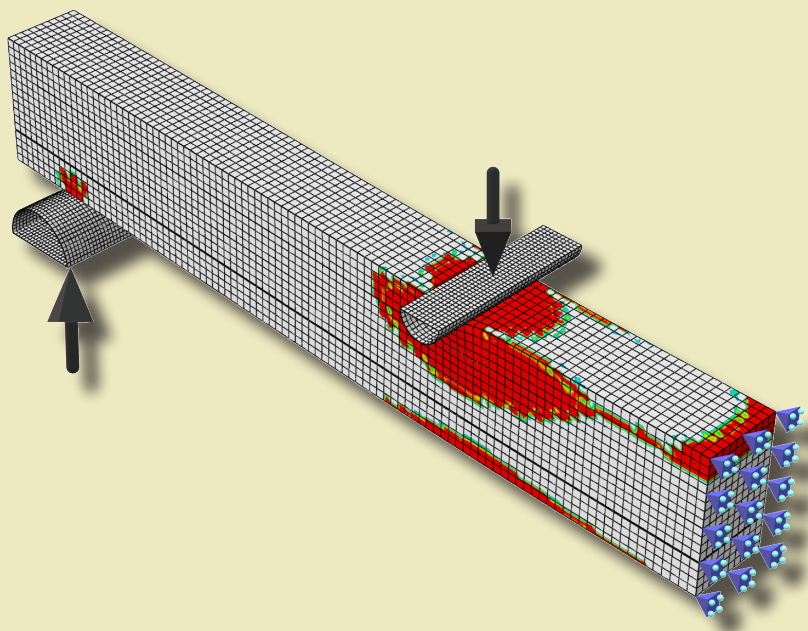


Bartosz Kawecki

Dobór parametrów modeli obliczeniowych pełnych dźwigarów z kompozytów drewno- polimerowych zbrojonych włóknami



Dobór parametrów modeli obliczeniowych
pełnych dźwigarów z kompozytów drewno-
-polimerowych zbrojonych włóknami

Monografie – Politechnika Lubelska



Politechnika Lubelska
Wydział Budownictwa i Architektury
ul. Nadbystrzycka 40
20-618 Lublin

Bartosz Kawecki

Dobór parametrów modeli obliczeniowych pełnych dźwigarów z kompozytów drewno- -polimerowych zbrojonych włóknami



Wydawnictwo
Politechniki Lubelskiej

Lublin 2021

Recenzenci:

dr hab. inż. Paweł Kossakowski, prof. Politechniki Świętokrzyskiej

dr hab. inż. Zbigniew Pozorski, Politechnika Poznańska

Monografia powstała na podstawie rozprawy doktorskiej autora „Dobór parametrów modeli obliczeniowych pełnych dźwigarów z kompozytów drewno-polimerowych zbrojonych włóknami”, napisanej pod kierunkiem dr hab. inż. Jerzego Podgórskiego, prof. Uczelni obronionej w 2021 r. na Politechnice Lubelskiej.

Publikacja wydana za zgodą Rektora Politechniki Lubelskiej

© Copyright by Politechnika Lubelska 2021

ISBN: 978-83-7947-475-2

Wydawca: Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej
www.biblioteka.pollub.pl/wydawnictwa
ul. Nadbystrzycka 36C, 20-618 Lublin
tel. (81) 538-46-59

Druk: DjaF – 30-092 Kraków, ul. Kmietowicza 1/1
www.djaf.pl

Elektroniczna wersja książki dostępna w Bibliotece Cyfrowej PL www.bc.pollub.pl

Książka udostępniona jest na licencji Creative Commons Uznanie autorstwa – na tych samych warunkach 4.0 Międzynarodowe (CC BY-SA 4.0)

Nakład: 50 egz.

SPIS TREŚCI

| | |
|--|-----------|
| Streszczenie..... | 8 |
| Wykaz najważniejszych symboli i oznaczeń..... | 12 |
| Wykaz akronimów | 17 |
| 1 Wstęp..... | 18 |
| 1.1 Wprowadzenie | 18 |
| 1.2 Problem naukowy | 19 |
| 1.3 Zakres pracy..... | 19 |
| 2 Przegląd literatury | 20 |
| 2.1 Modelowanie drewna..... | 20 |
| 2.1.1 Liniowa mechanika pękania | 20 |
| 2.1.2 Mechanika uszkodzenia ośrodków ciągłych..... | 22 |
| 2.1.3 Funkcja Hilla | 23 |
| 2.1.4 Wnioski końcowe | 24 |
| 2.2 Badania połączeń klejonych w kompozytach zawierających drewno | 26 |
| 2.2.1 Badania i modelowanie połączeń w drewnie klejonym..... | 26 |
| 2.2.2 Badania i modelowanie połączeń drewno-FRP | 27 |
| 2.2.3 Wnioski końcowe | 30 |
| 2.3 Wzmacnianie dźwigarów wykonanych z drewna lub drewna klejonego | 30 |
| 2.3.1 Wzmacnianie prętami GFRP, CFRP lub BFRP..... | 31 |
| 2.3.2 Wzmacnianie matami/płytkami GFRP, CFRP lub BFRP..... | 32 |
| 2.3.3 Kompozyty drewno-GFRP/CFRP | 35 |
| 2.3.4 Wnioski końcowe | 36 |
| 3 Badania i modelowanie drewna | 37 |
| 3.1 Założenia podstawowe..... | 37 |
| 3.2 Założenia podstawowe..... | 39 |
| 3.3 Dobór parametrów obliczeniowych..... | 45 |
| 3.4 Podsumowanie | 48 |
| 4 Zasady modelowania połączeń klejonych..... | 49 |

| | |
|--|------------|
| 4.1 Zależności dla elementów kohezyjnych | 50 |
| 4.2 Założenia do modelowania delaminacji..... | 51 |
| 4.3 Podsumowanie | 54 |
| 5 Połączenia klejone – badania i modelowanie..... | 55 |
| 5.1 Połączenie drewno-drewno..... | 55 |
| 5.1.1 Analiza sztywności liniowo-sprężystej..... | 56 |
| 5.1.2 Model MES..... | 60 |
| 5.1.3 Delaminacja połączenia | 64 |
| 5.1.4 Identyfikacja zniszczenia..... | 67 |
| 5.2 Połączenie drewno-CFRP | 71 |
| 5.2.1 Analiza sztywności liniowo-sprężystej..... | 73 |
| 5.2.2 Model MES..... | 75 |
| 5.2.3 Delaminacja połączenia | 76 |
| 5.2.4 Identyfikacja zniszczenia..... | 78 |
| 5.3 Podsumowanie | 81 |
| 6 Dźwigary pełnowymiarowe – badania i modelowanie..... | 84 |
| 6.1 Technologia wykonania drewna klejonego | 84 |
| 6.2 Produkcja elementów..... | 84 |
| 6.3 Badania laboratoryjne | 86 |
| 6.4 Analiza wyników badań laboratoryjnych i modelowanie MES..... | 90 |
| 6.4.1 Taśma CFRP..... | 90 |
| 6.4.2 Sztywność liniowo-sprężysta belek..... | 92 |
| 6.4.3 Praca sprężysto-plastyczna belek..... | 97 |
| 6.4.4 Zasady określania siły maksymalnej | 100 |
| 6.4.5 Identyfikacja zniszczenia belek – metoda DIC i zdjęcia | 103 |
| 6.4.6 Delaminacja połączeń klejonych | 108 |
| 7 Syntetyczny opis tworzenia modelu MES..... | 111 |
| 7.1 Części modelu – <i>Parts</i> | 111 |
| 7.2 Materiały – <i>Materials</i> | 111 |
| 7.3 Przekroje – <i>Sections</i> | 114 |
| 7.4 Orientacja materiału – <i>Material's orientation</i> | 115 |

| | |
|--|------------|
| 7.5 Składanie modelu – <i>Assembling the model</i> | 115 |
| 7.6 Siatka elementów skończonych – <i>Mesh</i> | 116 |
| 7.7 Kroki – <i>Steps</i> | 117 |
| 7.8 Analiza – <i>Analysis</i> | 118 |
| 8 Modele uproszczone..... | 119 |
| 8.1 Przewidywanie pracy statycznej belek w konstrukcjach inżynierskich – modele MES | 119 |
| 8.2 Podstawowe formuły stosowane w modelu uproszczonym..... | 124 |
| 8.3 Dostosowanie ugięcia modeli uproszczonych do modeli MES | 127 |
| 8.4 Nośność na zginanie i ścinanie | 130 |
| 8.5 Sprawdzenie poprawności założeń modeli uproszczonych | 132 |
| 8.6 Obliczenia dla normowych parametrów materiałowych | 134 |
| 9 Podsumowanie i wnioski ogólne | 139 |
| 10 Bibliografia | 140 |

STRESZCZENIE

Dobór parametrów modeli obliczeniowych pełnych dźwigarów z kompozytów drewno-polimerowych zbrojonych włóknami

Kompozyty w obecnych czasach mają szerokie zastosowanie w różnych dziedzinach przemysłu. Połączenie materiałów o odmiennych właściwościach pozwala na optymalizację elementów i dostosowanie ich wytrzymałości do przewidywanych obciążeń. W literaturze opisywane są różnorodne kompozycje materiałów. W niniejszej pracy analizowano połączenie drewna z polimerem zbrojonym włóknami węglowymi, za pomocą kleju poliuretanowego.

Podczas przeglądu literatury skupiono się na sposobach modelowania drewna, badaniach połączeń klejonych w kompozytach zawierających drewno oraz możliwościach wzmacniania lub zbrojenia elementów przy użyciu kompozytów włóknistych w osnowie polimerowej. W odróżnieniu od niniejszej pracy, przedmiotem badań prowadzonych przez inne ośrodki naukowe były głównie podobne kompozyty łączone na klej inny niż poliuretanowy. Ponadto autorzy publikacji zajmowali się przede wszystkim badaniami laboratoryjnymi. Sposoby modelowania, które odnaleziono w pojedynczych pracach, były ubogo opisane i nie uwzględniały wielu istotnych parametrów. Szczegółowe podejście do powyższego tematu może pozwolić na przewidywanie rzeczywistego zachowania elementu konstrukcyjnego.

Głównym celem niniejszej rozprawy doktorskiej było opracowanie rozwiązań umożliwiających tworzenie zaawansowanych modeli obliczeniowych dźwigarów o pełnym przekroju, wykonanych z kompozytu drewno-CFRP. Realizacja badań laboratoryjnych na dużej liczbie próbek, wytworzonych z zachowaniem reżimu technologicznego przez certyfikowanego producenta drewna klejonego oraz zastosowanie różnorodnych technik pomiarowych, pozwoliły na otrzymanie wiarygodnych wyników. Modele komputerowe tworzono oraz analizowano w oparciu o Metodę Elementów Skończonych (MES), a weryfikacji dokonano w trzech etapach.

Pierwszym krokiem było utworzenie oraz walidacja modelu lameli drewnianej przy zginaniu, na próbkach o stosunkowo niewielkich wymiarach, a następnie na elementach rzeczywistych wykorzystywanych bezpośrednio w konstrukcjach.

W drugim etapie opracowano model numeryczny połączenia dwuzakładkowego, wykorzystując rozwiązanie teoretyczne oraz indywidualne badania laboratoryjne. W ten sposób uwzględniono zjawiska zachodzące w spoinach, które w większości odnalezionych publikacji były pomijane. Wyznaczono sztywność kohezyjną kleju oraz przeanalizowano możliwość wystąpienia delaminacji (rozwarstwiania się). Stwierdzono, że połączenie drewno-CFRP wykazuje blisko dwukrotnie mniejszą sztywność oraz wytrzymałość niż połączenie

drewno-drewno, co istotnie wpływa na skuteczność zbrojenia oraz determinuje miejsce jego lokalizacji. Udowodniono, że uznawanie połączeń między elementami za idealne może prowadzić do zdecydowanego zawyżenia sztywności elementu konstrukcyjnego.

W ostatnim etapie opracowano model numeryczny umożliwiającą nieliniową analizę dźwigarów wielkoskalowych o pełnym przekroju. Wykorzystano wszystkie dane zebrane z poprzednich etapów oraz badań laboratoryjnych, przeprowadzonych na klejonych belkach o wymiarach konstrukcyjnych. Model MES może służyć do precyzyjnego wyznaczania sztywności liniowo-sprężystej projektowanych dźwigarów oraz do względnie dokładnego przewidywania siły niszczącej. Możliwa jest również analiza kompozytów w innych układach niż przedstawiono w niniejszej pracy, pod warunkiem pełnego przekroju dźwigarów.

Ponadto opracowano model uproszczony poprzez modyfikację rozwiązania bazującego na zastępczym polu przekroju. Dostosowanie formuł obliczeniowych do badań laboratoryjnych i modelu MES umożliwiło wykonywanie obliczeń i przedstawienie zaleceń do projektowania konstrukcji z kompozytów drewno-CFRP.

Przeprowadzone badania laboratoryjne oraz analizy komputerowe stanowią cenne źródło wiedzy na temat głównych zjawisk zachodzących w kompozytach drewno-polimerowych zbrojonych włóknami, bowiem pozwalają na przewidywanie rzeczywistego zachowania elementów konstrukcyjnych podczas zginania.

ABSTRACT

Selection of the parameters for numerical models of full girders made of wood-polymer composites reinforced with fibres

Nowadays, various industries use composites. Combining materials with unique properties allows to optimise the elements and adjust their strength to the expected loads. Literature describes diverse materials compositions. In this study, the analyses include connecting wood with a carbon fibre reinforced polymer using a polyurethane glue.

The literature review focuses on the methods of wood modelling, glued joint behaviour in composites containing wood, and the possibilities of strengthening or reinforcing elements using fibre composites in a polymer matrix. Contrary to this work, other scientists test composites bonded with glue other than polyurethane. Individual studies, describing the modelling methods do not take into account many important properties. A detailed approach to the above topic may allow predicting the actual behaviour of a construction element.

The major aim of this dissertation is to develop solutions enabling creating advanced computational models of full-section girders made of wood-CFRP composite. Implementing laboratory tests on many samples, produced under the technological regime by a certified manufacturer of glued laminated timber, and various measurement techniques, allows to get reliable results. Three stages verify the computer models and analyses, based on the Finite Element Method (FEM).

The first step is creating and validating the model of a wooden lamella. Tested objects are small and structural size bent samples. The second stage is developing a numerical model of a double-lap connection, with a theoretical solution and individual laboratory tests. In most of the found publications, researchers ignore phenomena taking place in the joints. Determining the cohesive stiffness and the possibility of delamination enables to include them. Wood-CFRP joint has shown near two times less stiffness and strength than the wood-wood joint. It affects the effectiveness of the reinforcement and determines its location. Considering the connections between the elements as a perfect may lead to a significant increase in the stiffness of the structural element. The last step is developing the non-linear numerical model of large-scale girders with a full cross-section. It bases on the data collected from the earlier stages and laboratory tests carried out on glued structural-sized beams. Exploitation of the FEM model includes determining the linear-elastic stiffness of the designed girders, predicting the destructive force and analysing composites in systems other than those presented in this paper. The only condition is a full cross-section of the girders.

Added feature is developing a simplified model by modifying the solution based on the equivalent cross-sectional area. Adjusting the calculation formulas to laboratory tests and the FEM model makes it possible to do calculations and present recommendations for the design of structures made of wood-CFRP composites.

The conducted laboratory tests and computer analyses are a valuable source of knowledge about the major phenomena occurring in fibre-reinforced wood-polymer composites. They allow to predict the actual behaviour of structural elements during bending.

WYKAZ NAJWAŻNIEJSZYCH SYMBOLI I OZNACZEŃ

UWAGA!

