187–196. [https://doi.org/10.1016/0045-7949\(89\)90140-5](https://doi.org/10.1016/0045-7949(89)90140-5)
- Dybizbański, M. A., Rzeszut, K., Abdusattarkhuja, S., & Li, Z. (2024). Determination of strength parameters of composite reinforcement consisting of steel member, adhesive, and carbon fiber textile. *Materials*, 17(23), Article 6022. <https://doi.org/10.3390/ma17236022>

- Dybizbański, M., & Rzeszut, K. (2023a). Experimental and theoretical investigation of galvanized steel and fiber-reinforced polymer composites textile adhesive double lap joints. *Advances in Science and Technology Research Journal*, 17(4), 110–120.
- Dybizbański, M., & Rzeszut, K. (2023b). Badania laboratoryjne wzmacnianych belek stalowych cienkościennych typu sigma za pomocą tkanin CFRP z zastosowaniem bezdotykowych metod optycznych [Laboratory tests of reinforced thin-walled steel sigma beams using CFRP fabrics with the use of non-contact optical methods]. *Przegląd Budowlany*, (7-8), 111–116.
- Dybizbański, M., Rzeszut, K., & Szczepańska, A. (2022). Stress analysis of steel beams made of sigma cross-section. *Advances in Science and Technology Research Journal*, 16(4), 106–118.
- El Damatty, A. A., Abushagur, M., & Youssef, M. A. (2003). Experimental and analytical investigation of steel beams rehabilitated using GFRP sheets. *Steel & Composite Structures*, 3(6), 421–438. <https://doi.org/10.12989/scs.2003.3.6.421>
- Elices, M., Guinea, G. V., Gómez, J., & Planas, J. (2002). The cohesive zone model: Advantages, limitations and challenges. *Engineering Fracture Mechanics*, 69(2), 137–163. [https://doi.org/10.1016/S0013-7944\(01\)00083-2](https://doi.org/10.1016/S0013-7944(01)00083-2)
- European Committee for Standardization. (2006). EN 1993-1-3: Eurocode 3 - Design of steel structures - Part 1-3: General rules – Supplementary rules for cold-formed members and sheeting.
- European Committee for Standardization. (2020). EN ISO 6892-1:2020 – Metallic materials - Tensile testing - Part 1: Method of test at room temperature.
- Föppl, A. (1897). *Vorlesungen über technische Mechanik: Vol. 3. Festigkeitslehre*. B. G. Teubner.
- Gholami, M., Mohd Sam, A. R., Tahir, M. M., Farid, N. M. Z., & Noor, N. M. (2013). A review on steel/CFRP strengthening systems focusing environmental performance. *Construction and Building Materials*, 47, 301–310. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2013.04.049>
- Gjelsvik, A. (1981). *The theory of thin walled bars*. John Wiley & Sons.
- Goland, M., & Reissner, E. (1944). The stresses in cemented joints. *Journal of Applied Mechanics*, 11(1), A17–A27. <https://doi.org/10.1115/1.4009336>
- Gonçalves, D. C., Sánchez-Arce, I. J., Ramalho, L. D., Campilho, R. D., & Belinha, J. (2022a). Introductory application of a natural neighbour meshless elastic formulation to double-lap adhesive joints. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, 44(2). <https://doi.org/10.1007/s40430-021-03355-0>
- Gonçalves, R. (2012). A geometrically exact approach to lateral-torsional buckling of thin-walled beams with deformable cross-section. *Computers & Structures*, 106–107, 1–15. <https://doi.org/10.1016/j.compstruc.2012.04.007>
- Gonçalves, R., Bebiano, R., & Camotim, D. (2014). On the shear deformation modes in the framework of Generalized Beam Theory. *Thin-Walled Structures*, 85, 314–329. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2014.09.009>
- Gonçalves, R., Ritto-Corrêa, M., & Camotim, D. (2010). A large displacement and finite rotation thin-walled beam formulation including cross-section deformation. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 199(29–32), 2042–2061. <https://doi.org/10.1016/j.cma.2010.03.009>
- Guo, D., Liu, Y.-L., Gao, W.-Y., & Dai, J.-G. (2023a). Bond behavior of CFRP-to-steel bonded joints at different service temperatures: Experimental study and FE modeling. *Construction and Building Materials*, 362, Article 129836. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2022.129836>
- Guo, D., Wang, H.-P., Liu, Y.-L., Gao, W.-Y., & Dai, J.-G. (2023b). Structural behavior of CFRP-strengthened steel beams at different service temperatures: Experimental study and FE modeling. *Engineering Structures*, 293, Article 116646. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2023.116646>
- Hadigheh, S. A., Ke, F., & Fatemi, H. (2022). Durability design criteria for the hybrid carbon fibre reinforced polymer (CFRP)-reinforced geopolymer concrete bridges. *Structures*, 35, 325–339. <https://doi.org/10.1016/j.istruc.2021.10.087>
- Haedir, J., & Zhao, X.-L. (2011). Design of short CFRP-reinforced steel tubular columns. *Journal of Constructional Steel Research*, 67(3), 497–509. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2010.09.005>
- Hajizadeh, K., Abbasi, H., Hashemi, S. M., Eslampanah, M., Rahpeyma, M., Hosseini, S. M., Mohseni, P., & Hassan, Z. M. (2022). A van der Waals force-based adhesion study of stem cells exposed to cold atmospheric plasma jets. *Scientific Reports*, 12(1), Article 12108. <https://doi.org/10.1038/s41598-022-16277-1>
- Hakim, S. J. S., & Abramovich, H. (2022). Large deflections of thin-walled plates under transverse loading—Investigation of the generated in-plane stresses. *Materials*, 15(4), Article 1577. <https://doi.org/10.3390/ma15041577>

- Hamasaki, H., & Hirahara, K. (2023). The van der Waals cohesive force between two carbon nanotubes. *Applied Physics Express*, 16(3), Article 035002. <https://doi.org/10.35848/1882-0786/acbf03>
- Hancock, G. J. (1985). Distortional buckling of steel storage rack columns. *Journal of Structural Engineering*, 111(12), 2770–2783. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1985\)111:12\(2770](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1985)111:12(2770)
- Hancock, G. J. (1997). Design for distortional buckling of flexural members. *Thin-Walled Structures*, 27(1), 3–12. [https://doi.org/10.1016/S0263-8231\(96\)00022-7](https://doi.org/10.1016/S0263-8231(96)00022-7)
- Hancock, G. J. (2003). Cold-formed steel structures. *Journal of Constructional Steel Research*, 59(4), 473–487. [https://doi.org/10.1016/S0143-974X\(02\)00103-7](https://doi.org/10.1016/S0143-974X(02)00103-7)
- Hancock, G. J., Kwon, Y. B., & Bernard, E. S. (1994). Strength design curves for thin-walled sections undergoing distortional buckling. *Journal of Constructional Steel Research*, 31(2-3), 169–186. [https://doi.org/10.1016/0143-974X\(94\)90028-R](https://doi.org/10.1016/0143-974X(94)90028-R)
- Harris, A. F., & Beevers, A. (1999). The effects of grit-blasting on surface properties for adhesion. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 19(6), 445–452. [https://doi.org/10.1016/S0143-7496\(99\)00020-6](https://doi.org/10.1016/S0143-7496(99)00020-6)
- Hart-Smith, L. J. (1973a). Adhesive-bonded single-lap joints (NASA CR-112236). National Aeronautics and Space Administration.
- Hart-Smith, L. J. (1973b). Adhesive-bonded double-lap joints (NASA CR-112235). National Aeronautics and Space Administration.
- Hashin, Z. (1980). Failure criteria for unidirectional fiber composites. *Journal of Applied Mechanics*, 47(2), 329–334. <https://doi.org/10.1115/1.3153664>
- Hashin, Z., & Rotem, A. (1973). A fatigue failure criterion for fiber reinforced materials. *Journal of Composite Materials*, 7(4), 448–464. <https://doi.org/10.1177/002199837300700404>
- Hillerborg, A., Modéer, M., & Petersson, P.-E. (1976). Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements. *Cement and Concrete Research*, 6(6), 773–781. [https://doi.org/10.1016/0008-8846\(76\)90007-7](https://doi.org/10.1016/0008-8846(76)90007-7)
- Höglberg, J. (2006). Mixed mode cohesive law. *International Journal of Fracture*, 141(3-4), 549–559. <https://doi.org/10.1007/s10704-006-9010-7>
- Hollaway, L. C., & Cadei, J. (2002). Progress in the technique of upgrading metallic structures with advanced polymer composites. *Progress in Structural Engineering and Materials*, 4(2), 131–148. <https://doi.org/10.1002/pse.111>
- Hou, X., Yousefi Kanani, A., & Ye, J. (2018). Double lap adhesive joint with reduced stress concentration: Effect of slot. *Composite Structures*, 202, 635–642. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2018.03.026>
- Hu, L., Liang, X., Feng, P., & Li, H.-T. (2023). Temperature effect on buckling behavior of prestressed CFRP-reinforced steel columns. *Thin-Walled Structures*, 188, Article 110879. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2023.110879>
- Hu, L., Liang, X., Zhang, C., Feng, P., Liu, X., & Zhao, G. (2022). Flexural behavior of light steel purlins reinforced by prestressed CFRP laminates. *Thin-Walled Structures*, 174, Article 109125. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2022.109125>
- International Organization for Standardization. (2016). ISO 4624:2016 – Paints and varnishes – Pull-off test for adhesion.9
- Jamali, M., & Tafreshi, H. V. (2021). Studying droplet adhesion to fibers using the magnetic field: A review paper. *Experiments in Fluids*, 62(8), Article 172. <https://doi.org/10.1007/s00348-021-03258-9>
- Jonsson, J. (1998). Determination of shear stress, warping functions and section properties of thin-walled beams using finite elements. *Computers & Structures*, 68(4), 393–410. [https://doi.org/10.1016/S0045-7949\(98\)00089-8](https://doi.org/10.1016/S0045-7949(98)00089-8)
- Jonsson, J. (1999). Distortional theory of thin-walled beams. *Thin-Walled Structures*, 33(4), 269–303. [https://doi.org/10.1016/S0263-8231\(99\)00007-5](https://doi.org/10.1016/S0263-8231(99)00007-5)
- Jonsson, J., & Andreassen, M. J. (2011). Distortional eigenmodes and homogeneous solutions for semi-discretized thin-walled beams. *Thin-Walled Structures*, 49(5), 691–707. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2010.12.013>
- Jun, L., Rongying, S., Hongxing, H., & Xianding, J. (2004).10 Response of monosymmetric thin-walled Timoshenko beams to random excitations. *International Journal of Solids and Structures*, 41(22-23), 6023–6040. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2004.05.030>
- Kalavagunta, S., Naganathan, S., & Bin Mustapha, K. N. (2013). Proposal for design rules of axially loaded CFRP strengthened cold formed Lipped channel steel sections. *Thin-Walled Structures*, 72, 14–19. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2013.06.006>

- Kale, A., Zhang, P., & Soghrati, S. (2022). Effect of pre-existing microstructural damage and residual stresses on the failure response of carbon fiber reinforced polymers. *International Journal of Non-Linear Mechanics*, 147, Article 104248. <https://doi.org/10.1016/j.ijnonlinmec.2022.104248>
- Karaś, S. (2014). Przyczynek do dyskusji nad Eurokodami. *Drogownictwo*, 9, 293–299.
- Kasper, Y., Albiez, M., Ummenhofer, T., Ciupack, Y., Ledecy, L., Pasternak, H., Geßler, A., & Feldmann, M. (2019). Application of carbon fibre composite materials for the rehabilitation of fatigue damaged steel structures. In N. M. Maia, J. G. Santos da Silva, & S. M. R. S. Abdullah (Eds.), *Advances in Engineering Materials, Structures and Systems: Innovations, Mechanics and Applications* (pp. 2148–2153). CRC Press.
- Khan, M. A., Khan, Q. Z., Ahmad, A., Al-Shayea, N. A., & Albidah, A. (2023). Stochastic modeling of functionally graded double lap adhesive joints. *Mechanics of Materials*, 177, Article 104553. <https://doi.org/10.1016/j.mechmat.2022.104553>
- Khodabakhshi, P., & Reddy, J. N. (2017). A unified beam theory with strain gradient effect and the von Kármán nonlinearity. *ZAMM-Journal of Applied Mathematics and Mechanics/Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik*, 97(1), 70–91. <https://doi.org/10.1002/zamm.201500276>
- Kiersnowska, A., Fabianowski, W., & Koda, E. (2020). The influence of the accelerated aging conditions on the properties of polyolefin geogrids used for landfill slope reinforcement. *Polymers*, 12(9), Article 1874. <https://doi.org/10.3390/polym12091874>
- Kim, J. H., & Kim, Y. Y. (2001). Thin-walled multicell beam analysis for coupled torsion, distortion, and warping deformations. *Journal of Applied Mechanics*, 68(3), 450–457. <https://doi.org/10.1115/1.1354188>
- Kim, H., & Jang, G.-W. (2017). Higher-order thin-walled beam analysis for axially varying generally shaped cross sections with straight cross-section edges. *Computers & Structures*, 189, 83–100. <https://doi.org/10.1016/j.compstruc.2017.04.011>
- Klauser, W., Bartenwerfer, M., & Fatikow, S. (2020). Measurement of sub-nanonewton forces inside a scanning electron microscope. *Review of Scientific Instruments*, 91(4), Article 045004. <https://doi.org/10.1063/1.5144653>
- Koguchi, H. (2022). Adhesion analysis considering van der Waals force. *The Proceedings of Mechanical Engineering Congress, Japan, 2022*, J043-09. <https://doi.org/10.1299/jsmemecj.2022.j043-09>
- Kollár, D., Völgyi, I., & Joó, A. L. (2023). Assessment of residual stresses in welded T-joints using contour method. *Thin-Walled Structures*, 190, Article 110966. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2023.110966>
- Kováč, M., & Baláž, I. (2019). Stability of centrally loaded members with monosymmetric cross-section at various boundary conditions. *Journal of Constructional Steel Research*, 153, 139–152. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2018.09.014>
- Kowsalya, M. (2021). State-of-art review-buckling prevented thin-walled member. *i-Manager's Journal on Civil Engineering*, 11(2), 47–55. <https://doi.org/10.26634/jce.11.2.17817>
- Krueger, R. (2004). Virtual crack closure technique: History, approach, and applications. *Applied Mechanics Reviews*, 57(2), 109–143. <https://doi.org/10.1115/1.1595677>
- Kwon, Y. B., & Hancock, G. J. (1992). Tests of cold-formed channels with local and distortional buckling. *Journal of Structural Engineering*, 118(7), 1786–1803. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1992\)118:7\(1786](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1992)118:7(1786)
- Lau, S. C., & Hancock, G. J. (1987). Distortional buckling formulas for channel columns. *Journal of Structural Engineering*, 113(5), 1063–1078. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1987\)113:5\(1063](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1987)113:5(1063)
- Lau, S. C., & Hancock, G. J. (1990). Inelastic buckling of channel columns in the distortional mode. *Thin-Walled Structures*, 10(1), 59–84. [https://doi.org/10.1016/0263-8231\(90\)90033-F](https://doi.org/10.1016/0263-8231(90)90033-F)
- Le, S. T., Nguyen, T. N., Bui, D.-K., Ha, Q. P., & Ngo, T. D. (2023b). Modelling and multi-objective optimisation of finger joints: Improving flexural performance and Minimising Wood Waste. *Buildings*, 13(5), 1186. <https://doi.org/10.3390/buildings13051186>
- Lee, T., Jeong, S., Woo, U., Choi, H., & Jung, D. (2023). Experimental evaluation of shape memory alloy retrofitting effect for circular concrete column using ultrasonic pulse velocity. *International Journal of Concrete Structures and Materials*, 17(1), Article 74. <https://doi.org/10.1186/s40069-022-00574-0>
- Li, G., Li, X., Chen, F., Wang, J., & Liu, R. (2023). Dynamic behavior of concrete-filled steel tube cantilever columns stiffened with encased carbon fiber reinforced plastic profile subjected to lateral impact load. *International Journal of Impact Engineering*, 177, Article 104561. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2023.104561>