W zapisie liczb używana jest w pracy notacja z kropką jako separatorem dziesiętnym. Taką notację wybrano dla ułatwienia przenoszenia wyników otrzymanych w programach komputerowych, których większość stosuje notację z kropką. Ręczne poprawianie tych wyników prowadzić może do powstania błędów i pomyłek stąd decyzja o pozostawieniu notacji "anglosaskiej".

| | |
|-----------------------------|--|
| A | – pole przekroju |
| A' | – zredukowane pole przekroju |
| A_v | – powierzchnia ścinania |
| b | – szerokość przekroju |
| d | – parametr uszkodzenia |
| $d\chi$ | – parametr degradacji sztywności lepkiej |
| E_1, E_2, E_3 | – moduły sprężystości drewna w odpowiednich kierunkach |
| E_W | – moduł sprężystości taśmy CFRP do modelu teoretycznego |
| $E_{W,1}, E_{W,2}, E_{W,3}$ | – moduły sprężystości taśmy CFRP w odpowiednich kierunkach |
| $f_{c,1}$ | – wytrzymałość drewna na ściskanie wzdłuż włókien |
| $f_{c,2}$ | – wytrzymałość drewna na ściskanie w poprzek włókien |
| f_m | – wytrzymałość drewna na zginanie |
| $f_{t,1}$ | – wytrzymałość drewna na rozciąganie wzdłuż włókien |
| $f_{t,2}$ | – wytrzymałość drewna na rozciąganie w poprzek włókien |
| f_v | – wytrzymałość na ścinanie |
| $f_{v,12}$ | – wytrzymałość drewna na ścinanie |
| $f_{W,c,1}, f_{W,c,2}$ | – wytrzymałość taśmy CFRP na ściskanie wzdłuż i w poprzek włókien |
| $f_{W,t,1}$ | – wytrzymałość taśmy CFRP na rozciąganie wzdłuż włókien |
| $f_{W,v,12}$ | – wytrzymałość taśmy CFRP na ścinanie |
| G_{12}, G_{13}, G_{23} | – moduły sprężystości poprzecznej drewna w odpowiednich kierunkach |
| $G_{Ic}, G_{IIc}, G_{IIIc}$ | – wartości krytyczne współczynników uwalniania energii w odpowiednich modach |
| G_a | – moduł sprężystości poprzecznej kleju |
| G_W | – moduł sprężystości poprzecznej taśmy CFRP do modelu teoretycznego |

| | |
|--------------------------------|--|
| $G_{W,12}, G_{W,13}, G_{W,23}$ | – moduły sprężystości poprzecznej taśmy CFRP w odpowiednich kierunkach |
| h | – wysokość przekroju |
| h_L | – grubość lameli |
| J | – moment bezwładności przekroju przy zginaniu |
| J^* | – zmodyfikowany moment bezwładności przekroju przy zginaniu |
| K_{Ic}, K_{IIc} | – wartości krytyczne współczynników intensywności naprężeń w odpowiednich modach |
| K_a | – sztywność kohezyjna warstwy kleju |
| $K_{a(I)}$ | – sztywność kohezyjna połączenia drewno-CFRP |
| $K_{a(II)}$ | – sztywność połączenia drewno-drewno |
| K_{nn}, K_{ss}, K_{tt} | – sztywności kohezyjne w odpowiednich modach |
| K_u | – sztywność układu |
| $K_{u,B}$ | – sztywność belek z drewna klejonego |
| $K_{u,BW}$ | – sztywność belek z drewna klejonego z pojedynczą wkładką CFRP |
| $K_{u,BWW}$ | – sztywność belek z drewna klejonego z podwójną wkładką CFRP |
| $K_{u,lab}$ | – sztywność układu w badaniach laboratoryjnych |
| $K_{u,MES}$ | – sztywność układu w modelu MES |
| L | – rozpiętość belki |
| $l_{Ic}, l_{IIc}, l_{IIIc}$ | – długość strefy kohezji w odpowiednich modach |
| L_a | – długość zakładki |
| $l_{e,def}$ | – zdefiniowany wymiar elementu kohezyjnego |
| m | – liczba lameli w modelach uproszczonych |
| M | – parametr według przyjętego modelu strefy kohezji |
| n | – współczynnik zależności modułu sprężystości taśmy CFRP i drewna stosowany do dolnej taśmy CFRP |
| n_g | – współczynnik zależności modułu sprężystości taśmy CFRP i drewna stosowany do górnej taśmy CFRP |
| N_e | – liczba elementów w strefie kohezji |
| P | – siła |
| P_{max} | – siła maksymalna |
| $P_{max(AVG)}$ | – średnia siła maksymalna z badań laboratoryjnych |
| $P_{max(MES)}$ | – średnia siła maksymalna z modelu MES |

| | |
|---|---|
| $R_{11}(+)$ | – współczynnik funkcji Hilla dla drewna przy rozciąganiu wzdłuż włókien |
| $R_{11}(-)$ | – współczynnik funkcji Hilla dla drewna przy ściskaniu wzdłuż włókien |
| R_{22}, R_{33} | – współczynniki funkcji Hilla dla drewna w poprzek włókien |
| R_{12}, R_{13}, R_{23} | – współczynniki funkcji Hilla dla drewna przy ścinaniu |
| $R_{W,11}(+)$ | – współczynnik funkcji Hilla dla taśmy CFRP przy rozciąganiu wzdłuż włókien |
| $R_{W,11}(-)$ | – współczynnik funkcji Hilla dla taśmy CFRP przy ściskaniu wzdłuż włókien |
| $R_{W,22}, R_{W,33}$ | – współczynniki funkcji Hilla dla taśmy CFRP w poprzek włókien |
| $R_{W,12}, R_{W,13}, R_{W,23}$ | – współczynniki funkcji Hilla dla taśmy CFRP przy ścinaniu |
| S_x | – moment statyczny względem osi x |
| S_{x0} | – moment statyczny względem osi obojętnej przekroju x_0 |
| t_a | – grubość warstwy kleju |
| t_{def} | – jednostkowa grubość konstytutywna |
| t_W | – grubość taśmy CFRP |
| u_i | – przemieszczenie lameli środkowej |
| u_{max} | – przemieszczenie maksymalne |
| u_o | – przemieszczenie lameli zewnętrznej |
| $\nu_{12}, \nu_{13}, \nu_{23}$ | – współczynniki Poissona drewna w odpowiednich kierunkach |
| $\nu_{W,12}, \nu_{W,13}, \nu_{W,23}$ | – współczynniki Poissona taśmy CFRP w odpowiednich kierunkach |
| w | – ugięcie |
| w_{max} | – ugięcie maksymalne |
| $w_{max,avg}$ | – średnia wartość ugięcia maksymalnego |
| x | – zmienna na długości połączenia dwu-zakładkowego |
| y_0 | – odległość środka ciężkości od spodu przekroju |
| y_0^* | – zmodyfikowana odległość środka ciężkości od spodu przekroju |
| α | – parametr Turona |
| $\gamma_{12}, \gamma_{13}, \gamma_{23}$ | – odkształcenia postaciowe w odpowiednich kierunkach |
| $\gamma_g(L/h)$ | – empiryczna funkcja dostosowująca dla górnej taśmy CFRP |
| γ_n | – empiryczny współczynnik dostosowujący dla dolnej taśmy CFRP |

| | |
|--|--|
| δ | – aktualne przemieszczeni na danym etapie obciążenia |
| δ_0 | – przemieszczenie odpowiadające kryterium inicjującemu |
| δ_f | – przemieszczenie odpowiadające całkowitej degradacji |
| $\delta_n, \delta_s, \delta_t,$ | – przemieszczenia odrywające w odpowiednich modach |
| Δu | – sumaryczne przemieszczenie względne |
| Δu_γ | – przemieszczenie względne wynikające z odkształcenia postaciowego łączonych elementów |
| Δu_ε | – przemieszczenie względne wynikające z odkształcenia podłużnego łączonych elementów |
| Δu_a | – przemieszczenie względne wynikające z odkształcenia postaciowego spoiny |
| Δu_{lab} | – przemieszczenie względne wynikające z badań laboratoryjnych |
| Δu_W | – przemieszczenie względne wynikające z odkształcenia postaciowego taśmy CFRP |
| $\varepsilon_{11}, \varepsilon_{22}, \varepsilon_{33}$ | – odkształcenia podłużne w odpowiednich kierunkach |
| ε_{Compr} | – odkształcenie wzdłużne przy ściskaniu |
| ε_{DIC} | – odkształcenie w metodzie DIC |
| $\varepsilon_n, \varepsilon_s, \varepsilon_t$ | – odkształcenia odrywające w odpowiednich modach |
| ε_{Tens} | – odkształcenie wzdłużne przy rozciąganiu |
| ζ | – potęga w kryterium Wu |
| η | – potęga w kryterium BK |
| $\lambda_{red}(L/h)$ | – empiryczna funkcja redukująca |
| μ | – współczynnik tarcia |
| ρ | – gęstość |
| $\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{33}$ | – naprężenia normalne w odpowiednich kierunkach |
| $\sigma_{11,max}$ | – maksymalne wzdłużne naprężenia rozciągające |
| $\sigma_{Ic}, \tau_{IIc}, \tau_{IIIc}$ | – naprężenia inicjujące pękanie |
| $\sigma_{Ic}^{red}, \tau_{IIc}^{red}$ | – zredukowane naprężenia inicjujące pękanie |
| σ_{CFRP} | – naprężenia rozciągające w taśmie CFRP |
| σ_{max} | – maksymalne naprężenia rozciągające |
| $\sigma_n, \sigma_s, \sigma_t$ | – naprężenia odrywające w odpowiedniej modzie |
| $\tau_{12}, \tau_{13}, \tau_{23}$ | – naprężenia styczne w odpowiednim kierunku |
| $\tau_{13,lok}$ | – lokalne naprężenia styczne |
| $\tau_{13,max}$ | – maksymalne naprężenia styczne |
| τ_{avg} | – średnie naprężenia styczne |
| τ_K | – naprężenia styczne w próbkach typu K |

| | |
|----------------|--|
| $\tau_{K,max}$ | – maksymalne naprężenia styczne w próbkach typu K |
| τ_{KW} | – naprężenia styczne w próbkach typu KW |
| $\tau_{K,max}$ | – maksymalne naprężenia styczne w próbkach typu KW |
| τ_{max} | – maksymalne naprężenia styczne |
| χ | – parametr lepkości |
| ψ | – współczynnik redukujący wytrzymałość drewna wzdłuż włókien |

Pozostałe, nieujęte w spisie symbole i indeksy, zostały opisane w odpowiednich miejscach w pracy.

WYKAZ AKRONIMÓW

| | |
|------|-----------------------------------|
| AFRP | – Aramid Fibre Reinforced Polymer |
| BFRP | – Basalt Fibre Reinforced Polymer |
| CDM | – Continuum Damage Mechanics |
| CFRP | – Carbon Fibre Reinforced Polymer |
| DCB | – Double Cantilever Beam |
| DIC | – Digital Image Correlation |
| ENF | – End Notched Flexure |
| FRP | – Fibre Reinforced Polymer |
| GFRP | – Glass Fibre Reinforced Polymer |
| MES | – Metoda Elementów Skończonych |
| MOR | – Modulus of Rupture |
| PRF | – Phenol Resorcinol Formaldehyde |
| PUR | – Polyurethane |
| WS | – Wedge Splitting |
| XFEM | – Extended Finite Element Method |

1 WSTĘP

1.1 Wprowadzenie

Wdrażanie nowych technologii konstrukcyjnych wiąże się z szerokim zakresem badań wstępnych nad produktem. Wykonanie dziesiątek lub setek prób może oznaczać poważną inwestycję i nie daje gwarancji uzyskania zamierzonego efektu. Elementy próbne powinny mieć wymiary zbliżone do stosowanych w konstrukcjach. Ich zniszczenie powoduje zużycie znacznej ilości materiału i generuje wysokie koszty. W takiej sytuacji rozsądnym rozwiązaniem są modele komputerowe, które w powiązaniu z dostępną mocą obliczeniową współczesnych komputerów, mogą być odpowiednio zaawansowane, dając odpowiedź na wiele pytań w stosunkowo krótkim czasie. Podczas opracowywania modelu należy uwzględnić aktualny stan wiedzy oraz potwierdzić go badaniami laboratoryjnymi, które mogą być wykonane w ograniczonym zakresie. Wystarczy wtedy weryfikacja jedynie wybranych przypadków. Pozostałe rozwiązania można przewidywać w oparciu o przygotowany model komputerowy. Pomimo, że jest on uproszczoną formą rzeczywistych warunków, pozwala na szczegółową analizę wpływu wybranych parametrów lub konfiguracji. Umożliwia również oszacowanie opłacalności ich wykonania. Pozostaje jedynie wybór rozwiązań, które najlepiej odpowiadają oczekiwaniom, a następnie szczegółowe przebadanie ich w laboratorium.

W niniejszej pracy rozpatrywano zasadność wykorzystania elementów konstrukcyjnych złożonych z drewna, zbrojonego włóknami węglowymi w osnowie polimerowej w postaci taśm CFRP (Carbon Fibre Reinforced Polymer), klejonych na klej poliuretanowy. Drewno, dzięki swoim licznym zaletom, od dawna ma szerokie zastosowanie w budownictwie. Jest to naturalny surowiec odnawialny, charakteryzujący się niskim ciężarem i znaczną wytrzymałością. Uniwersalność oraz liczne sposoby wykorzystania drewna przyczyniają się do nieustannych badań nad poprawą jego właściwości mechanicznych, poprzez różnego rodzaju obróbkę bądź łączenie z innymi materiałami. Jedną z możliwości jest zastosowanie lekkich i wysoce wytrzymałych taśm CFRP, w celu wzmocnienia konstrukcji, przy jednoczesnym zachowaniu jej niskiego ciężaru. Można je stosować poprzez doklejanie do elementów konstrukcyjnych, bądź jako zbrojenie w nowo wykonywanych. Pierwszy sposób jest szeroko stosowany przy naprawie i wzmacnianiu istniejących obiektów. Drugi natomiast jest nowym rozwiązaniem, które jest aktualnie testowane.

W przypadku drewna klejonego istotne są walory estetyczne gotowego produktu, dlatego w celu ich zachowania uzasadnione jest wklejanie taśm CFRP między warstwy elementu. Popularyzacja stosowania takiego kompozytu jest uzależniona od możliwości wytwarzania go w odpowiednio przystosowanych zakładach produkcyjnych, takich jak na przykład fabryki drewna klejonego. Modele elementów wykonanych z kompozytów drewno – CFRP są ubogo opi-

sane w literaturze i pomijają wiele istotnych parametrów. Głównym celem niniejszej rozprawy doktorskiej jest zaproponowanie rozwiązań dotyczących tworzenia zaawansowanych modeli obliczeniowych dźwigarów o pełnym przekroju, wykonanych z wyżej wymienionego materiału kompozytowego i dobór parametrów tych modeli.

1.2 Problem naukowy

Problemem naukowym rozważanym w pracy jest opisanie zjawisk fizycznych zachodzących w pełnych dźwigarach wykonanych z kompozytów drewno-polimerowych zbrojonych włóknami oraz dobór parametrów modeli obliczeniowych umożliwiających ich analizę. Celem niniejszej pracy jest:

- określenie właściwego sposobu modelowania drewna przy zginaniu w zakresie liniowo-sprężystym oraz jego zniszczenia,
- szczegółowa analiza pracy spoin klejowych, wykonywanych pomiędzy drewnem oraz pomiędzy drewnem a polimerem zbrojonym włóknami w zakresie sprężystym oraz poza-sprężystym,
- określenie wpływu połączeń klejonych na pracę statyczną dźwigarów pełnych wykonanych z kompozytu,
- stworzenie wytycznych dotyczących doboru parametrów modeli obliczeniowych pełnych dźwigarów kompozytowych.

1.3 Zakres pracy

Zakres pracy obejmuje:

- przegląd literatury pod kątem sposobów modelowania drewna, badań połączeń klejonych w kompozytach zawierających drewno oraz stosowanych sposobów wzmacniania lub zbrojenia konstrukcji z wykorzystaniem materiałów polimerowych zbrojonych włóknami,
- badania laboratoryjne i modelowanie komputerowe lameli drewnianych przy zginaniu, aż do momentu ich zniszczenia,
- badania laboratoryjne i modelowanie komputerowe połączeń klejonych drewno-drewno i drewno-CFRP w zakresie liniowo-sprężystym oraz przewidywanie ich zniszczenia,
- badania laboratoryjne i modelowanie komputerowe pełnych dźwigarów wykonanych z kompozytu drewno-CFRP w odniesieniu do referencyjnych dźwigarów z drewna klejonego, w zakresie liniowo sprężystym oraz do zniszczenia,
- analizę oraz dostosowanie modelu uproszczonego wraz z określeniem możliwości jego zastosowania do szacowania ugięcia i nośności dźwigarów.