- Li, G., Tan, K. H., & Fung, T. C. (2020). Experimental study on CFRP-concrete dynamic debonding behaviour. *Engineering Structures*, 206, Article 110055. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2019.110055>
- Lin, W. Y., & Hsiao, K. M. (2003). More general expression for the torsional warping of a thin-walled open-section beam. *International Journal of Mechanical Sciences*, 45(5), 831–849. [https://doi.org/10.1016/S0020-7403\(03\)00137-1](https://doi.org/10.1016/S0020-7403(03)00137-1)
- Lu, S., Ao, N., Kan, Q., Wu, S., Kang, G., & Zhang, X. (2023). Effect of residual stress in gradient-grained metals: Dislocation dynamics simulations. *International Journal of Mechanical Sciences*, 256, Article 108518. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2023.108518>
- Magnucki, K., Szyk, W., & Stasiewicz, P. (2004). Stress state and elastic buckling of a thin-walled beam with monosymmetrical open cross-section. *Thin-Walled Structures*, 42(1), 25–38. [https://doi.org/10.1016/S0263-8231\(03\)00129-0](https://doi.org/10.1016/S0263-8231(03)00129-0)
- Marchione, F. (2021). Stress distribution in double-lap adhesive joints: Effect of adherend reinforcement layer. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 105, Article 102780. <https://doi.org/10.1016/j.ijadhadh.2020.102780>
- Matzenmiller, A., Lubliner, J., & Taylor, R. L. (1995). A constitutive model for anisotropic damage in fiber-composites. *Mechanics of Materials*, 20(2), 125–152. [https://doi.org/10.1016/0167-6636\(94\)00053-0](https://doi.org/10.1016/0167-6636(94)00053-0)
- Mays, G. C., & Hutchinson, A. R. (1992). *Adhesives in civil engineering*. Cambridge University Press.
- McKnight, S. H., Bourban, P. E., Gillespie, Jr., J. W., & Karbhari, V. M. (1994). Surface preparation of steel for adhesive bonding in rehabilitation applications. *Proceedings, 1994 ASCE Materials Engineering Conference*, 1148–1155.
- Meenen, J., & Altenbach, H. (2001). A consistent deduction of von Kármán-type plate theories from three-dimensional nonlinear continuum mechanics. *Acta Mechanica*, 147(1-4), 1–17. <https://doi.org/10.1007/BF01178711>
- Mohri, F., Azrar, L., & Potier-Ferry, M. (2001). Flexural–torsional post-buckling analysis of thin-walled elements with open sections. *Thin-Walled Structures*, 39(11), 907–938. [https://doi.org/10.1016/S0263-8231\(01\)00038-6](https://doi.org/10.1016/S0263-8231(01)00038-6)
- Mohri, F., Azrar, L., & Potier-Ferry, M. (2002). Lateral post-buckling analysis of thin-walled open section beams. *Thin-Walled Structures*, 40(12), 1013–1036. [https://doi.org/10.1016/S0263-8231\(02\)00043-5](https://doi.org/10.1016/S0263-8231(02)00043-5)
- Monteiro, J., Akhavan-Safar, A., Carbas, R., Marques, E. A. S., Goyal, R., El-zein, M., da Silva, L. F. M., & Banea, M. D. (2019). Mode II modeling of adhesive materials degraded by fatigue loading using cohesive zone elements. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 103, Article 102253. <https://doi.org/10.1016/j.tafmec.2019.102253>
- Naganathan, S., Chakravarthy, N., Bin Mustapha, K. N., Gholami, M., & Sulong, N. H. R. (2020). Behaviour of cold formed steel built-up channel columns strengthened using CFRP. *International Journal of Steel Structures*, 20(2), 415–424. <https://doi.org/10.1007/s13296-019-00293-5>
- Narayanan, A., Dhinojwala, A., & Joy, A. (2021). Design principles for creating synthetic underwater adhesives. *Chemical Society Reviews*, 50(23), 13321–13345. <https://doi.org/10.1039/d1cs00316j>
- Nguyen, T.-T., Nguyen, N.-L., Lee, J., & Nguyen, Q.-H. (2021). Analysis of non-uniform polygonal cross-sections for thin-walled functionally graded straight and curved beams. *Engineering Structures*, 234, Article 111978. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2021.111978>
- Nhut, P. V., & Matsumoto, Y. (2020). Experimental analytical and theoretical investigations of CFRP strengthened thin-walled steel plates under shear loads. *Thin-Walled Structures*, 155, Article 106908. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2020.106908>
- Obaidat, Y. T., Barham, W., Obaidat, A. T., & Abuzakham, H. (2023). Improving the shear capacity of recycled aggregate concrete beams with NSM-CFRP strip. *Practice Periodical on Structural Design and Construction*, 28(3), Article 04023014. <https://doi.org/10.1061/ppscfx.sceng-1252>
- Oplinger, D. W. (1994). Effects of adherend deflections in single lap joints. *International Journal of Solids and Structures*, 31(18), 2565–2587. [https://doi.org/10.1016/0020-7683\(94\)90037-x](https://doi.org/10.1016/0020-7683(94)90037-x)
- Oterkus, E., Barut, A., Madenci, E., Smeltzer III, S. S., & Ambur, D. R. (2004). Forced response of composite stiffened panels with a discrete source damage. *Collection of technical papers—45th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics and Materials Conference; 12th AIAA/ASME/AHS Adaptive Structures Conference; 6th AIAA Non-Deterministic Approaches Forum; 5th AIAA Gossamer Spacecraft Forum*, (pp. 555-565). American Institute of Aeronautics and Astronautics. <https://doi.org/10.2514/6.2004-1650>