2 PRZEGLĄD LITERATURY

Złożoność tematów podejmowanych w niniejszej rozprawie wymaga przeprowadzenia dokładnego przeglądu literatury. Poznanie metod stosowanych przez innych badaczy, jakości tych metod oraz wyników otrzymywanych z ich wykorzystaniem, pozwala na dobór właściwych technik eksperymentalnych i obliczeniowych.

W rozdziale tym skupiono się zatem na przeglądzie metod, których znajomość jest niezbędna do osiągnięcia celów założonych w rozprawie. Są nimi: sposoby konstytutywnego modelowania drewna, badania i modelowanie połączeń klejonych między komponentami drewnianymi i kompozytowymi oraz sposoby wzmacniania i zbrojenia konstrukcji drewnianych z wykorzystaniem kompozytów polimerowych.

2.1 Modelowanie drewna

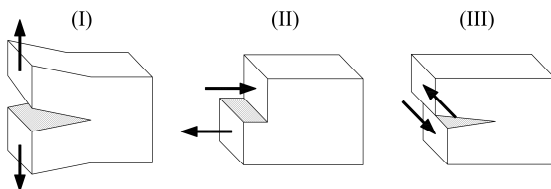
W literaturze odnaleziono trzy podstawowe podejścia do modelowania nieliniowego zachowania drewna. Są to:

- izotropowa degradacja materiału w oparciu o liniową mechanikę pęknięcia,
- anizotropowa degradacja materiału oparta o mechanikę uszkodzenia ośrodków ciągłych,
- anizotropowe płynięcie materiału oparte o funkcję Hilla.

W niniejszym rozdziale opisano je sumarycznie oraz przedstawiono możliwości ich wykorzystania w omawiany temacie.

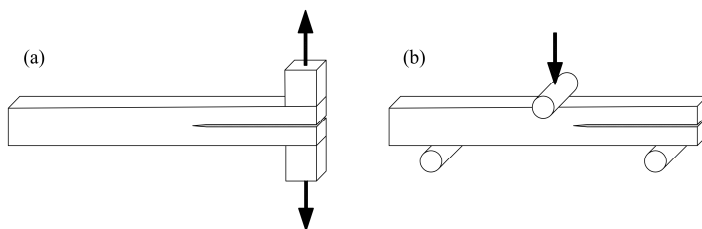
2.1.1 Liniowa mechanika pęknięcia

Koncepcja pierwsza opiera się na założeniach liniowej mechaniki pęknięcia. W opisywanej metodzie materiał uznawany jest za izotropowy liniowo-sprężysty. Z założenia propagacja pęknięcia postępuje w dwóch głównych kierunkach – wzdłuż i w poprzek włókien. Wiodącymi parametrami materiałowymi, determinującymi proces pęknięcia są współczynniki intensywności naprężeń lub współczynniki uwalniania energii w odpowiednich modach pęknięcia (Rys. 2.1).



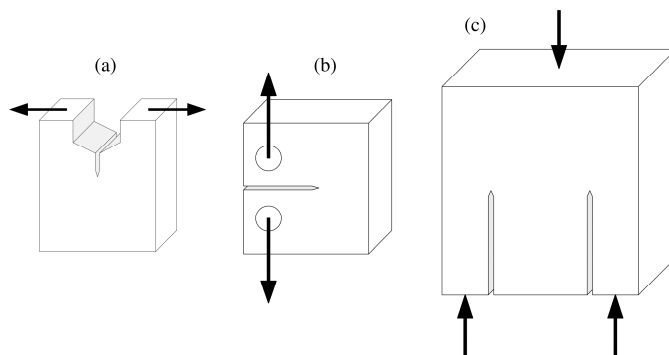
Rys. 2.1. Podstawowe mody pęknięcia: (I) – rozrywanie, (II) – ścinanie wzdłuż, (III) – ścinanie w poprzek

Silva [1] przeprowadził dwuwymiarową analizę numeryczną trójpunktowego zginania belki z nacięciem (Rys. 2.2 b). Głównym celem było sprawdzenie stosowności tego typu badań w przypadku drewna. Podjęta próba przebiegła pomyślnie, a jej wynikiem było obliczenie wartości współczynnika uwalniania energii G_{IIc} dla drewna sosnowego. Podobne analizy przeprowadził Kossakowski w pracach [2, 3]. Porównał on model dwuwymiarowy z trójwymiarowym oraz obliczył współczynniki uwalniania energii G_{Ic} i G_{IIc} na podstawie wyników badań wykonanych zgodnie ze schematami przedstawionymi na rysunku 2.2.



Rys. 2.2. Schematy badań: a) DCB – Double Cantilever Beam, b) ENF – End Notched Flexure

Określanie współczynników intensywności naprężeń oraz uwalniania energii było również wykonywane wcześniej, na przykład w pracy Prokopskiego [4] lub Yoshihary [5], jednak nie był w nich poruszany temat modelowania numerycznego. Stanzl-Tschegg [6] oraz Vasic [7] zaproponowali oryginalny kształt próbki do badania pęknięcia w modzie I (Rys. 2.3 a). Współczynniki intensywności naprężeń oraz uwalniania energii w dwóch głównych kierunkach propagacji pęknięcia dla czterech gatunków drewna wyznaczyli w oparciu całąkę Rice'a.



Rys. 2.3. a) próbka WS, b) oraz c) próbki do wyznaczania współczynnika intensywności naprężeń: K_{Ic} , K_{IIc}

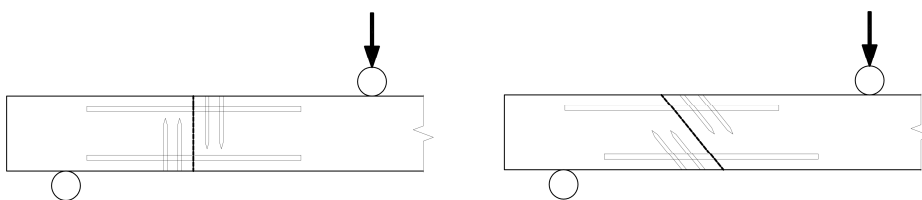
Fortino [8] wykonał trójwymiarowy model próbki WS (Wedge-Splitting) z zastosowaniem elementów kohezyjnych w miejscu spodziewanej propagacji pęknięcia. Otrzymał on zgodność krzywej siła-przemieszczenie z wynikami

z pracy [6]. Inne podejście zaproponował Qiu [9, 10], który do modelowania wykorzystał metodę XFEM (Extended Finite Element Method). Na podstawie badań laboratoryjnych na standardowych próbkach (Rys. 2.3 b, c) wyznaczył parametry sprężyste drewna oraz współczynniki intensywności naprężeń K_{Ic} oraz K_{IIc} . Analizy numeryczne wyżej wspomnianych próbek wykazały zgodność z badaniami. Na koniec proponowane rozwiązanie zastosował do analizy klejonego dźwigara łukowego. Model nie został jednak wystarczająco dokładnie opisany by wykorzystywać go w dźwigarach innego typu.

2.1.2 Mechanika uszkodzenia ośrodków ciągłych

Koncepcja druga opiera się na mechanice uszkodzenia ośrodków ciągłych (Continuum Damage Mechanics – CDM). Prawo konstytutywne uwzględnia możliwość osłabienia materiału. Modele na bazie CDM pozwalają na rozróżnienie właściwości w różnych kierunkach, w zależności od sposobu obciążenia (ściskanie, rozciąganie). W większości z nich parametrem determinującym zachowanie materiału po osiągnięciu granicy wytrzymałości jest współczynnik uwalniania energii w odpowiednim kierunku.

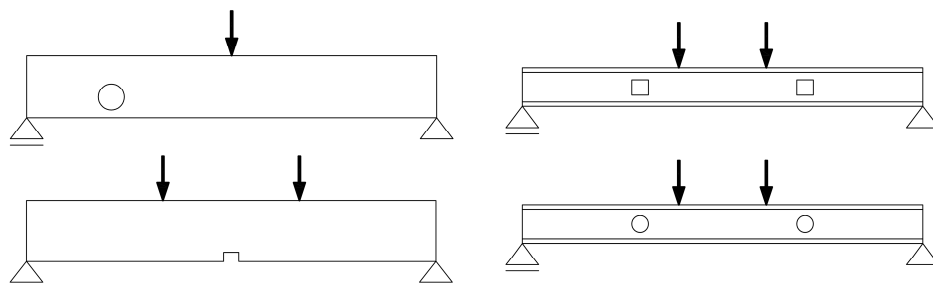
Sandhaas zaproponował trójwymiarowy model dla drewna [11], uwzględniający plastyczne zachowanie w strefach ściskanych oraz kruche pękanie w strefach rozciąganych. Analizie poddana została sytuacja docisku trzpienia wzdłuż włókien. Rozwój zniszczenia kontrolowany był dziewięcioma różnymi parametrami degradacji materiału, obliczanymi w oparciu o zadane współczynniki uwalniania energii w odpowiednich kierunkach. Autor zacytował wartości odnalezione w literaturze dla różnych gatunków drewna, jednak wprowadzając je do modelu nie uzyskał dobrej zgodności z badaniami laboratoryjnymi w zakresie zniszczenia próbek. Zwiększenie niektórych wartości współczynników poskutkowało lepszym dopasowaniem wyników analiz numerycznych do eksperymentów. Model drewna proponowany przez Sandhaasa został zaadaptowany w pracy Orlando [12]. Autor analizował procesy zniszczenia w dźwigarach drewnianych przecinanych w wybranych miejscach, które następnie były naprawiane przy zastosowaniu wklejanych prętów stalowych (Rys. 2.4).



Rys. 2.4. Schematy przecinania dźwigarów oraz wzmocnień prętami według Orlando [12]

Wartości współczynników uwalniania energii również w tym przypadku zostały zaczerpnięte z literatury i były zbliżone do wartości proponowanych

w poprzednio przedstawionej pracy Sandhaasa. Autorowi udało się osiągnąć dobrą zgodność wyników z badaniami laboratoryjnymi – zarówno w zależności siła-przemieszczenie, jak i w sposobie zniszczenia dźwigara. Należy jednak zauważyć, że przecięcia wykonane przez cały przekrój wprowadzały nieciągłość w strukturze materiału. Sposób zniszczenia dźwigara mógł zatem wynikać nie tyle z przyjęcia dobrego modelu dla drewna, co z odpowiedniego zamodelowania wzmocnień. Khorsandnia [13] i Valipour [14] przedstawili sposób modelowania dwuwymiarowego z wykorzystaniem modelu zniszczenia z warunkiem Hashina oraz modelu warstwowego. Autorzy porównali wyniki do badań laboratoryjnych dostępnych w literaturze. Analizy dotyczyły dźwigarów z otworami lub nacięciami, pełnych oraz dwuteowych, poddanych trójpunktowemu oraz czteropunktowemu zginaniu (Rys. 2.5). Uzyskali oni zgodność wyników w zakresie zależności siła-ugięcie oraz w formach zniszczenia dźwigarów.



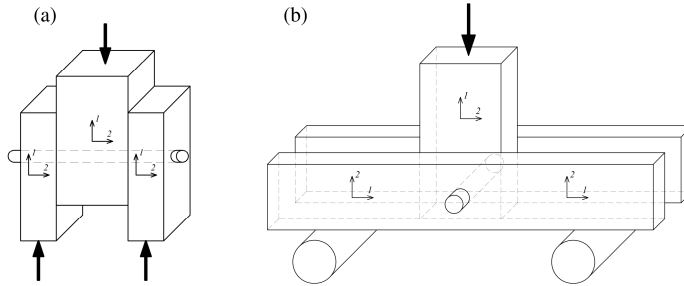
Rys. 2.5. Przykłady dźwigarów drewnianych badanych w pracach Khorsandni [13] i Valipoura [14]

2.1.3 Funkcja Hilla

Koncepcja trzecia opiera się na funkcji Hilla z anizotropowym płynięciem po przekroczeniu granicy plastyczności materiału. Zalety i wady wykorzystania kryterium Hilla opisali Mascia i Simoni [15]. Model ten jest stosunkowo często spotykany w literaturze przy modelowaniu drewna, ze względu na dostępność parametrów w różnych publikacjach oraz możliwość bezpośredniego wykorzystania procedury obliczeniowej w programie Simulia ABAQUS.

Oudjene [16, 17] modelował ścisnienie próbek prostopadłościennych wzdłuż włókien, których parametry materiałowe zaczerpnął z pracy Reiterera [18]. Wyniki z modelu dwuwymiarowego odniósł do zależności naprężenie-odkształcenie przedstawionej w tej samej pracy. W kolejnym kroku zastosował opracowany model materiału do próbki z okrągłym otworem i stalowym trzpieniem. Zarówno modelowanie, jak i badania laboratoryjne polegały na próbie ścinania trzpienia (Rys. 2.6 a), co powodowało zginięcie drewna w strefie kontaktu. W tym zakresie autor uzyskał bardzo dobrą korelację wyników numerycznych z laboratoryjnymi, nie udało się jednak przewidzieć procesu pęknięcia drewna w końco-

wej fazie testów. Dos Santos wykonał podobne badania [19] do przedstawionych w pracach Oudjene. Zasadniczą różnicą była zmiana ułożenia włókien sąsiadujących elementów drewnianych na wzajemnie prostopadłe (Rys. 2.6 b).

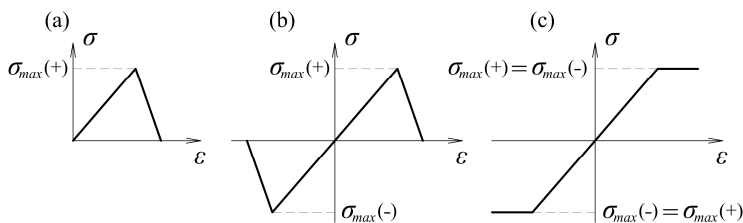


Rys. 2.6. Schemat badania wykonanego przez: a) Oudjene [16, 17], b) dos Santosa [19]

Takie ułożenie powodowało docisk trzpienia zarówno wzdłuż, jak i w poprzek włókien. Ponadto autor zastosował w miejscu spodziewanego pęknięcia powierzchnię kohezyjną, która umożliwiła odwzorowanie pęknięcia drewna, pojawiające się w badaniach laboratoryjnych.

2.1.4 Wnioski końcowe

Podsumowując, modelowanie komputerowe drewna jest złożonym procesem. W literaturze nie zostały dotychczas przedstawione rozwiązania uwzględniające postępujące zniszczenie, które umożliwiłyby analizę dowolnej konstrukcji. Badacze, w zależności od oczekiwanego stanu naprężenia i sposobu zniszczenia, dobierają odpowiednie parametry. W celu uproszczonego porównania podstawowych założeń modeli opisanych w powyższym rozdziale, na rysunku 2.7 przedstawiono zależności σ - ϵ dla każdego z nich.



Rys. 2.7. Porównanie zależności σ - ϵ dla sposobów modelowania drewna opisanych w niniejszym rozdziale: a) liniowa mechanika pęknięcia, b) mechanika uszkodzenia ośrodków ciągłych, c) funkcja Hilla. Oznaczenia: σ – naprężenia, ϵ – odkształcenia, $\sigma_{max}(+)$ – maksymalne naprężenia rozciągające, $\sigma_{max}(-)$ – maksymalne naprężenia ściskające.

Rysunek 2.7 a opisuje prawo konstytutywne zgodne z założeniami liniowej mechaniki pękania – po osiągnięciu maksymalnych naprężeń rozciągających $\sigma_{max}(+)$ następuje osłabienie materiału, a następnie jego zniszczenie. Rysunek 2.7 b przedstawia prawo konstytutywne wynikające z mechaniki uszkodzenia ośrodków ciągłych – osłabienie materiału następuje zarówno po przekroczeniu dopuszczalnych naprężeń rozciągających $\sigma_{max}(+)$, jak i ściskających $\sigma_{max}(-)$. Pozwala to na rozróżnienie wytrzymałości na rozciąganie od wytrzymałości na ściskanie. Ostatnie prawo konstytutywne pokazane na rysunku 2.7 c opisuje założenia funkcji Hilla – plastyczne płynięcie materiału po osiągnięciu maksymalnych naprężeń rozciągających $\sigma_{max}(+)$ lub ściskających $\sigma_{max}(-)$. Funkcja Hilla sama w sobie nie rozróżnia wytrzymałości na ściskanie od wytrzymałości na rozciąganie – $\sigma_{max}(+) = \sigma_{max}(-)$.