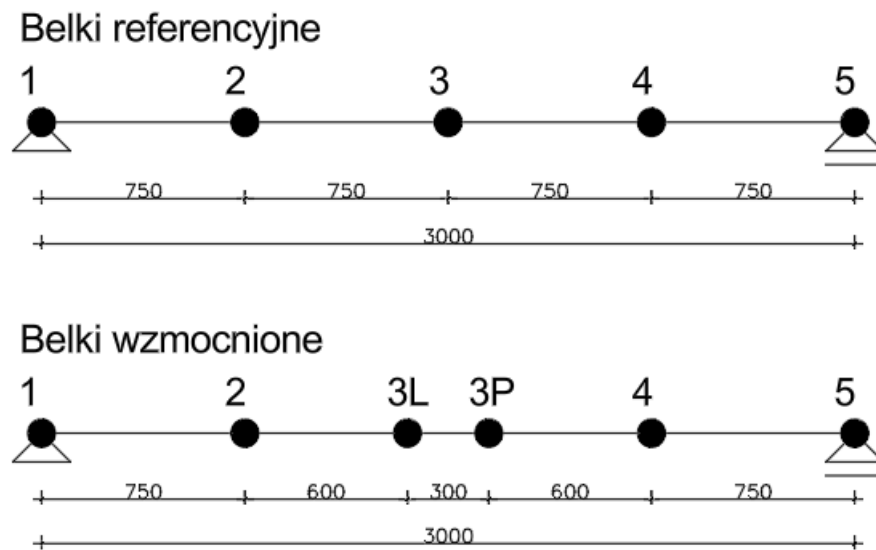
- Öztürk, F., Mojtabaei, S. M., Şentürk, M., Pul, S., & Hajirasouliha, I. (2022). Buckling behaviour of cold-formed steel sigma and lipped channel beam-column members. *Thin-Walled Structures*, 173, Article 108963. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2022.108963>
- Pasternak, H., Bartholomé, S., Feldmann, M., Geßler, A., Ummenhofer, T., & Ruff, D. (2016). Alternative Verstärkungsmaßnahme im Stahlbau mit aufgeklebten unidirektionalen CFK-Lamellen [Alternative reinforcement measure in steel construction with glued-on unidirectional CFRP lamellas]. *Schweißen und Schneiden*, 68(8), 490–499.
- Pasternak, H., Kubieniec, G., & Piekarczyk, M. (2010). Adhesives in strengthening of steel structures. *Statybinės Konstrukcijos ir Technologijos*, 2(2), 45–50. <https://doi.org/10.3846/skt.2010.06>
- Pavazza, R. (2002). On the load distribution of thin-walled beams subjected to bending with respect to the cross-section distortion. *International Journal of Mechanical Sciences*, 44(3), 423–442. [https://doi.org/10.1016/S0020-7403\(01\)00099-2](https://doi.org/10.1016/S0020-7403(01)00099-2)
- Pavazza, R., & Blagojević, B. (2005). On the cross-section distortion of thin-walled beams with multi-cell cross-sections subjected to bending. *International Journal of Solids and Structures*, 42(20), 5436–5459. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2005.02.016>
- Pezeshky, P., Sahraei, A., Rong, F., Sasibut, S., & Mohareb, M. (2020). Generalization of the Wlasow theory for lateral torsional buckling analysis of built-up monosymmetric assemblies. *Engineering Structures*, 221, Article 111055. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2020.111055>
- Piechnik, S. (1992). *Pręty cienkościenne*. Politechnika Krakowska.
- Piekarczyk, M. (2002). Zastosowanie połączeń klejonych w konstrukcjach metalowych. *Technical Transactions. Budownictwo*, (1-B), 99–137.
- Prokic, A. (1996a). New warping function for thin-walled beams I: Theory. *Journal of Structural Engineering*, 122(12), 1400–1406. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1996\)122:12\(1400](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1996)122:12(1400)
- Prokic, A. (1996b). New warping function for thin-walled beams II: Finite element method and application. *Journal of Structural Engineering*, 122(12), 1407–1415. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1996\)122:12\(1407](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1996)122:12(1407)
- Quispe Rodríguez, R., de Paiva, W. P., Sollero, P., Bertoni Rodrigues, M. R., & de Albuquerque, É. L. (2012). Failure criteria for adhesively bonded joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 37, 26–36. <https://doi.org/10.1016/j.ijadhadh.2012.01.009>
- Rajkannu, J. S., & Jayachandran, S. A. (2020). Flexural-torsional buckling strength of thin-walled channel sections with warping restraint. *Journal of Constructional Steel Research*, 169, Article 106041. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2020.106041>
- Ramallo, L. D. C., Sena, G. L. D. A., de Moura, M. D. S. S., & Estefen, S. F. (2022). Numerical analysis of the dynamic behaviour of adhesive joints: A review. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 118, Article 103219. <https://doi.org/10.1016/j.ijadhadh.2022.103219>
- Raza, A., Khan, Q. Z., & Ahmad, A. (2020). Prediction of axial compressive strength for FRP-confined concrete compression members. *KSCE Journal of Civil Engineering*, 24(7), 2099–2109. <https://doi.org/10.1007/s12205-020-0296-4>
- Reddy, J. N. (1997). On locking-free shear deformable beam finite elements. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 149(1-4), 113–132. [https://doi.org/10.1016/S0045-7825\(97\)00075-8](https://doi.org/10.1016/S0045-7825(97)00075-8)
- Ren, C., Liu, X., He, W., & Dai, L. (2021). Buckling analyses of cold-formed steel Sigma sections in purlin-sheeting systems subjected to uniformly distributed uplift loading. *Structures*, 34, 2262–2275. <https://doi.org/10.1016/j.istruc.2021.08.122>
- Ren, H., Chen, X., & Chen, Y. (2017). Aircraft reliability and maintainability analysis and design. In *Reliability based aircraft maintenance optimization and applications* (pp. 37–78). Butterworth-Heinemann. <https://doi.org/10.1016/b978-0-12-812668-4.00003-4>
- Rhodes, J., & Harvey, J. M. (1971). The local buckling and post local buckling behaviour of thin-walled beams. *Aeronautical Quarterly*, 22(4), 363–388. <https://doi.org/10.1017/S000192590000612X>
- Richhariya, V., Kumar, S., Kumar, R., Kumar, S., Singh, R. K., Kumar, V., Kumar, P., & Kumar, R. (2023). Unravelling the physics and mechanisms behind slips and falls on icy surfaces: A comprehensive review and nature-inspired solutions. *Materials & Design*, 234, Article 112335. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2023.112335>
- Rutecki, J. (1957). *Wytrzymałość konstrukcji cienkościennych*. Państwowe Wydawnictwo Naukowe.
- Rzeszut, K. (2015). *Stateczność cienkościennych konstrukcji metalowych z luzami i początkowymi imperfekcjami*. Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej.
- Rzeszut, K., & Dybizbański, M. (2023). Structural behavior of sigma-type thin-walled cold-formed steel beams reinforced with CFRP textile. *ce/papers*, 6(3-4), 11–15.