Modele oparte na liniowej mechanice pękania mogą być przydatne do analizy wpływu różnych właściwości na zachowanie materiału, ale jedynie dla próbek identycznych lub zbliżonych charakterystyką do przedstawionych w przeglądzie. Większość przykładów opisuje szczególne przypadki badań, które zostały adaptowane z mechaniki kompozytów i nie odnosi się do rzeczywistych konstrukcji. Modele nie uwzględniają problemów warunków brzegowych oraz punktowego przyłożenia obciążenia, które w przypadku miękkiego drewna są wysoce skomplikowane. Równocześnie brakuje zastosowania proponowanych założeń do obliczania bardziej złożonych konstrukcji oraz walidacji większych modeli badaniami laboratoryjnymi.

Anizotropowe modele z osłabieniem lub plastycznością dają dobre rezultaty w modelowaniu drewna, nie istnieją jednak wytyczne do wyznaczania kolejnych parametrów definiujących postępujący proces zniszczenia. Nie odnaleziono w literaturze przykładów, które ustalałyby te wartości w sposób bezpośredni w korelacji z badaniami laboratoryjnymi. W większości prac autorzy przy dobieganiu wartości krytycznych współczynników uwalniania energii powołują się na literaturę, w której wartości te nie zostały wyznaczone laboratoryjnie, a jedynie dostosowane do uzyskanych wyników. Przykładem jest wyraźna poprawa rezultatów otrzymanych w pracy Sandhaasa [11] po zwiększeniu wartości wybranych współczynników. Modele te są pracochłonne pod względem dopasowania parametrów i nie gwarantują właściwego odwzorowania rzeczywistych warunków.

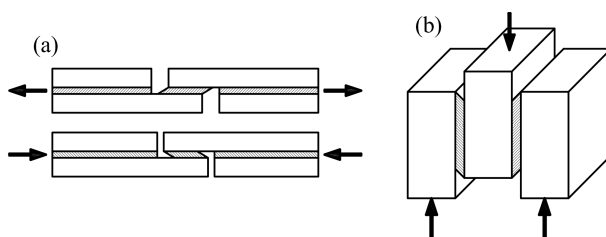
Najrozsądniejszym podejściem wydaje się być zatem funkcja Hilla, która łączy w sobie stosunkowo łatwy dobór współczynników z odpowiednim stopniem skomplikowania. Zaletami tego rozwiązania jest dobra zbieżność obliczeń, możliwość kalkulacji wymaganych parametrów oraz bezpośrednia dostępność modelu materiałowego w programie Simulia ABAQUS. Metoda ta wymaga jednak wzbogacenia modelu w dodatkowe założenia w celu poprawnego reprezentowania stanu naprężenia przy zginaniu – rozróżnienia pracy elementu przy rozciąganiu od pracy przy ścisaniu.

2.2 Badania połączeń klejonych w kompozytach zawierających drewno

Poniższy rozdział podzielono na dwie części. Pierwsza dotyczy przeglądu literatury pod kątem badania i modelowania połączeń klejonych w drewnie klejonym. W drugiej części omówiono badania i modelowanie połączeń klejonych, kiedy łączonymi elementami są drewno i elementy FRP.

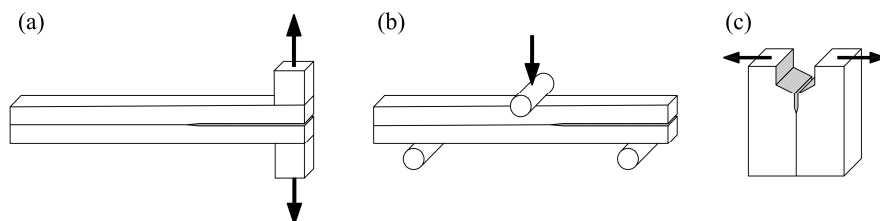
2.2.1 Badania i modelowanie połączeń w drewnie klejonym

Lavisci zaproponował metodę badania ścinanych połączeń klejonych w drewnie przy rozciąganiu i ściskaniu [20] według schematu przedstawionego na rysunku 2.8 a. Analizy numeryczne podobnego połączenia zakładkowego drewna klejonego przeprowadził Gereke [21]. De Almeida [22] i Cavalheiro [23] przebadali na ścinanie próbki złożone z trzech elementów. Były one poddane ścinaniu poprzez ściskanie próbki dwu-zakładkowej, co przedstawiono na rysunku 2.8 b.



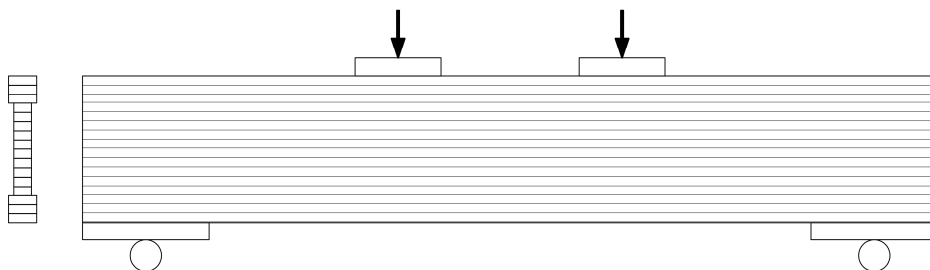
Rys. 2.8. Schematy badań: a) połączenia jedno-zakładkowego stosowanego przez Gereke [21], b) połączenia dwu-zakładkowego stosowanego przez de Almeidę [22] i Cavalheiro [23]

Wang [24] oraz Xu [25] przeprowadzili badania pęknięcia drewna klejonego na próbkach DCB (Double Cantilever Beam) oraz ENF (End Notched Flexure). Fortino wykonał analizy numeryczne delaminacji w dwóch próbach [8] – pierwszą na próbce WS (Wedge-Splitting) oraz drugą na próbce DCB. Schematy badań zostały przedstawione na rysunku 2.9.



Rys. 2.9. Badania: a) DCB, b) ENF, c) WS

Aicher [26] sprawdzał wytrzymałość na ścinanie wysokich belek dwuteowych z drewna klejonego wykonanych z wielu warstw w czteropunktowym zginaniu. Do szczegółowej analizy rozkładu naprężeń stycznych wykorzystał model MES, przy założeniu liniowo-sprężystej charakterystyki materiału. Schemat badania przedstawiono na rysunku 2.10.



Rys. 2.10. Wysoka belka dwuteowa analizowana przez Aichera [26]

Podsumowując, w literaturze nie odnaleziono przykładów modelowania delaminacji połączeń klejonych w elementach z drewna klejonego (procesu stopniowego rozwarstwiania się kompozytu w wyniku przekroczenia naprężeń maksymalnych w spoinie), pracujących w złożonym stanie naprężenia. Taka sytuacja ma miejsce na przykład podczas zginania belki. W cytowanych pracach autorzy zajmują się jedynie prostymi przypadkami badań i modelowania, na przykład rozwarstwianiem w wyniku odrywania od siebie dwóch klejonych elementów.

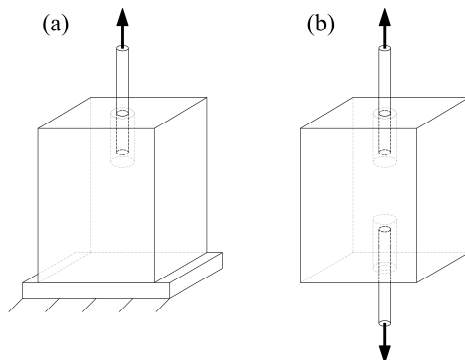
2.2.2 Badania i modelowanie połączeń drewno-FRP

Rodzaje kompozytów FRP (Fibre Reinforced Polymer) szeroko stosowane do wzmacniania konstrukcji są następujące:

- CFRP (Carbon Fibre Reinforced Polymer) – kompozyt zbudowany z włókien węglowych w osnowie polimerowej,
- GFRP (Glass Fibre Reinforced Polymer) – kompozyt zbudowany z włókien szklanych w osnowie polimerowej,
- BFRP (Basalt Fibre Reinforced Polymer) – kompozyt zbudowany z włókien bazaltowych w osnowie polimerowej,
- AFRP (Aramid Fibre Reinforced Polymer) – kompozyt zbudowany z włókien aramidowych w osnowie polimerowej.

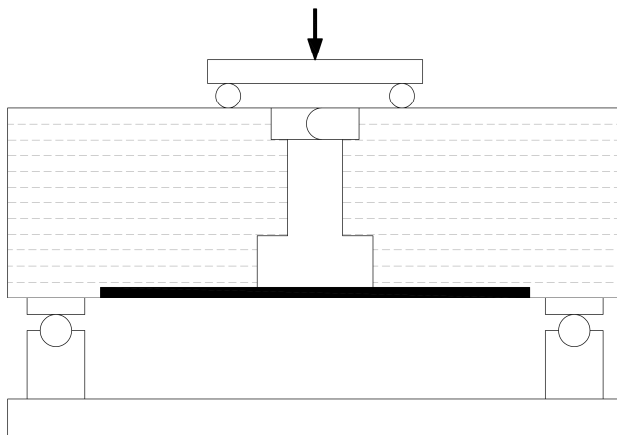
Pierwszym rodzajem kompozytów stosowanych do wzmacniania konstrukcji z drewna klejonego są pręty FRP. Badacze prowadzili badania wytrzymałości spoin pomiędzy drewnem a prętami w różnych schematach. De Lorenzis [27] proponował test pull-out prętów CFRP według rysunku 2.11 a. Titirla [28] przebadła wrywanie zarówno prętów GFRP, jak i CFRP wklejanych na klej epoksydowy w dwóch układach włókien drewna (wzdłuż i poprzek). Zhu [29],

Grunwald [30] i Ling [31] wykonali próbki z prętami GFRP z użyciem kleju PUR. Analizowali oni wrywanie w podwójnym teście pull-out, według schematu pokazanego na rysunku 2.11 b. Grunwald [30] i Ling [31] przeprowadzili również analizy numeryczne.



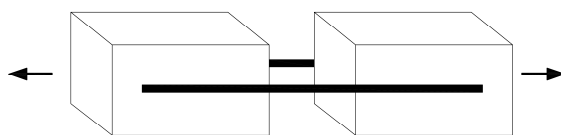
Rys. 2.11. Różne schematy testów pull-out: a) wrywanie pręta z zamocowanego bloku drewna [27], b) wrywanie dwóch prętów z bloku drewna [29–31]

Sena-Cruz [32] i Yeboah [33] przedstawili podobne badania do zaprezentowanych powyżej, proponując dodatkowo wrywanie prętów GFRP i BFRP podczas czteropunktowego zginania (Rys. 2.12).



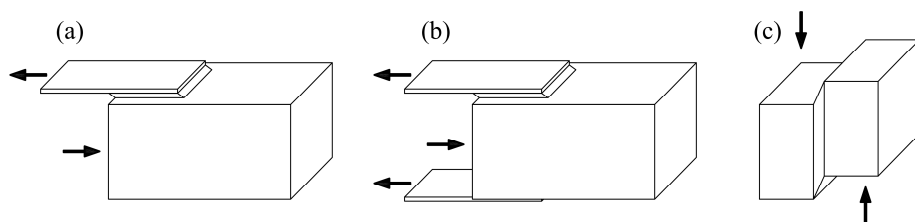
Rys. 2.12. Stanowisko badawcze do wrywania prętów poprzez zginanie stosowane przez Sena-Cruza [32] i Yeboah [33]

Inny schemat badania (Rys. 2.13) przyczepności prętów CFRP wklejanych na żywicę epoksydową, przy różnych długościach zakotwienia, nakreślił Corradi w pracy [34].



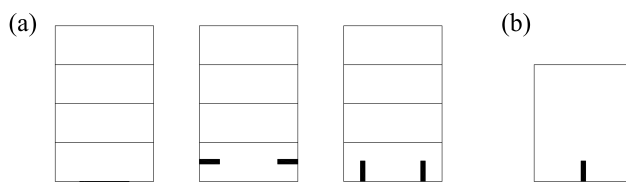
Rys. 2.13. Schemat wyrywania prętów z drewna stosowany przez Corradiego [34]

Drugim rodzajem kompozytów stosowanych do wzmacniania konstrukcji z drewna klejonego są płytki/maty FRP. Wielu autorów zajmowało się badaniem połączeń zakładkowych, zarówno pojedynczych, jak i podwójnych. Vessby [35], Wan [36, 37], Biscaia [38], Subhani [39] i Vahedian [40–44] badali rozkład odkształceń w połączeniu zakładkowym między drewnem a płytką CFRP (Rys. 2.14 a). Vessby przeprowadził modelowanie numeryczne, Biscaia i Vahedian zaproponowali natomiast rozwiązania analityczne. Ponadto Biscaia rozszerzył badania o dodatkowy schemat (Rys. 2.14 b) [45].

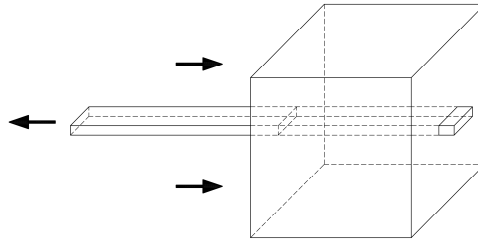


Rys. 2.14. Różne schematy badań: a) połączenie jedno-zakładkowe, b) połączenie dwuzakładkowe, c) połączenie jedno-zakładkowe z wklejonym kompozytem

Testy ścinania połączenia (Rys. 2.14 c) wykonanego z kleju epoksydowego z wklejanym kompozytem GFRP wykonał Arriaga [46]. Juvandes [47] i Sena-Cruz [48] przedstawili badania przeprowadzone według schematu podobnego do rysunku 2.12 w różnych konfiguracjach wklejania płytek CFRP na żywicę epoksydową (Rys. 2.15).

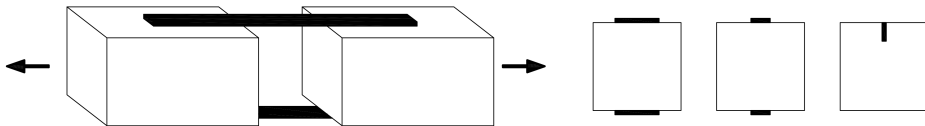


Rys. 2.15. Różne konfiguracje wklejania płytek CFRP stosowane przez Arriagę [46], Juvandesa [47] i Sena-Cruza [48]



Rys. 2.16. Schemat wyrywania płytek FRP zaproponowany przez Sena-Cruza [48] i Favę [49]

Sena-Cruz [48] i Fava [49] prowadzili testy wyrywania dwóch rodzajów płytek kompozytów (GFRP i CFRP) klejonych na klej epoksydowy o różnej długości spoiny według schematu pokazanego na rysunku 2.16. Lee [50] przedstawił odrywanie od drewna płytek CFRP wklejanych na żywicę epoksydową (Rys. 2.17).



Rys. 2.17. Schematy przyklejania płytek CFRP do drewna stosowane przez Lee [50]

2.2.3 Wnioski końcowe

Podsumowując, połączenia drewno-drewno oraz drewno-FRP badane są w różnorodnych schematach statycznych. Brak ich systematyzacji i wskazania najlepszego sposobu potwierdzają złożoność problemu. Spoiny w elementach zawierających drewno i kompozyty FRP wykonane są zazwyczaj z kleju epoksydowego i są bieżącym tematem badań, o czym świadczą aktualne publikacje naukowe.

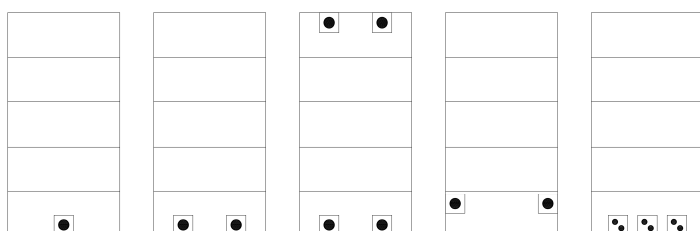
2.3 Wzmacnianie dźwigarów wykonanych z drewna lub drewna klejonego

Ogólne prace przeglądowe na temat wzmacniania dźwigarów drewnianych zostały przedstawione na przykład przez Schobera [51] i Franke [52]. W rozprawie skupiono się jedynie na dźwigarach pełnych poddanych zginaniu, ze względu na to, że jest to bezpośredni temat pracy. Zidentyfikowano dwa podstawowe sposoby wzmacniania dźwigarów wykonanych z drewna lub drewna klejonego materiałami GFRP (Glass Fibre Reinforced Polymer), CFRP (Carbon Fibre Reinforced Polymer) lub BFRP (Basalt Fibre Reinforced Polymer). Odnaleziono też pojedyncze prace przedstawiające wklejanie wymienionych materiałów pomiędzy warstwy drewna.

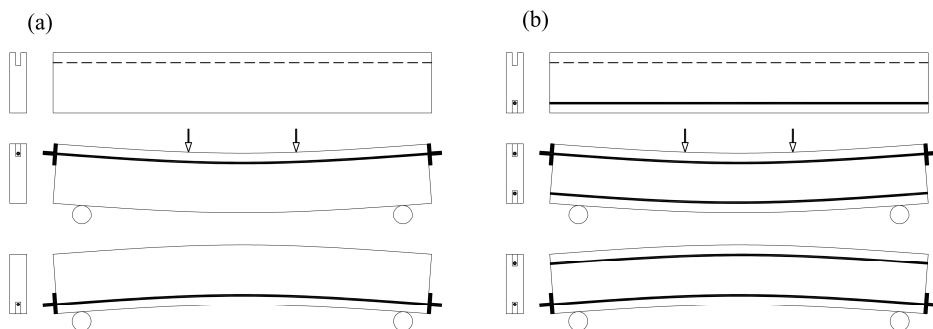
2.3.1 Wzmacnianie prętami GFRP, CFRP lub BFRP

Pierwszym zidentyfikowanym sposobem wzmacniania dźwigarów jest montowanie w różnych konfiguracjach oraz miejscach prętów GFRP, CFRP lub BFRP. Najczęściej wykorzystywanym spoiwem jest klej epoksydowy, a schemat statyczny to czteropunktowe zginanie. We wszystkich przedstawionych pracach wykonano szeroki zakres badań laboratoryjnych, a zastosowane zbrojenie spowodowało wzrost sztywności oraz nośności elementów.

Johnsson w swojej pracy [53] zbadał trzy sposoby rozmieszczenia prętów zbrojeniowych typu CFRP. Wszystkie montowane były w najniższej lameli drewna klejonego poprzez wklejanie we wcześniej przygotowane bruzdy. Podobne testy rozszerzone o dodatkowe konfiguracje przeprowadził Raftery w pracach [54, 55] dla prętów GFRP i BFRP. Układy analizowane przez autorów przedstawiono na rysunku 2.18.



Rys. 2.18. Układy analizowane przez autorów Johnssona [53] i Rafterego [54, 55]



Rys. 2.19. Schematy sprężania: a) bez dodatkowego zbrojenia górnego, b) z dodatkowym zbrojeniem górnym

Yang [56] przebadał belki z drewna klejonego zbrojone i sprężane prętami CFRP (Rys. 2.19). Przygotowanie próbek polegało na umieszczeniu zbrojenia we wcześniej wykonanych otworach przy górnej powierzchni belki, wprowadzeniu wstępnego ugięcia poprzez czteropunktowe zginanie, naciągnięciu prętów oraz wypełnieniu bruzd klejem epoksydowym, a następnie odwróceniu belki. W ten sposób powstawał element konstrukcyjny z ujemną strzałką ugięcia.

W dodatkowej konfiguracji, na samym początku wykonywane było zbrojenie niesprężane po przeciwnej stronie belki.

Bergner [57] zaproponował sposób wzmacniania litych belek drewnianych przy użyciu prętów CFRP i BFRP bez sprężania, według końcowego schematu z rysunku 2.19 b.

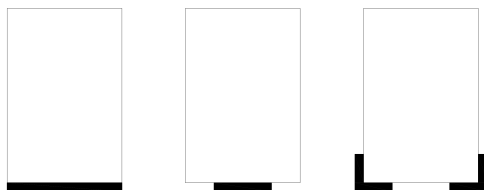
2.3.2 Wzmacnianie matami/płytkami GFRP, CFRP lub BFRP

Zdecydowanie częściej stosowaną metodą wzmacniania konstrukcji są maty/płytki GFRP, CFRP lub BFRP, co jest spowodowane ich łatwiejszą aplikacją. Montowane są one głównie poprzez przyklejanie na spodzie elementu wzmacnianego, co nie wymaga wcześniejszego wykonywania bruzd w konstrukcji. W pierwszej kolejności omówiono sposoby wzmacniania dźwigarów z drewna litego, następnie – z drewna klejonego.

DREWNO LITE

We wszystkich pracach wymienionych poniżej wzmocnienia były łączone żywicą epoksydową, a w większości z nich schemat statyczny przyjęty w badaniach to czteropunktowe zginanie.

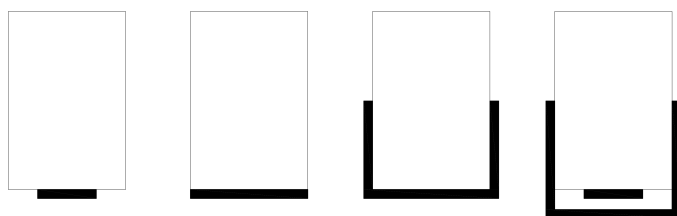
Pierwszym sposobem wzmacniania jest przyklejanie kompozytu zbrojącego na spodzie dźwigara na całej szerokości przekroju. Fiorelli [58] przeprowadził badania belek wzmacnianych przy użyciu GFRP oraz CFRP. Kossakowski [59] zastosował trzy rodzaje ręcznie laminowanych mat – szklane, aramidowe i węglowe. Kim [60, 61] przebadał dźwigary ze sztucznie wykonanym nacięciem w środku rozpiętości, które symulowało uszkodzenie. Belki wzmacniane były przy użyciu CFRP – w przypadku prefabrykowanych płytek zastosował różną grubość, natomiast przy ręcznej laminacji różną liczbę warstw włókna. Corradi [62] przeanalizował niepewność parametrów materiałowych dźwigarów wzmacnianych CFRP i GFRP. De Jesus [63] przebadał dwa warianty wzmocnienia z CFRP – na pół oraz całą rozpiętość belki, przeprowadzając trójpunktowe zginanie. Khelifa [64] wykonał modelowanie numeryczne Metodą Elementów Skończonych (MES) belek wzmocnionych dwoma oraz trzema warstwami CFRP na połowie szerokości przekroju. Drewno modelował jako anizotropowy materiał sprężysto-plastyczny w oparciu o funkcję potencjalną Hilla, podobnie jak w pracach opisanych w rozdziale 2.1 niniejszej rozprawy.



Rys. 2.20. Schematy wzmacniania według Andora [65] i Borriego [66]

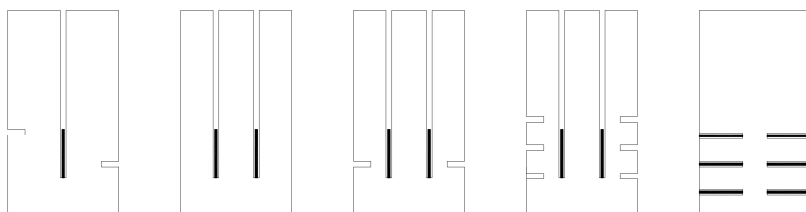
Druga metoda wzmacniania drewna litego również polega na przyklejaniu kompozytu na spodzie dźwigara, jednak jedynie na wariantowanej szerokości przekroju. Andor [65] wzmacniał dźwigary przy użyciu CFRP, które przyklejane było w trzech wariantach – jedna warstwa na całej szerokości, dwie warstwy na całej szerokości oraz jedna warstwa na połowie szerokości przekroju. Borri [66] wykonał zbrojenie na połowie szerokości przekroju o dwóch grubościach oraz w formie kątowników (Rys. 2.20).

Kolejny sposób polega na wywinieciu kompozytu na płaszczyzny pionowe dźwigarów. De la Rosa-Garcia w swoich pracach [67, 68] zastosował wzmocnienie przy użyciu CFRP i BFRP w formie litery U, przy trójpunktowym zginaniu. Rescalvo [69] przeprowadził porównanie różnych konfiguracji wzmacniania belek drewnianych z wykorzystaniem CFRP oraz analizę statystyczną opartą na dużej liczbie próbek, również w takim samym układzie. Rozpatrywał następujące warianty zbrojenia – na połowie szerokości, na całej szerokości, w kształcie litery U oraz połączone zbrojenie na połowie szerokości ze zbrojeniem typu U (Rys. 2.21).



Rys. 2.21. Schematy wzmocnień z prac de la Rosa-Garcia [67,68] i Rescalvo [69]

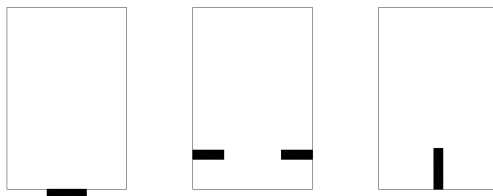
Ostatnią metodą wzmacniania dźwigarów jest nacięcie przekroju i wklejenie kompozytu w postaci płytki we wcześniej przygotowaną bruzdę (Rys. 2.22). Takie badania wykonali Jankowski [70] oraz Nowak [71].



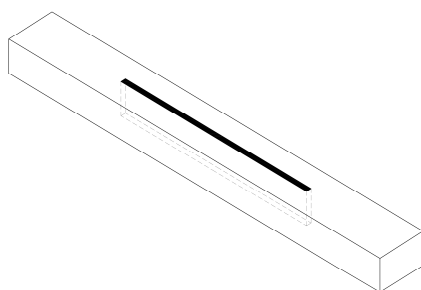
Rys. 2.22. Schematy wzmocnień według Jankowskiego [70] i Nowaka [71]

Dodatkowo symulowali oni pęknięcia poprzez wykonanie nacięć. Ponadto Nowak przeprowadził modelowanie MES bazując na podobnych założeniach jak Khelifa [64]. Schober [72] wykonał wzmocnienia w kilku innych konfiguracjach zaprezentowanych na rysunku 2.23.

Morales-Conde w pracy [73] zaproponował zbliżoną technikę zbrojenia belek drewnianych w formie płytek wklejanych pionowo na całą wysokość przekroju (Rys. 2.24). W swoich badaniach zastosował różne długości stref zbrojonych.



Rys. 2.23. Schematy wzmocnień z pracy Schobera [72]



Rys. 2.24. Schemat wzmocnienia z pracy Morales-Conde [73]

Podobne rozwiązanie wykorzystał Basterra [74] dla belek z drewna klejonego złożonych z dwóch lameli, sklejanych w układzie pionowym.

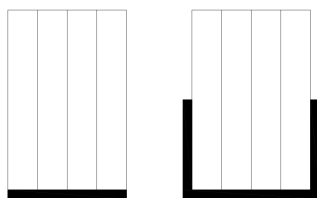
DREWNO KLEJONE

W większości prac wymienionych poniżej wzmocnienia przyklejano na żywicę epoksydową, natomiast badania przeprowadzano w schemacie czteropunktowego zginania.

Podobnie jak w przypadku drewna litego, pierwszym sposobem wzmocniania drewna klejonego jest mocowanie kompozytu zbrojącego na spodzie dźwigara. Nadir w swojej pracy [75] analizował wzmocnianie przy użyciu CFRP i GFRP. Przeprowadził badania samego kompozytu oraz próby ścinania spoiny z wklejonym zbrojeniem. Wzmocnianie z wykorzystaniem CFRP rozpatrywał również Vahedian [76] dla różnych grubości zbrojenia. Thorhallsson [77] wykonał wzmocnianie belek z drewna klejonego przy użyciu GFRP i BFRP. Brunetti w swojej pracy [78] przeprowadził badania dla dwóch różnych rodzajów kleju i różnych grubości zbrojenia. Po raz pierwszy zastosowano klej PUR (poliuretanowy) do przyklejania CFRP do drewna. Dwaj ostatni autorzy przeprowadzili szczegółową analizę statystyczną otrzymanych wyników. Glisović przebadał

belki z drewna klejonego wzmocniane CFRP w różnych konfiguracjach [79, 80], zbliżonych do tych przedstawionych przez Schobera (Rys. 2.23). W kolejnej pracy [81] zaproponował modelowanie MES podobne do tego wykonanego przez Nowaka [71] i Khelifę [64].

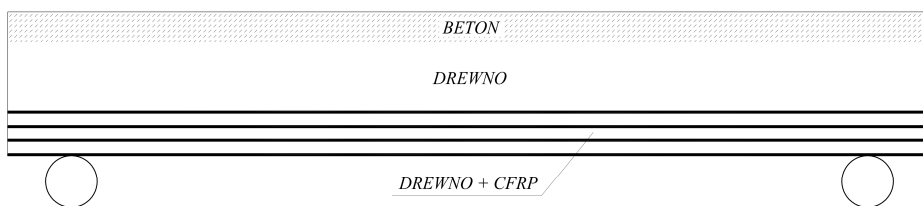
Subhani [82] zaproponował wzmocnianie belek z drewna klejonego laminowanych w układzie pionowym przy użyciu CFRP w dwóch wariantach – na spodzie belki oraz w kształcie litery U (Rys. 2.25).



Rys. 2.25. Schematy wzmocnień z pracy Subhaniego [82]

2.3.3 Kompozyty drewno-GFRP/CFRP

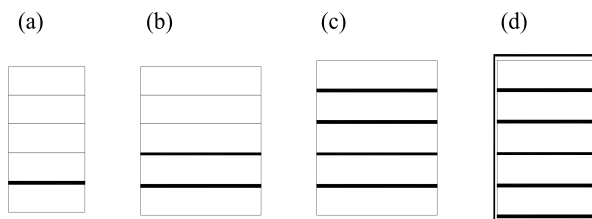
W ostatniej części przeglądu piśmiennictwa przedstawiono bardziej złożone kompozyty ze zbrojeniem wklejanym między warstwy. Nguyen Trung [83] przeanalizował konstrukcję złożoną z betonu oraz kompozytu drewno-polymerowego zbrojonego między-warstwowo przy użyciu CFRP wklejanego na klej epoksydowy (Rys. 2.26) przy czteropunktowym zginaniu. Zaproponował również liniowo sprężyste modelowanie na zasadzie konstrukcji kompozytowej typu „sandwich”, z uwzględnieniem liniowo sprężystej charakterystyki wszystkich materiałów.



Rys. 2.26. Schemat belki badanej przez Nguyen Trunga [83]

Fiorelli [84] i Raftery [85–87] przeprowadzili badania laboratoryjne przy czteropunktowym zginaniu oraz analizę statystyczną otrzymanych wyników. Schemat wykonanego wzmocnienia przedstawiono na rysunku 2.27 a. Następnie dokonywali zmiany spoiwa na połączeniu drewno-CFRP z żywicy epoksydowej na klej PRF (Phenol Resorcinol Formaldehyde). W ostatniej pracy Raftery wykonał również modelowanie MES, w oparciu o założenia zbliżone do prac No-

waka [71], Khelify [64] i Glisović'a [81]. Osmannezhad [88] zaproponował wklejanie GFRP na klej epoksydowy, pomiędzy warstwy drewna klejonego, w różnych konfiguracjach przedstawionych na rysunkach 2.27 b, c. Opublikował on badania laboratoryjne przy trójpunktowym zginaniu oraz analizę statystyczną wyników. Shi w swojej pracy [89] zaprezentował wklejanie GFRP w każdą spoinę drewna klejonego, a następnie wykonanie pokrycia GFRP po obwodzie przekroju belki, co przedstawiono na rysunku 2.27 d.



Rys. 2.27. Schematy różnych wzmocnień: a) jedna wkładka kompozytowa, b) dwie wkładki kompozytowe, c) cztery wkładki kompozytowe, d) cztery wkładki kompozytowe ze wzmocnieniem obwodowym

Bal [90] przeanalizował trójpunktowe zginanie drewna klejonego wzmocnianego między-warstwowo przy użyciu GFRP na klej PRF. Autor badał dźwigary laminowane pionowo, jak i poziomo oraz podjął próby ścinania spoiny z wklejonym włóknem szklanym w schemacie podobnym do tego przedstawionego na rysunku 2.27 c. Yang [91] rozpatrywał przypadek dźwigarów poddanych czteropunktowemu zginaniu. Zastosował zbrojenie prętami stalowymi oraz włóknami GFRP i CFRP wklejanymi na klej PRF w kilku różnych konfiguracjach, które zostały przedstawione między innymi na rysunkach 2.18, 2.23 i 2.27.