- Rzeszut, K., Szewczak, I., & Rozylo, P. (2020). Influence of boundary conditions in FEM model on structural behaviour of thin-walled steel beams strengthened by CFRP tapes. *Budownictwo i Architektura*, 19(2), 073–086. <https://doi.org/10.35784/bud-arch.1671>
- Rzeszut, K., Szewczak, I., & Rozylo, P. (2018). Issues of Thin-Walled Sigma Beams Strengthened by CFRP Tape in the Context of Experimental and Numerical Studies. *Engineering Transactions*, 66(1), 79–91. <https://doi.org/10.24423/engtrans.855.2018>
- Saade, K. (2005). Finite element modeling of shear in thin-walled beams with a single warping function [Ph.D. Thesis, Université Libre de Bruxelles].
- Sanginabadi, K., & Mostofinejad, D. (2021). Effect of aggregate content on the CFRP-concrete effective bond length: An experimental and analytical study. *Composite Structures*, 269, Article 114044. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2021.114044>
- Sapountzakis, E. J. (2013). Bars under torsional loading: A generalized beam theory approach. *ISRN Civil Engineering*, 2013, Article 916581. <https://doi.org/10.1155/2013/916581>
- Schardt, R. (1966). Extension of the engineer's theory of bending to the analysis of folded plate structures. *Der Stahlbau*, 35, 161–171. (In German)
- Schardt, R. (1989). *Verallgemeinerte Technische Biegetheorie*. Springer-Verlag. (In German)
- Schnerch, D., Dawood, M., Rizkalla, S., & Sumner, E. (2007). Proposed design guidelines for strengthening of steel bridges with FRP materials. *Construction and Building Materials*, 21(5), 1001–1010. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2006.06.019>
- Shin, K. C., & Lee, J. J. (2003). Bond parameters affecting failure of co-cured single and double lap joints subjected to static and dynamic tensile loads. *Engineering Fracture Mechanics*, 70(3–4), 373–384. (ESSI Publication 27) [https://doi.org/10.1016/S1566-1369\(03\)80110-3](https://doi.org/10.1016/S1566-1369(03)80110-3)
- Shrivastava, A. (2018). *Plastics part design and application. Introduction to Plastics Engineering*, 179–205. <https://doi.org/10.1016/b978-0-323-39500-7.00006-x>
- Silvestre, N., & Camotim, D. (2004). Distortional buckling formulae for cold-formed steel C and Z-section members. *Thin-Walled Structures*, 42(11), 1567–1597. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2004.05.005>
- Silvestre, N., & Camotim, D. (2010). On the mechanics of distortion in thin-walled open sections. *Thin-Walled Structures*, 48(7), 469–481. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2010.01.012>
- Silvestre, N., Camotim, D., & Young, B. (2009). On the use of the EC3 and AISI specifications to estimate the ultimate load of CFRP-strengthened cold-formed steel lipped channel columns. *Thin-Walled Structures*, 47(10), 1102–1111. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2008.10.013>
- Skiadopoulos, A., de Castro e Sousa, A., & Lignos, D. G. (2023). Experiments and proposed model for residual stresses in hot-rolled wide flange shapes. *Journal of Constructional Steel Research*, 210, Article 108069. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2023.108069>
- Sun, Y., Li, P., & Qin, G. (2020). Study on calculation of bearing capacity of axially loaded CFRP-strengthened cold-formed thin-walled lipped channel steel columns. *Advances in Civil Engineering*, 2020, Article 9682929. <https://doi.org/10.1155/2020/9682929>
- Szewczak, I. (2020). *Analiza efektywności wzmacniania stalowych belek cienkościennych typu sigma kompozytami CFRP* [Unpublished doctoral dissertation]. Politechnika Lubelska.
- Szewczak, I., Rozylo, P., & Rzeszut, K. (2021a). Influence of mechanical properties of steel and CFRP tapes on the effectiveness of strengthening thin-walled beams. *Materials*, 14(9), Article 2388. <https://doi.org/10.3390/ma14092388>
- Szewczak, I., Rzeszut, K., & Rozylo, P. (2021b). Structural behaviour of steel cold-formed sigma beams strengthened with bonded steel tapes. *Thin-Walled Structures*, 159, Article 107295. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2020.107295>
- Szewczak, I., Rzeszut, K., Rozylo, P., & Wymulski, P. (2020). Laboratory and numerical analysis of steel cold-formed sigma beams retrofitted by bonded CFRP tapes. *Materials*, 13(19), Article 4339. <https://doi.org/10.3390/ma13194339>
- Szychowski, A. (2014). A theoretical analysis of the local buckling in thin-walled bars with open cross-section subjected to warping torsion. *Thin-Walled Structures*, 76, 42–55. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2013.11.002>
- Tafsirojjaman, T., Fawzia, S., Thambiratnam, D. P., & Zhao, X.-L. (2021). FRP strengthened SHS beam-column connection under monotonic and large-deformation cyclic loading. *Thin-Walled Structures*, 161, Article 107518. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2021.107518>
- Tafsirojjaman, T., Liu, H., Sabbro, T., Al-Ameri, R., & Manalo, A. (2022). Performance and design of steel structures reinforced with FRP composites: A state-of-the-art review. *Engineering Failure Analysis*, 138, Article 106371. <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2022.106371>