2.3.4 Wnioski końcowe

Przedstawione konfiguracje wzmocniania lub zbrojenia drewna oraz drewna klejonego są bardzo różnorodne, jednak do wykonania spoin łączących drewno z materiałami FRP w większości przypadków wykorzystywany był klej epoksydowy, który w rzeczywistości nie jest stosowany przy produkcji elementów konstrukcyjnych z drewna klejonego. Właściwości materiałowe kleju epoksydowego w porównaniu chociażby do kleju poliuretanowego (PUR) znacznie się różnią, co może powodować również odmienny sposób pracy całej spoiny klejowej.

W literaturze odnaleziono jedynie pojedyncze prace opisujące modelowanie drewna klejonego i kompozytów na bazie drewna. W tych pracach połączenia między elementami traktowane są jako idealne, co oznacza pomijanie wszystkich zjawisk zachodzących w spoinie. Zdaniem autora rozprawy, w przypadku prowadzenia złożonych analiz nieliniowych, uwzględnienie sztywności kleju oraz możliwości wystąpienia delaminacji jest elementem kluczowym, wpływającym na prawidłową interpretację wyników.

3 BADANIA I MODELOWANIE DREWNA

Trójwymiarowy model zginania drewna miękkiego (sosnowego o wilgotności 16–18%) opracowano i wstępnie sprawdzono na małych próbkach o wymiarach $19 \times 45 \times 500$ mm pozbawionych typowych wad drewna. Wyniki opisano w jednej z publikacji [92] autora rozprawy. W niniejszym rozdziale przedstawiono jedynie założenia modelu komputerowego zaproponowanego w wymienionej pracy, a następnie model ten wykorzystano do przewidywania zachowania elementów o większych wymiarach. Tymi elementami były lamele sosnowe, o rzeczywistych właściwościach konstrukcyjnych, wymiarach $94 \times 40 \times 2000$ mm i wilgotności 12–15%, stosowane w produkcji drewna klejonego warstwowo.

3.1 Założenia podstawowe

Przy analizowaniu pracy mechanicznej konstrukcji drewnianych, drewno można traktować jako materiał ortotropowy. Prawo konstytutywne determinujące liniowo-sprężyste zachowanie materiału w przestrzeni trójwymiarowej przedstawia się następująco:

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{12} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{23} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & -\frac{\nu_{21}}{E_2} & -\frac{\nu_{31}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & -\frac{\nu_{32}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{13}}{E_1} & -\frac{\nu_{23}}{E_2} & \frac{1}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{13}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{23}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \tau_{12} \\ \tau_{13} \\ \tau_{23} \end{bmatrix} \quad (3.1)$$

gdzie:

- ε_{11} , ε_{22} , ε_{33} – odkształcenia podłużne
- γ_{12} , γ_{13} , γ_{23} – odkształcenia postaciowe
- E_1 , E_2 , E_3 – moduły sprężystości podłużnej
- G_{12} , G_{13} , G_{23} – moduły sprężystości poprzecznej
- σ_{11} , σ_{22} , σ_{33} – naprężenia rozciągające
- τ_{12} , τ_{13} , τ_{23} – naprężenia styczne

Program Simulia ABAQUS [93] umożliwia zastosowanie funkcji Hilla – $f(\sigma)$ – do opisu anizotropowego płynięcia materiału po osiągnięciu granicy plastyczności, która przedstawia się następująco:

$$f(\sigma) = \sqrt{F(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + H(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 2L\tau_{23}^2 + 2M\tau_{31}^2 + 2N\tau_{12}^2} \quad (3.2)$$

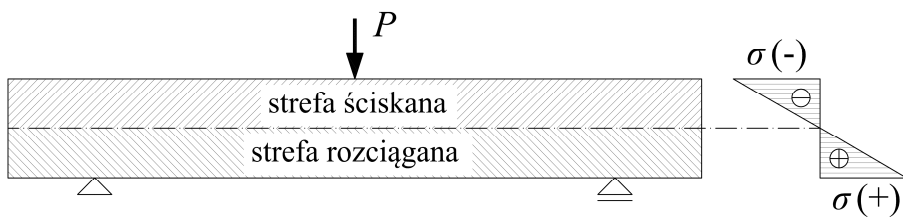
$$F = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{R_{22}^2} + \frac{1}{R_{33}^2} - \frac{1}{R_{11}^2} \right) \quad (3.3)$$

$$G = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{R_{33}^2} + \frac{1}{R_{11}^2} - \frac{1}{R_{22}^2} \right) \quad (3.4)$$

$$H = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{R_{11}^2} + \frac{1}{R_{22}^2} - \frac{1}{R_{33}^2} \right) \quad (3.5)$$

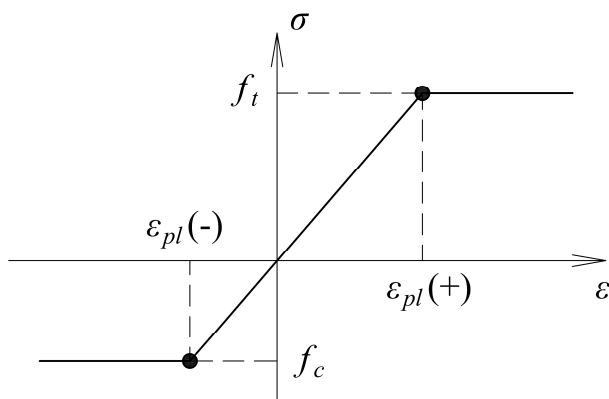
$$L = \frac{3}{2R_{23}^2}, \quad M = \frac{3}{2R_{13}^2}, \quad N = \frac{3}{2R_{12}^2} \quad (3.6)$$

Wartości parametrów R_{11} , R_{22} , R_{33} , R_{12} , R_{13} , R_{23} , mogą być obliczane na podstawie wytrzymałości drewna w odpowiednich kierunkach. Ze względu na to, że funkcja Hilla nie rozróżnia wytrzymałości na ściskanie od wytrzymałości na rozciąganie, zaproponowano teoretyczne wyodrębnienie stref ścispanych i rozciąganych. Wydzielenie stref przedstawiono na rysunku 3.1.



Rys. 3.1. Teoretyczne wyodrębnienie strefy ścispanych i rozciąganych. Oznaczenia: P – siła, $\sigma(-)$ – naprężenia ścispanych, $\sigma(+)$ – naprężenia rozciąganych

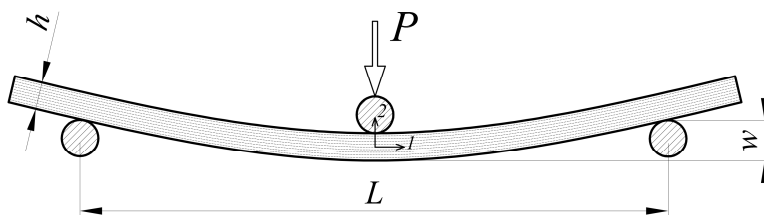
Po wykonaniu takiego założenia prawo konstytutywne można przedstawić jak pokazano na rysunku 3.2.



Rys. 3.2. Prawo konstytutywne wykorzystane w modelu drewna. Oznaczenia: σ – naprężenie, ε – odkształcenie, $\varepsilon_{pl}(-)$ – odkształcenie plastyczne przy ściskaniu, $\varepsilon_{pl}(+)$ – odkształcenie plastyczne przy rozciąganiu, f_t – wytrzymałość na rozciąganie, f_c – wytrzymałość na ściskanie

3.2 Założenia podstawowe

Drewno jest materiałem wnikliwie przebadanym na całym świecie, dlatego uznano, że procedura doboru współczynników do modelu obliczeniowego powinna bazować na danych ogólnie dostępnych w literaturze. Przykładem takiej pozycji literaturowej może być „Wood Handbook” [94], zestawiający szeroki zakres badań laboratoryjnych. Przy opracowywaniu modelu, moduł sprężystości wzdłuż włókien (E_1) został określony na podstawie pomiaru wartości ugięcia środka belki (w), mierzonej na jej spodzie.



Rys. 3.3. Opisy dla trójpunktowego zginania. Oznaczenia: P – siła, h – wysokość przekroju, L – rozpiętość belki między podporami, w – ugięcie belki

Głównym parametrem wpływającym na ugięcie jest wzdłużny (E_1) i poprzeczny (G_{12}) moduł sprężystości. Dlatego też wartość przemieszczenia środkowej linii spodu belki (w) w trójpunktowym zginaniu (Rys. 3.3) można opisać wzorem (oznaczenia według rysunku 3.3):

$$w = \frac{PL^3}{48E_1J} + \frac{PL}{4G_{12}A'} \quad (3.7)$$

gdzie:

$A' = \frac{5}{6}bh$ – zmodyfikowane pole przekroju prostokątnego

$G_{12} = \frac{E_1}{16}$ – moduł ścinania zależny od podłużnego modułu sprężystości

$J = \frac{bh^3}{12}$ – moment bezwładności przekroju prostokątnego przy zginaniu

Po podstawieniu wszystkich zmiennych oraz odczytaniu z badań laboratoryjnych zależności P/w w zakresie sprężystym, otrzymano równanie umożliwiające obliczenie ugięcia belki, zależne jedynie od podłużnego modułu sprężystości:

$$E_1 = \frac{P}{w} \left(\frac{L^3}{4bh^3} + \frac{24L}{5bh} \right) \quad (3.8)$$

Pozostałe parametry sprężyste mogą zostać obliczone na podstawie zależności zamieszczonych w „Wood Handbook” [94] oraz przedstawionych u Kossakowskiego [2, 3]. W każdym z tych źródeł zależności między modułami sprężystości podłużnej (E_1, E_2, E_3) i poprzecznej (G_{12}, G_{13}, G_{23}) są zbliżone i przedstawiają się następująco:

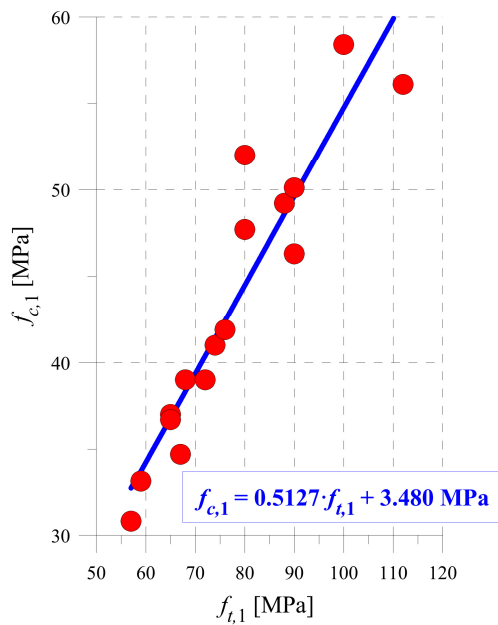
$$E_1 : E_2 : E_3 = 25 : 1.6 : 1 \quad (3.9)$$

$$G_{12} : G_{13} : G_{23} = 10.4 : 7.7 : 1 \quad (3.10)$$

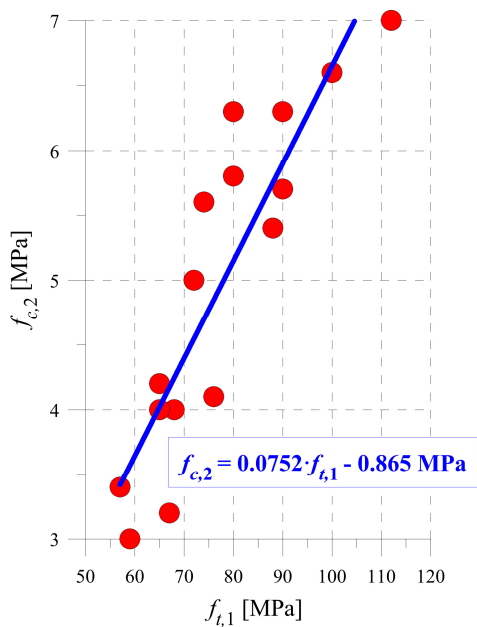
Współczynniki Poissona zostały przyjęte na podstawie wartości średnich: $\nu_{12} = 0.335$, $\nu_{13} = 0.358$, $\nu_{23} = 0.416$. Kolejnym parametrem zazwyczaj określanym w literaturze jest wytrzymałość na rozciąganie podczas trójpunktowego zginania (zależna od siły maksymalnej – P_{max}) często nazywana modułem zerwania (MOR – Modulus of Rupture), obliczana według podstawowego wzoru z teorii sprężystości:

$$f_{t,1} = \frac{3}{2} \frac{P_{max} L}{bh^2} \quad (3.11)$$

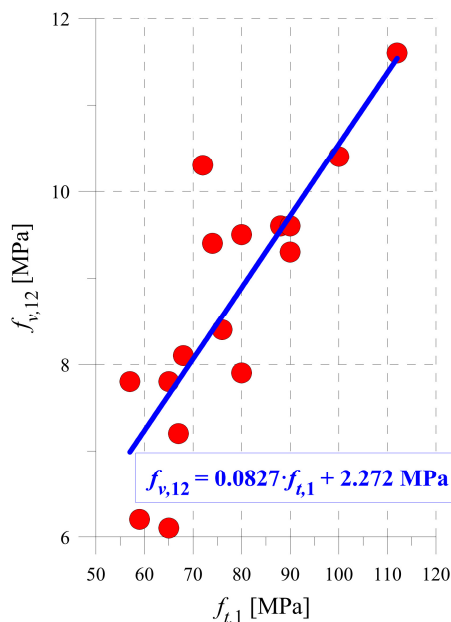
W celu wyznaczenia wytrzymałości drewna w odpowiednich kierunkach, skorzystano z badań zawartych w pracy „Wood Handbook” [94]. Wszystkie wartości zestawiono w odniesieniu do modułu zerwania $f_{t,1}$ (3.11), wyznaczono linię trendu oraz jej równanie i przedstawiono kolejno na rysunkach 3.4–3.6.



Rys. 3.4. Wartości wytrzymałości na ściskanie wzdłuż włókien ($f_{c,1}$) oraz linia trendu



Rys. 3.5. Wartości wytrzymałości na ściskanie w poprzek włókien ($f_{c,2}$) oraz linia trendu



Rys. 3.6. Wartości wytrzymałości na ścinanie ($f_{v,12}$) oraz linia trendu

Zależności wyznaczone na podstawie linii trendu, pokazane również na rysunkach 3.4–3.6, przedstawiają się następująco:

$$f_{c,1} = 0.5127 \cdot f_{t,1} + 3.480 \text{ MPa} \quad \text{dla} \quad 50 \text{ MPa} \leq f_{t,1} \leq 100 \text{ MPa} \quad (3.12)$$

$$f_{c,2} = 0.0752 \cdot f_{t,1} - 0.865 \text{ MPa} \quad \text{dla} \quad 50 \text{ MPa} \leq f_{t,1} \leq 100 \text{ MPa} \quad (3.13)$$

$$f_{v,12} = 0.0827 \cdot f_{t,1} + 2.272 \text{ MPa} \quad \text{dla} \quad 50 \text{ MPa} \leq f_{t,1} \leq 100 \text{ MPa} \quad (3.14)$$

gdzie:

$f_{t,1}$ – wytrzymałość na rozciąganie wzdłuż włókien przy zginaniu (MOR)

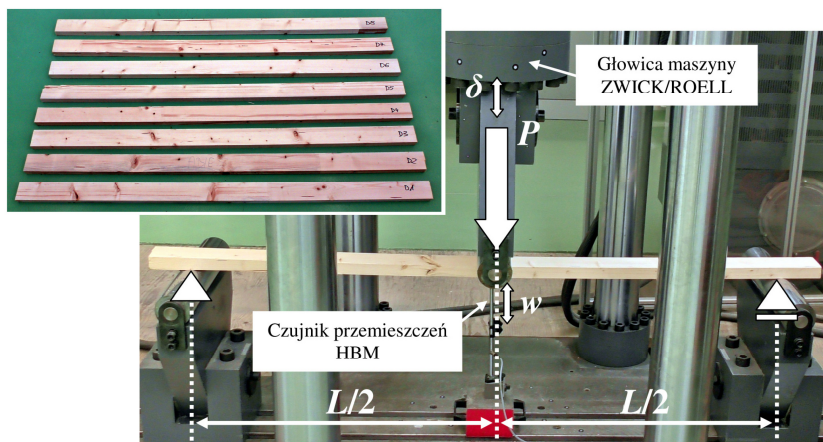
$f_{c,1}$ – wytrzymałość na ściskanie wzdłuż włókien

$f_{c,2}$ – wytrzymałość na ściskanie w poprzek włókien

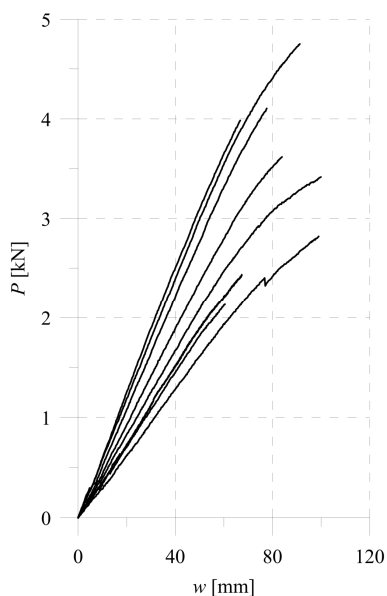
$f_{v,12}$ – wytrzymałość na ścinanie

Do badania przygotowano osiem lameli drewnianych o wymiarach $94 \times 40 \times 2000$ mm. Próbkę testowano na maszynie wytrzymałościowej Zwick/Roell Z3000H, w schemacie trójpunktowego zginania, ze stałym rozstawem podpór $L = 1800$ mm. Pomiar ugięcia środka belki w zakresie liniowo-

sprężystym wykonano za pomocą czujnika przemieszczeń HBM WA/50 mm (Rys. 3.7), a zależności siła-ugięcie przedstawiono na rysunku 3.8. Wszystkie parametry badanego drewna iglastego wyznaczono w oparciu o wzory (3.9–3.14) i zestawiono w tabelach 3.1–3.2. Niepewność wyników, określana w formie odchylenia standardowego, wyniosła około 20%, co jest wartością typową dla elementów drewnianych.



Rys. 3.7. Schemat statyczny badania pojedynczej lameli drewnianej wraz z próbkami do badań. Oznaczenia: δ – przemieszczenie tłka maszyny Zwick/Roell Z3000H, P – siła mierzona przez maszynę Zwick/Roell Z3000H, w – ugięcie lameli, L – rozpiętość lameli między podporami



Rys. 3.8. Wyniki przebiegu siła-ugięcie (P/w) z badań laboratoryjnych lameli drewnianych

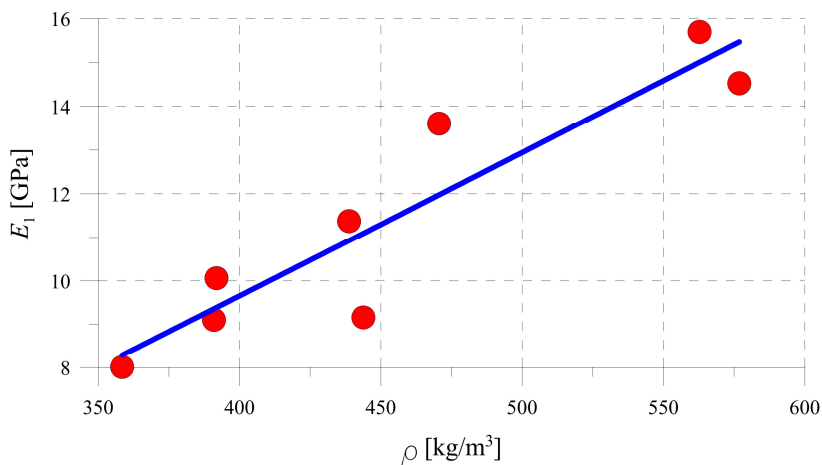
Tab. 3.1 Parametry sprężyste badanego drewna

| Numer próbki | E_1 [GPa] | E_2 [GPa] | E_3 [GPa] | G_{12} [GPa] | G_{13} [GPa] | G_{23} [GPa] |
|----------------|---------------|--------------|--------------|----------------|----------------|----------------|
| D1 | 9.100 | 0.582 | 0.364 | 0.569 | 0.421 | 0.055 |
| D2 | 9.156 | 0.586 | 0.366 | 0.572 | 0.424 | 0.055 |
| D3 | 13.602 | 0.871 | 0.544 | 0.850 | 0.629 | 0.082 |
| D4 | 15.691 | 1.004 | 0.628 | 0.981 | 0.726 | 0.094 |
| D5 | 11.375 | 0.728 | 0.455 | 0.711 | 0.526 | 0.068 |
| D6 | 10.057 | 0.644 | 0.402 | 0.629 | 0.465 | 0.060 |
| D7 | 14.525 | 0.930 | 0.581 | 0.908 | 0.672 | 0.087 |
| D8 | 8.007 | 0.512 | 0.320 | 0.500 | 0.370 | 0.048 |
| Średnia | 11.439 | 0.732 | 0.458 | 0.715 | 0.529 | 0.069 |

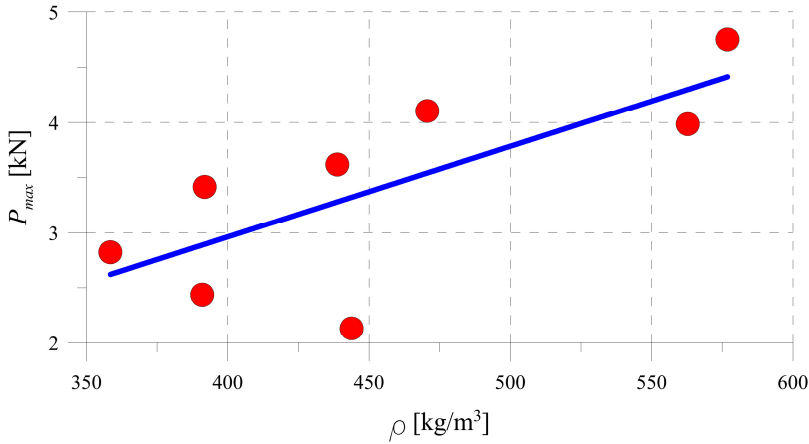
Tab. 3.2 Wartości wytrzymałości badanego drewna

| Numer próbki | $f_{t,1}$ [MPa] | $f_{c,1}$ [MPa] | $f_{c,2}$ [MPa] | $f_{v,12}$ [MPa] |
|----------------|-----------------|-----------------|-----------------|------------------|
| D1 | 43.75 | 25.88 | 2.42 | 5.86 |
| D2 | 38.25 | 23.06 | 2.00 | 5.41 |
| D3 | 73.67 | 41.20 | 4.66 | 8.31 |
| D4 | 71.51 | 40.09 | 4.50 | 8.14 |
| D5 | 64.95 | 36.73 | 4.01 | 7.60 |
| D6 | 61.32 | 34.87 | 3.73 | 7.30 |
| D7 | 85.31 | 47.16 | 5.53 | 9.27 |
| D8 | 50.64 | 29.41 | 2.93 | 6.42 |
| Średnia | 61.17 | 34.80 | 3.72 | 7.29 |

Dodatkowo sprawdzono również zależność modułu sprężystości wzdłuż włókien oraz osiąganej siły maksymalnej od gęstości drewna (Rys. 3.9–3.10).



Rys. 3.9. Zależność modułu sprężystości wzdłuż włókien (E_1) od gęstości drewna (ρ)



Rys. 3.10. Zależność siły maksymalnej (P_{max}) od gęstości drewna (ρ)

Obie wartości rosły wraz z przyrostem gęstości drewna, co jest zgodne z danymi raportowanymi w literaturze.

3.3 Dobór parametrów obliczeniowych

W związku z tym, że proponowany model materiału nie rozróżnia wytrzymałości na ściskanie od wytrzymałości na rozciąganie i są one do siebie zbliżone, przyjęto że $f_{t,2} = f_{c,2}$. Dodatkowo założono takie same parametry względem osi (2) i (3) – $f_{c,2} = f_{c,3}$ oraz identyczną wytrzymałość na ścinanie w każdym kierunku $f_{v,12} = f_{v,13} = f_{v,23}$. W następnym kroku obliczono parametry wymagane w modelu Hilla. $R_{11}(+)$ oznacza współczynnik stosowany w strefie rozciąganej, natomiast $R_{11}(-)$ – w strefie ściskanej. Jako wartość odniesienia dla wszystkich parametrów przyjęto wytrzymałość na rozciąganie przy zginaniu $f_{t,1}$.

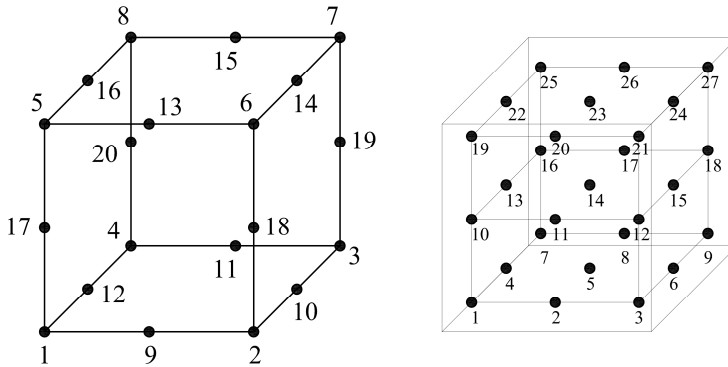
$$R_{11}(+) = \frac{0.8f_{t,1}}{f_{t,1}} = 0.800 \quad (3.15)$$

$$R_{11}(-) = \frac{f_{c,1}}{f_{t,1}} = 0.569 \quad (3.16)$$

$$R_{22} = R_{33} = \frac{f_{c,2}}{f_{t,1}} = 0.061 \quad (3.17)$$

$$R_{12} = R_{13} = R_{23} = \frac{\sqrt{3}f_{v,12}}{f_{t,1}} = 0.206 \quad (3.18)$$

Do modelowania zastosowano program Simulia ABAQUS. Typ elementów dobrano z dostępnej biblioteki, bazując na pracy Hemantha [95]. Określono, że najlepszymi elementami, które pracują prawidłowo w złożonym stanie naprężenia, są 20-węzłowe elementy z 27 punktami całkowania C3D20 (Rys. 3.11).



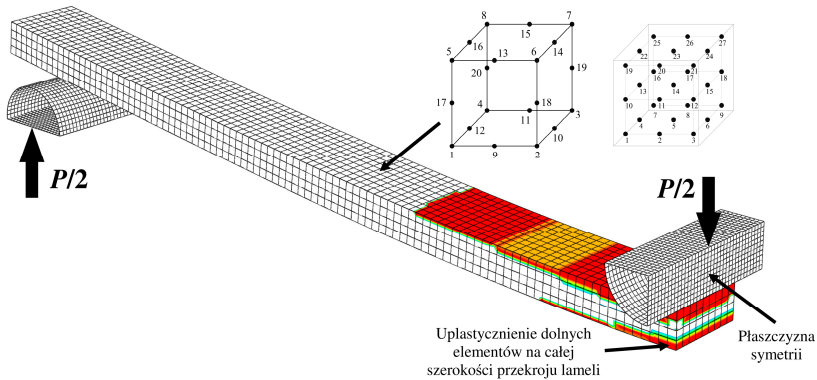
Rys. 3.11. Element skończony C3D20 – oznaczenia węzłów i punktów całkowania

Są to elementy kosztowne obliczeniowo, ale równocześnie odzwierciedlają rzeczywiste wyniki przy zginaniu i w miejscach koncentracji naprężeń. Zastosowanie 4 elementów skończonych C3D20 na wysokości belki zginanej umożliwia uzyskanie wartości identycznych z rozwiązaniami analitycznymi. Dodatkowo, opisany typ elementu nie ulega sztuczemu zniekształceniu w przypadku stosowania rozwiązań nieliniowych. W tym przypadku analiza uwzględnia kilka rodzajów nieliniowości – materiałową, geometryczną oraz związaną ze zjawiskiem kontaktu.

Modelowano jedynie połowę próbki z założeniem symetrii względem środka rozpiętości (Rys. 3.12). Zabieg ten umożliwia ograniczenie liczby elementów skończonych w przypadku modelu wielkoskalowego, a co za tym idzie – przyspieszenie obliczeń. Zastosowano siatkę w postaci 4 elementów C3D20 na wysokości próbki, o wymiarach możliwie zbliżonych do sześcianu (bok o wymiarze około 10 mm). W tabeli 3.3 zestawiono liczbę elementów i węzłów występujących we wszystkich częściach modelu.

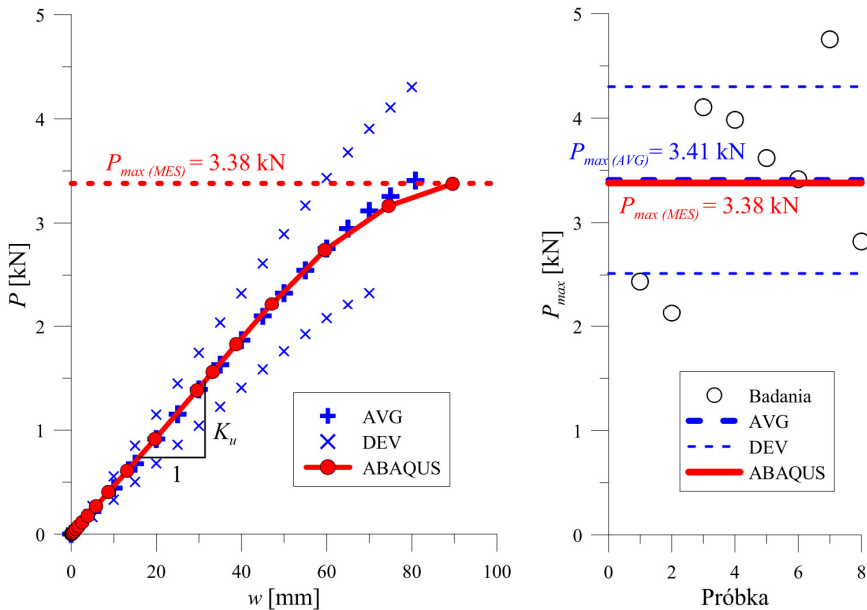
Tab. 3.3 Liczba elementów i węzłów w modelu MES lameli drewnianej

| Część modelu | Typ elementu | Liczba elementów | Liczba węzłów |
|------------------|--------------|------------------|---------------|
| Lamela drewniana | C3D20 | 3600 | 18635 |
| Rolki maszyny | R3D4 | 3024 | 3108 |



Rys. 3.12. Model MES zginanej lameli drewnianej

Ze względu na to, że prawo konstytutywne zakłada idealną plastyczność aż do końca analizy, konieczne jest określenie zależności, przy której obliczenia uznaje się za zakończone. W tym przypadku ustalono, że tym momentem będzie pełne uplastycznienie dolnego elementu, czyli połowy strefy rozciąganej, jak pokazano na rysunku 3.12. Uzyskane wyniki z badań porównano z wynikami z analiz numerycznych – otrzymana zgodność była bardzo dobra. Wyniki przedstawiono na rysunku 3.13.



Rys. 3.13. Analiza wyników MES w porównaniu do badań laboratoryjnych. Oznaczenia: AVG – średnie wyniki laboratoryjne, DEV – odchylenie standardowe wyników laboratoryjnych, ABAQUS lub MES – wyniki z modelu MES, K_u – liniowo-sprężysta sztywność układu

3.4 Podsumowanie

Na podstawie przeprowadzonych analiz można stwierdzić, że model bardzo dokładnie oddaje efektywną sztywność rzeczywistego układu w zakresie linowo-sprężystym (K_u). W przypadku modelu numerycznego wyniosła ona $K_{u,MES} = 46.6$ N/mm, natomiast w badaniach laboratoryjnych $K_{u,lab} = 47.1$ N/mm. Różnica wynosi około 1%, co w przypadku elementów pełnowymiarowych można uznać za wartość pomijalną. Siłę maksymalną można również przewidywać z podobną dokładnością.