- Takahashi, K., & Mizuno, M. (1978). Distortion of thin-walled open-cross-section members: One-degree-of-freedom and singly symmetrical cross-sections. *JSME International Journal, Series B: Fluids and Thermal Engineering*, 21(159), 1290–1297. <https://doi.org/10.1299/jsme1958.21.1290>
- Teng, J. G., Fernando, D., & Yu, T. (2015). Finite element modelling of debonding failures in steel beams flexurally strengthened with CFRP laminates. *Engineering Structures*, 86, 213–224. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2015.01.012>
- Teng, J. G., Yao, J., & Zhao, Y. (2003). Distortional buckling of channel beam-columns. *Thin-Walled Structures*, 41(7), 595–617. [https://doi.org/10.1016/S0263-8231\(03\)00016-1](https://doi.org/10.1016/S0263-8231(03)00016-1)
- Teng, J. G., Yu, T., & Fernando, D. (2012). Strengthening of steel structures with fiber-reinforced polymer composites. *Journal of Constructional Steel Research*, 78, 131–143. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2012.06.011>
- Tijssens, M. G. A., van der Giessen, E., & Sluys, L. J. (2000). Modeling of crazing using a cohesive surface methodology. *Mechanics of Materials*, 32(1), 19–35. [https://doi.org/10.1016/S0167-6636\(99\)00030-0](https://doi.org/10.1016/S0167-6636(99)00030-0)
- Timoshenko, S. P. (1945a). Theory of bending, torsion and buckling of thin-walled members of open cross section (Part 1). *Journal of the Franklin Institute*, 239(3), 201–219. [https://doi.org/10.1016/0016-0032\(45\)90161-9](https://doi.org/10.1016/0016-0032(45)90161-9)
- Timoshenko, S. P. (1945b). Theory of bending, torsion and buckling of thin-walled members of open cross section (Part 2). *Journal of the Franklin Institute*, 239(4), 249–268. [https://doi.org/10.1016/0016-0032\(45\)90133-4](https://doi.org/10.1016/0016-0032(45)90133-4)
- Timoshenko, S. P. (1945c). Theory of bending, torsion and buckling of thin-walled members of open cross section (Part 3). *Journal of the Franklin Institute*, 239(5), 343–361. [https://doi.org/10.1016/0016-0032\(45\)90077-8](https://doi.org/10.1016/0016-0032(45)90077-8)
- Timoshenko, S. P., & Gere, J. M. (1961). *14 Theory of elastic stability* (2nd ed.). McGraw-Hill.
- Tong, L., Yu, Q., & Zhao, X.-L. (2020). Experimental study on fatigue behavior of butt-welded thin-walled steel plates strengthened using CFRP sheets. *Thin-Walled Structures*, 147, Article 106471. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2019.106471>
- Troitsky, M. S. (1976). *Stiffened plates: Bending, stability, and vibrations*. Elsevier Scientific Pub. Co.
- Tsai, M. Y., Oplinger, D. W., & Morton, J. (1998). Improved theoretical solutions for adhesive lap joints. *International Journal of Solids and Structures*, 35(12), 1163–1185. [https://doi.org/10.1016/s0020-7683\(97\)00097-8](https://doi.org/10.1016/s0020-7683(97)00097-8)
- Turon, A., Dávila, C. G., Camanho, P. P., & Costa, J. (2007). An engineering solution for mesh size effects in the simulation of delamination using cohesive zone models. *Engineering Fracture Mechanics*, 74(10), 1665–1682. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2006.08.025>
- Volkersen, O. (1938). Die Nietkraftverteilung in zugbeanspruchten Nietverbindungen mit konstanten Laschenquerschnitten [The distribution of rivet forces in tensioned rivet connections with constant strap cross-sections]. *Luftfahrtforschung*, 15, 41–47.
- von Karman, T. V., Sechler, E. E., & Donnell, L. H. (1932). The strength of thin plates in compression. *Transactions of the American Society of Mechanical Engineers*, 54, 53–57.
- Własow, V. Z. (1961). *Thin-walled elastic beams* (2nd ed., Y. Schechtman, Trans.). Israel Program for Scientific Translations. (Original work published 1959)
- Xia, S. H., & Teng, J. G. (2005). Behaviour of FRP-to-steel bonded joints. *Proceedings of the International Symposium on Bond Behaviour of FRP in Structures (BBFS 2005)*, (pp. 419–426). International Institute for FRP in Construction.
- Yamaguchi, T., Akamine, A., & Sawae, Y. (2021). On/off switching of adhesion in gecko-inspired adhesives. *Biosurface and Biotribology*, 7(2), 83–89. <https://doi.org/10.1049/bsb2.12003>
- Yang, D., & Hancock, G. J. (2004). Compression tests of high strength steel channel columns with interaction between local and distortional buckling. *Journal of Structural Engineering*, 130(12), 1954–1963. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(2004\)130:12\(1954](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(2004)130:12(1954)
- Yang, J., Lu, S., Zeng, J.-J., Wang, J., & Wang, Z. (2023). Durability of CFRP-confined seawater sea-sand concrete (SSC) columns under wet-dry cycles in seawater environment. *Engineering Structures*, 282, Article 115774. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2023.115774>
- Yun, Y., & Wu, Y.-F. (2011). Durability of CFRP–concrete joints under freeze–thaw cycling. *Cold Regions Science and Technology*, 65(3), 401–412. <https://doi.org/10.1016/j.coldregions.2010.11.008>
- Zaki, M. A., Rasheed, H. A., & Alkhrdaji, T. (2019). Performance of CFRP-strengthened concrete beams fastened with distributed CFRP dowel and fiber anchors. *Composites Part B: Engineering*, 176, Article 107117. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2019.107117>

- Zhang, P., & Alam, M. S. (2022). Compression tests of thin-walled cold-formed steel columns with Σ -shaped sections and patterned perforations distributed along the length. *Thin-Walled Structures*, 174, Article 109082. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2022.109082>
- Zhao, X.-L., & Zhang, L. (2007). State-of-the-art review on FRP strengthened steel structures. *Engineering Structures*, 29(8), 1808–1823. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2006.10.006>

ZAŁĄCZNIK A



Rys. A Lokalizacje pomiarów na długości badanych belek

Tabela A Pomiary geometrii przekroju poprzecznego w punktach na długości badanych belek

Lp.	Nr	Lokalizacja na długości	Wysokość przy średniku	Wysokość przy zagięciu	Szerokość półki górnej	Szerokość półki dolnej	Grubość zagięcia
[-]	[-]	[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
1	RBH.1	1	200,83	202,61	69,75	69,89	1,98
			200,28	202,68	69,27	9,94	1,99
			200,63	202,58	69,14	69,92	2,01
		2	199,63	199,55	70,19	70,22	2,07
			199,66	199,55	70,09	70,43	2,08
			199,59	199,61	70,19	70,11	2,11
		3	199,94	199,46	70,13	70,03	2,05
			199,76	199,43	70,11	69,95	2,03
			199,83	199,46	70,15	70,01	2,01
		4	199,83	199,11	69,89	70,05	1,99
			200,05	199,15	69,86	69,98	2,01
			199,92	199,14	69,83	69,92	2,01
2	RBH.2	1	198,27	198,33	70,01	69,09	2,06
			198,22	198,36	70,09	69,05	2,09
			198,31	198,4	70,05	69,1	2,04
2	RBH.2	1	198,73	198,61	69,42	70,6	2,07

			198,4	198,81	69,25	70,52	2,1
			198,7	198,81	69,32	70,66	2,07
		2	199,49	199,74	69,89	69,92	2,02
			198,86	199,62	69,82	69,89	2,01
			198,88	199,47	69,75	69,87	2,04
		3	198,84	199,73	69,82	69,9	2,06
			198,89	199,75	69,73	69,82	2,12
			198,91	199,84	69,78	69,89	2,06
		4	199,15	199,97	69,76	69,72	1,99
			199,4	200,04	69,76	69,39	2,04
			199,31	200,06	69,81	69,8	1,98
		5	200,06	202,94	69,9	69,27	2,08
			199,97	202,83	69,89	69,32	2,2
			199,92	202,72	70,12	69,29	2,1
3	RBL.1	1	143,62	141,27	69,58	71,81	2,54
			143,75	141,25	69,17	71,27	2,56
			143,77	141,24	69,16	71,23	2,56
		2	144,24	143,72	69,62	72,74	2,53
			144,24	143,89	69,84	72,85	2,57
			144,18	143,82	69,81	72,72	2,48
		3	144,45	143,99	69,57	72,99	2,58
			144,57	143,93	69,34	72,44	2,59
			144,56	143,85	69,33	72,42	2,56
		4	144,41	143,65	69,27	72,98	2,55
			144,65	143,71	69,34	72,7	2,54
			144,49	143,51	69,41	72,68	2,57
		5	141,69	141,64	69,61	72,32	2,49
			141,7	141,55	69,95	72,35	2,54
			141,7	141,62	70,06	72,3	2,57
4	RBL.2	1	143,54	140,86	69,62	70,89	2,61
			143,48	141	69,32	70,85	2,57
			143,47	141,04	69,29	70,97	2,52
		2	143,8	144,45	69,78	72,46	2,57
			143,84	144,45	69,78	72,45	2,55
			143,9	144,34	69,83	72,42	2,54
		3	144,68	142,59	69,42	72,45	2,55
			144,94	142,71	69,41	72,48	2,56
			144,61	142,65	69,36	72,52	2,58
		4	143,57	143,54	69,07	72,56	2,53

			143,64	143,56	69,19	72,56	2,54
			143,83	143,33	69,1	72,61	2,55
		5	142,14	141,66	69,91	72,51	2,54
			142,09	141,75	69,84	72,54	2,53
			142,19	141,7	69,85	72,51	2,53
5	SBHT1.1	1	199,13	201,08	69,05	69,69	2,1
			199,68	201,13	9,1	69,82	1,99
			199,19	201,39	68,96	69,75	2,02
		2	1998,91	198,87	69,93	69,56	2,05
			199,05	198,87	70,16	69,58	2,01
			199,18	198,96	69,95	69,49	2,07
		3L	199,42	198,96	69,81	69,96	2
			199,46	199,4	69,16	70,06	2,05
			199,39	199,62	69,85	69,88	2,06
		3P	199,36	199,42	69,84	69,73	2,12
			199,15	199,22	69,99	69,71	2,08
			199,98	199,71	69,97	69,78	2,05
		4	198,61	198,79	69,86	69,96	2
			198,72	198,76	69,84	69,94	2,01
			198,67	198,81	69,85	69,97	2,05
		5	198,13	198,25	69,8	69,46	2,03
			198,21	198,21	69,78	69,52	2,06
			198,17	198,26	69,84	69,43	2,02
6	SBHT1.2	1	198,17	199,13	69,33	70,01	1,98
			198,05	199,15	69,35	70,04	2,09
			198,2	199,11	69,38	70,08	2,01
		2	198,68	199,15	69,82	69,97	2,07
			198,89	199,28	69,8	70,03	2,11
			198,64	199,31	69,82	70,05	2,13
		3L	199,31	199,26	70,1	69,91	2
			199,43	199,18	70,09	69,85	2,06
			199,22	199,53	70,21	69,82	2,1
		3P	200,71	199,35	69,77	69,89	2,09
			200,03	199,3	69,75	69,95	2,08
			200,18	199,19	69,82	70,01	2,08
		4	200,59	200,91	69,53	69,65	2,08
			200,22	200,74	69,53	69,64	2,08
			199,98	200,62	69,66	69,64	2,1
		5	199,77	201,7	69,67	69,37	2,05

			199,52	201,79	69,69	69,39	2,09
			199,33	201,79	69,65	69,42	2,06
7	SBHT2.1	1	199,64	201,48	68,12	69,58	2,09
			199,7	201,43	68,15	69,59	2,08
			199,65	201,46	68,16	69,54	2,11
		2	199,28	198,87	69,7	69,6	2,09
			199,31	198,84	69,72	69,58	2,07
			199,3	198,83	69,73	69,61	2,02
		3L	200,04	200,02	70,04	70,13	2,16
			200,09	200,07	69,98	70,01	2,08
			200,01	200,04	70,11	69,98	2,11
		3P	199,23	199,11	69,12	69,68	2,07
			199,27	199,03	69,11	69,71	2,08
			199,31	199,07	69,08	69,65	2,11
		4	199,68	199,37	70,09	69,9	2,09
			199,74	199,29	70,05	69,85	2,08
			199,71	199,33	70,08	69,82	2,11
		5	197,75	198,71	70,05	69,83	2,07
			197,77	198,73	70,06	69,81	2,01
			197,79	198,69	70,02	69,84	2,05
8	SBHT2.2	1	199,58	201,47	69,08	69,25	2,1
			199,61	201,68	69,17	69,94	2,16
			199,56	201,48	69,17	69,96	2,12
		2	199,1	198,98	69,73	69,66	2,13
			199,16	199,16	69,67	69,69	2,07
			199,15	199	69,78	69,71	2,1
		3L	199,92	199,21	69,68	69,84	2,05
			199,95	199,19	69,81	69,79	2,02
			199,94	199,32	69,75	69,85	2,03
		3P	201,41	199	69,86	69,72	2,04
			201,56	199,07	69,85	69,94	2,11
			201,41	199,03	69,91	69,93	2,08
		4	199,82	198,75	69,83	69,82	2,11
			199,91	198,75	69,82	69,86	2,08
			199,73	198,74	69,83	69,85	2,12
		5	198,47	199,11	69,93	69,57	2,11
			198,57	199,19	69,94	69,49	2,06
			198,55	199,11	69,94	69,49	2,08
9	SBHT3.1	1	199,35	201,25	68,86	69,45	2,01

			199,41	201,23	68,87	69,42	2,02
			199,49	201,19	68,86	69,39	2
		2	200,15	200,62	69,66	70,14	1,99
			200,97	200,09	69,61	69,6	2,02
			200,67	199,33	69,58	69,99	2
		3L	198,92	199,17	69,18	69,7	2,09
			199,01	199,25	69,19	69,69	2,13
			198,99	199,12	69,18	69,73	2,02
		3P	199,09	199,06	69,69	69,98	2,11
			199,18	198,98	70,01	70,29	2,04
			199,23	198,89	69,94	70,28	2,07
		4	198,88	200,94	70	69,9	2,01
			198,95	199,79	70,01	69,99	2
			198,69	199,56	69,98	69,97	1,99
		5	197,66	198,47	69,89	69,34	201
			198,03	198,51	70,05	69,28	1,97
			197,89	198,43	69,95	69,31	1,98
10	SBHT3.2	1	200,82	202,74	69,44	69,73	2,18
			200,17	202,93	69,48	69,76	2,23
			200,51	203,2	69,53	69,83	2,19
		2	199,3	200,49	69,72	69,71	2,04
			199,34	199,89	69,61	69,66	2,05
			199,47	200,85	69,65	69,69	2,15
		3L	199,47	200,42	69,91	69,95	2,13
			199,58	200,65	69,89	70,05	2,09
			199,47	200,43	69,96	69,8	2,08
		3P	198,96	199,2	69,97	69,81	2,13
			198,97	199,01	69,88	69,78	2,05
			198,93	199,54	69,73	69,84	2,09
		4	199,09	199,9	69,83	69,84	2,02
			198,83	199,88	69,65	69,8	2,01
			199,06	199,72	69,97	69,93	2,05
		5	199,03	198,8	70,3	69,01	2,09
			198,98	198,97	70,58	68,97	2,02
			199,2	198,84	70,81	69,02	2,05
11	SBLT1.1	1	143,61	140,49	69,5	71,31	2,65
			143,63	140,57	69,6	71,08	2,67
			143,57	140,61	69,5	71,2	2,64
		2	144,12	143,46	69,5	72,36	2,58

			144,1	143,63	69,49	72,38	2,55
			144,09	143,55	59,53	72,41	2,47
		3L	143,67	146,43	69,45	72,38	2,67
			143,9	143,5	69,57	72,45	2,64
			143,83	143,91	69,61	72,4	2,68
		3P	143,46	143,07	69,67	72,57	2,53
			143,49	142,92	69,8	72,68	2,51
			143,46	143,01	69,79	72,72	2,54
		4	143,59	143,33	69,24	72,65	2,45
			143,66	143,41	69,27	72,7	2,59
			143,53	143,45	69,29	72,62	2,55
		5	142,09	142,35	69,7	72,57	2,51
			142,11	142,42	69,63	72,6	2,51
			142,07	142,26	69,57	72,61	2,48
12	SBLT1.2	1	142	141,8	72,71	69,56	2,53
			142,08	141,62	72,63	69,59	2,54
			142,08	141,6	72,64	69,6	2,52
		2	144,04	143,4	72,71	69,74	2,57
			144,19	143,43	72,58	69,91	2,51
			144,25	143,44	72,59	69,91	2,54
		3L	144,21	143,83	73,48	69,31	2,54
			144,19	143,94	73,31	69,29	2,55
			144,07	143,93	73,31	69,28	2,57
		3P	144,21	143,34	72,96	69,38	2,64
			144,23	143,2	72,8	69,37	2,65
			144,57	143,28	72,44	69,35	2,69
		4	144,94	144,58	72,25	69,44	2,69
			144,78	144,93	72,24	69,45	2,75
			144,83	144,96	72,46	69,44	2,63
		5	193,44	141,52	70,99	69,42	2,64
			143,28	141,65	70,9	69,44	2,69
			143,3	141,25	70,93	69,5	2,65
13	SBLT2.1	1	143,49	140,12	69,39	71	2,61
			143,39	140,34	69,34	71,02	2,6
			143,51	140,18	69,31	71,05	2,65
		2	143,89	143,62	69,9	72,11	2,7
			143,92	143,5	69,44	72,19	2,66
			143,91	143,45	69,53	72,25	2,69
		3L	144,23	143,97	69,58	72,48	2,66

			143,82	143,91	70,11	72,65	2,51
			143,89	143,9	69,83	72,57	2,53
			143,59	143,75	69,26	72,44	2,82
		3P	143,92	143,24	69,3	72,42	2,89
			143,98	143,13	69,25	7,35	2,77
			143,67	143,66	69,39	72,41	2,88
		4	143,7	143,81	69,3	72,33	2,73
			143,69	143,72	69,55	72,3	2,75
			142,55	142,12	69,35	72,23	2,55
		5	142,51	141,92	69,41	72,26	2,57
			142,45	142,19	69,41	72,31	2,49
14	SBLT2.2	1	143,81	143,75	69,6	71,18	2,75
			143,82	143,16	69,32	71,19	2,79
			143,68	143,57	69,01	71,1	2,72
		2	144,66	145,47	68,15	72,23	2,65
			144,5	144,16	68,83	72,04	2,68
			144,03	143,98	68,75	72,76	2,67
		3L	143,95	143,86	70,01	72,64	2,8
			143,71	143,87	70,2	72,83	2,74
			143,72	143,72	70,01	72,88	2,91
		3P	143,67	143,79	69,32	72,25	2,84
			144,16	144,19	69,52	72,19	2,75
			143,59	143,96	69,84	72,19	2,81
		4	144,13	143,92	68,77	72,23	2,7
			144,39	144	68,79	72,73	2,65
			144,36	144,19	68,9	72,4	2,65
		5	141,94	142,49	69,87	72,26	2,86
			142,17	141,91	70,32	72,43	2,64
			142,03	142,02	69,94	72,34	2,84
15	SBLT3.1	1	143,57	140,88	69,22	70,99	2,51
			143,59	141,11	69,23	71,04	2,5
			143,57	141,03	69,23	71,06	2,51
		2	143,75	143,7	69,8	72,35	2,4
			143,77	143,19	69,74	72,49	2,5
			143,93	143,41	69,67	72,22	2,51
		3L	143,65	143,81	69,52	72,7	2,46
			143,59	143,86	69,55	72,65	2,54
			143,93	143,83	69,49	72,81	2,48
		3P	144,38	143,06	69,66	72,45	2,56

			143,99	142,81	69,65	72,48	2,54		
			143,86	142,86	69,68	72,57	2,54		
		4	143,62	143,16	69,32	72,52	2,48		
			143,85	143,26	69,34	72,59	2,51		
			143,83	143,04	69,32	72,58	2,55		
		5	142,09	142,2	69,62	72,25	258		
			142,15	142,14	69,52	72,32	2,4		
			142,13	142,07	69,46	72,34	2,52		
		16	SBLT3.2	1	143,99	142,9	69,26	71,5	2,61
					143,73	143,04	69,4	71,7	2,75
143,73	143,25				69,31	71,7	2,81		
2	143,92			143,95	69,56	72,14	2,8		
	143,9			143,97	69,71	72,13	2,67		
	144,01			143,95	69,85	72,08	2,68		
3L	143,85			143,71	69,53	73,38	2,81		
	143,85			143,82	69,74	73,22	2,71		
	143,97			143,79	69,51	73,34	2,75		
3P	143,91			143,87	69,48	72,87	2,84		
	143,89			143,98	69,47	72,71	2,78		
	144,15			143,88	69,45	72,65	2,77		
4	143,8			144,97	69,4	72,56	2,73		
	144,06			144,59	69,32	72,56	2,86		
	144,27			144,51	69,22	72,55	2,8		
5	142,36			143,11	69,97	72,66	2,69		
	142,77			143,59	70,25	72,69	2,8		
	142,92			143,59	69,78	72,72	2,71		