W celu sprawnego modelowania kompozytów na bazie drewna, niezbędne jest rozwiązanie stabilne oraz wystarczająco złożone. Liczba parametrów i problemów ze zbieżnością obliczeń, w przypadku funkcji Hilla, jest znacznie mniejsza niż w przypadku innych metod odnalezionych w literaturze. W zaproponowanym modelu, do wyznaczenia wszystkich parametrów, wystarczy jedynie pomiar siły oraz wartości ugięcia środka belki. Warto również zauważyć bardzo praktyczny aspekt, jakim jest bezpośrednia dostępność modelu materiału w programie Simulia ABAQUS.

Metoda przedstawiona w niniejszej pracy umożliwia modelowanie elementów drewnianych w trójosiowym stanie naprężenia podczas zginania. Teoretyczne rozdzielenie modelu na strefę ściszaną i rozciąganą, zaproponowana przez autora niniejszej rozprawy, pozwala na rozróżnienie odpowiednich wytrzymałości drewna. Model MES uwzględnia plastyczne płynięcie materiału w wyniku ściskania w środkowej fazie, jak i przewidywanie siły maksymalnej wynikającej z rozciągania. Krzywe siła-ugięcie są porównywalne do rzeczywistego zachowania elementów.

4 ZASADY MODELOWANIA POŁĄCZEŃ KLEJONYCH

W literaturze odnaleziono tylko pojedyncze prace opisujące modelowanie drewna klejonego i kompozytów na bazie drewna. W dwóch z nich połączenia pomiędzy elementami traktowano jako idealne [71, 81]. Oznacza to, że wszystkie zjawiska zachodzące w spoinie zostały pominięte. Jedynie Khelifa [64] zaproponował modelowanie połączenia pomiędzy CFRP a drewnem litym na zasadzie powierzchni kohezyjnej, z możliwością delaminacji. Zdaniem autora rozprawy, w przypadku prowadzenia analiz nieliniowych elementów klejonych, składających się z kilku warstw, uwzględnienie sztywności kleju oraz możliwości wystąpienia delaminacji pomiędzy każdą z warstw jest elementem kluczowym i znacząco wpływającym na prawidłową interpretację wyników.

Z uwagi na brak wytycznych odnośnie modelowania spoin w konstrukcjach z drewna klejonego, przeanalizowano sposoby doboru parametrów warstwy kleju, stosowane w mechanice kompozytów wielowarstwowych. Jeden ze sposobów doboru parametrów w modelu dwuwymiarowym opisano we wcześniejszych pracach autora rozprawy [96–98], natomiast pozostałe sposoby stosowane w przestrzeni trójwymiarowej przedstawiono poniżej.

Geometryczna grubość spoiny jest bardzo mała, dlatego też elementy kohezyjne lub powierzchnie kohezyjne z definicji posiadają jednostkową grubość konstytutywną (t_{def}). W wyniku tego, nominalne odkształcenia są równe względnym przemieszczeniom odrywającym:

$$\varepsilon_n = \frac{\delta_n}{t_{def}}, \quad \varepsilon_s = \frac{\delta_s}{t_{def}}, \quad \varepsilon_t = \frac{\delta_t}{t_{def}} \quad (4.1)$$

gdzie:

$\varepsilon_n, \varepsilon_s, \varepsilon_t$ – odkształcenia odrywające w odpowiednich modach

$\delta_n, \delta_s, \delta_t$ – przemieszczenia odrywające w odpowiednich modach

Jeżeli stosujemy rozwiązanie niesprężone (4.2), to każdy składnik naprężeń przyczepności zależy tylko od przemieszczenia nominalnego i odpowiadającej sztywności kohezyjnej połączenia – jest to domyślnie stosowana metoda. Oznacza to, że samo odrywanie nie wpływa na siły w kierunku ścinania i odwrotnie. Można również wykorzystać rozwiązanie sprężone, wtedy zależność jest bardziej złożona i opisana wzorem (4.3).

$$\begin{Bmatrix} \sigma_n \\ \sigma_s \\ \sigma_t \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{nn} & 0 & 0 \\ 0 & K_{ss} & 0 \\ 0 & 0 & K_{tt} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta_n \\ \delta_s \\ \delta_t \end{Bmatrix} \quad (4.2)$$

$$\begin{Bmatrix} \sigma_n \\ \sigma_s \\ \sigma_t \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{nn} & K_{ns} & K_{nt} \\ K_{ns} & K_{ss} & K_{st} \\ K_{nt} & K_{st} & K_{tt} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta_n \\ \delta_s \\ \delta_t \end{Bmatrix} \quad (4.3)$$

gdzie:

K_{nn}, K_{ss}, K_{tt} – sztywności kohezyjne spoiny z rozwiązania niesprzężonego

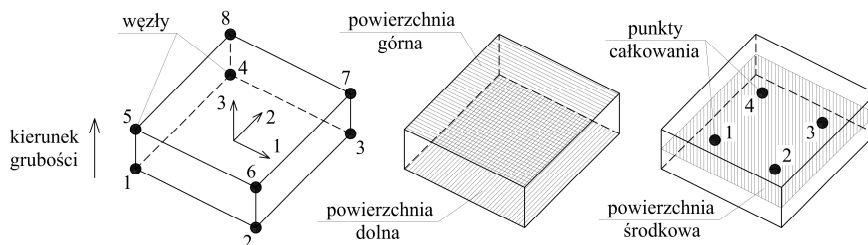
K_{ns}, K_{nt}, K_{st} – dodatkowe sztywności kohezyjnej spoiny w rozwiązaniu sprzężonym

Powyższa koncepcja dotyczy zarówno podejścia na zasadzie powierzchni kohezyjnej, jak i elementów kohezyjnych. Pierwsza metoda zastosowana była między innymi przez Ramamurthiego [99], Needlemana [100] czy Aliego [101]. Takie podejście oparte jest jednak o zjawisko kontaktu i właściwie działa w prostych modelach. W przypadku bardziej skomplikowanego przykładu niezbędne jest stosowanie automatycznej stabilizacji – przez dodanie zmiennej, której wpływ należy dokładnie przeanalizować. Dodatkowo, jak wskazuje sama nazwa, jest ona automatyczna, co oznacza, że ingerowanie w nią jest znacznie utrudnione.

Dlatego też w prowadzonych analizach wybrano podejście drugie, znacznie częściej stosowane przez wielu autorów, takich jak: Camanho [102], Song [103], Moslemi [104], Lepore [105], de Moura [106], Stuparu [107], Mohammadi [108], Soroush [109] czy Sitnikova [110]. Elementy kohezyjne zapewniają stabilność modelu od samego początku analizy i przy postępującej delaminacji wymagają jedynie wprowadzenia sztucznej lepkości. Jej wartość i wpływ na obliczenia można dokładnie kontrolować. W literaturze występują również prace, które poddają analizie właśnie ten parametr, co ułatwia dobór właściwej wartości.

4.1 Zależności dla elementów kohezyjnych

Definicję ośmiowęzłowych elementów kohezyjnych COH3D8 [102], przedstawiono na rysunku 4.1.



Rys. 4.1. Element kohezyjny COH3D8

Istotne jest odpowiednie ustawienie kierunku grubości, który powinien odpowiadać osi nr 3. Wykonuje się to poprzez zdefiniowanie powierzchni dolnej i górnej. Na tej podstawie wyznaczana jest powierzchnia środkowa i element prostopadłościenny sprowadzany jest do powłokowego. Na powierzchni środkowej znajdują się 4 punkty całkowania, w których obliczane są naprężenia. Wymiar pojedynczego elementu kohezijnego powinien spełniać 3 warunki:

$$l_e \leq \frac{l_{Ic}}{N_e}, \quad l_e \leq \frac{l_{IIc}}{N_e}, \quad l_e \leq \frac{l_{IIIc}}{N_e} \quad (4.4)$$

gdzie:

$l_{Ic}, l_{IIc}, l_{IIIc}$ – długości strefy kohezji

N_e – liczba elementów w strefie kohezji

Długość strefy kohezji w odpowiedniej modzie pęknięcia należy obliczać według wzorów:

$$l_{Ic} \leq ME_a \frac{G_{Ic}}{\sigma_{Ic}^2}, \quad l_{IIc} \leq ME_a \frac{G_{IIc}}{\tau_{IIc}^2}, \quad l_{IIIc} \leq ME_a \frac{G_{IIIc}}{\tau_{IIIc}^2} \quad (4.5)$$

gdzie:

M – parametr według przyjętego modelu strefy kohezji (Tab. 4.1)

E_a – moduł sprężystości kleju

$G_{Ic}, G_{IIc}, G_{IIIc}$ – krytyczne współczynniki uwalniania energii

$\sigma_{Ic}, \tau_{IIc}, \tau_{IIIc}$ – naprężenia inicjujące pęknięcie

Tab. 4.1 Parametr M w zależności od rozpatrywanego modelu strefy kohezji

| Autor modelu | M |
|---------------------|-------------|
| Hui | 0.21 |
| Irwin | 0.31 |
| Dugdale, Barenblatt | 0.40 |
| Rice, Falk | 0.88 |
| Hillerborg | 1.00 |

4.2 Założenia do modelowania delaminacji

Korzystając z każdego z powyższych modeli, poprzez odpowiednie przekształcenia wzorów, możliwe jest obliczenie naprężeń inicjujących pęknięcie, w zależności od przyjętego wymiaru elementu skończonego. Pozwala to na ograniczenie liczby elementów w przypadku dużych konstrukcji. Takie podejście zastosował Turon [111], na podstawie wniosków wyciągniętych przez Alfa-

no [112]. Stosując najczęściej wykorzystywaną teorię Hillerborga ($M = 1$), wzory wyglądają następująco:

$$\sigma_{Ic} = \sqrt{\frac{E_a G_{Ic}}{N_e l_{e,def}}}, \quad \tau_{IIc} = \sqrt{\frac{E_a G_{IIc}}{N_e l_{e,def}}}, \quad \tau_{IIIc} = \sqrt{\frac{E_a G_{IIIc}}{N_e l_{e,def}}} \quad (4.6)$$

gdzie:

$l_{e,def}$ – zdefiniowany wymiar elementu kohezynego

Tak naprawdę nie stwierdzono, jaka liczba elementów w strefie kohezji jest odpowiednia. Wielu autorów w swoich pracach wykorzystuje różną liczbę z przedziału 2–5 [113, 114]. Dobór liczby elementów zależy zatem od analizowanego przypadku.

W programie Simulia ABAQUS dostępne są dwa kryteria naprężeniowe inicjacji zniszczenia: maksymalnego naprężenia (4.7) oraz kwadratowe (4.8).

$$Maxs : \quad \max\left(\frac{\sigma_{33}}{\sigma_{Ic}}, \frac{\tau_{13}}{\tau_{IIc}}, \frac{\tau_{23}}{\tau_{IIIc}}\right) = 1 \quad (4.7)$$

$$Quads : \quad \left(\frac{\sigma_{33}}{\sigma_{Ic}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{\tau_{IIc}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{23}}{\tau_{IIIc}}\right)^2 = 1 \quad (4.8)$$

Przebieg delaminacji można natomiast prowadzić dla dwóch kryteriów energetycznych mieszanych. Pierwsze (4.9) zostało opracowane przez Wu [115], natomiast drugie (4.10) przez Benzeggagh [116].

$$Wu : \quad G_c = \left(\frac{G_I}{G_{Ic}}\right)^\zeta + \left(\frac{G_{II}}{G_{IIc}}\right)^\zeta + \left(\frac{G_{III}}{G_{IIIc}}\right)^\zeta \quad (4.9)$$

$$BK : \quad G_c = G_{Ic} + (G_{IIc} - G_{Ic}) \left(\frac{G_{II} + G_{III}}{G_I + G_{II} + G_{III}}\right)^n \quad (4.10)$$

Kolejnym parametrem, który należy wprowadzić do modelu jest sztuczna lepkość, pozwalająca na uzyskanie zbieżności obliczeń w zakresie osłabienia materiału i jego zniszczenia. Parametr ten może również wpływać na osiąganą wartość siły maksymalnej i reguluje postępowanie degradacji według zależności:

$$d_z = \frac{1}{\chi} (d - d_z) \quad (4.11)$$

gdzie:

χ – parametr lepkości

d_χ – parametr degradacji sztywności lepkiej

Parametr lepkości poprawia stabilność modelu podczas postępującej delaminacji, jednak nieodpowiednia wartość może znacznie zmieniać wyniki i powodować, że będą one odbiegały od rzeczywistości. Doboru jego wartości dokonano na podstawie kilku aktualnych publikacji, między innymi Panettieriego [117], Abdulli [118], Zoghbiego [119] oraz Demira [120]. W cytowanych pracach jest on przyjmowany w szerokim przedziale $\chi = 0.00001\text{--}0.002$, dlatego ustalono jego wartość na podstawie pracy Demira [120], która najdokładniej opisywała jego wpływ.

Na koniec należy zastanowić się nad sposobem działania parametru degradacji d . Wiadomo, że zmienia się on w zakresie $d = 0\text{--}1$, gdzie 0 oznacza brak degradacji, natomiast 1 – pełną degradację. Parametr ten obliczany jest na podstawie odpowiednich przemieszczeń, według zależności przedstawionej przez Camanho [102]:

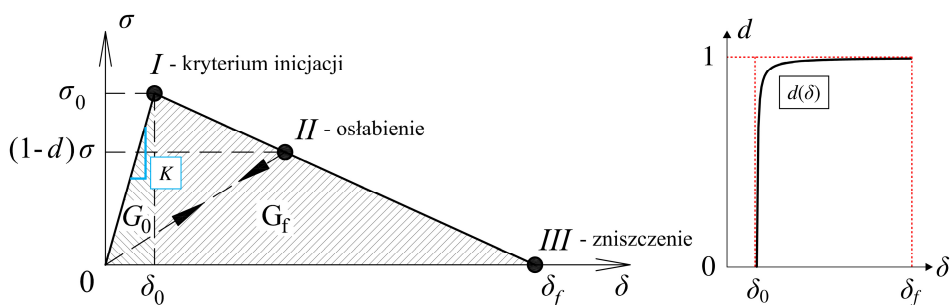
$$d(\delta) = \frac{\delta_f(\delta - \delta_0)}{\delta(\delta_f - \delta_0)} \quad (4.12)$$

gdzie:

δ – aktualne przemieszczenie na danym etapie obciążenia

δ_0 – przemieszczenie odpowiadające kryterium inicjującemu

δ_f – przemieszczenie odpowiadające całkowitej degradacji



Rys. 4.2. Prawo konstytutywne materiału z osłabieniem liniowym oraz parametr degradacji

Na podstawie rysunku 4.2, można obliczyć wartość δ_0 , korzystając ze znanych naprężeń inicjujących σ_0 oraz przykładowej sztywności kohezyjnej połączenia $K_a = K_m = K_{ss} = K_u$:

$$\delta_0 = \frac{\sigma_0}{K_a} \quad (4.13)$$

Jeżeli energię uwolnioną z układu do momentu inicjacji pęknięcia oznaczymy jako G_0 , to wartość energii pozostałej od momentu inicjacji do zniszczenia wynosi $G_f = G_c - G_0$, gdzie G_c jest parametrem materiałowym definiowanym na początku analizy. Znając wartość G_f możliwe jest obliczenie wartości przemieszczenia przy całkowitej degradacji δ_f .

$$G_0 = \frac{1}{2} \sigma_0 \delta_0 \Rightarrow \delta_f = \frac{2(G_c - G_0)}{\sigma_0} + \delta_0 \quad (4.14)$$

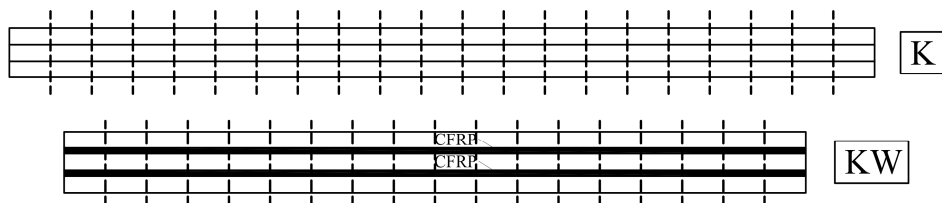
Uzależniając parametr degradacji od aktualnego przemieszczenia δ (4.14) otrzymujemy wykres przedstawiony na rysunku 4.2.

4.3 Podsumowanie

Przewaga modeli numerycznych nad teoretycznymi polega na możliwości równoległego stosowania materiałów o złożonych parametrach w jednym modelu. Pozwala to na ograniczenie uproszczeń na korzyść dokładniejszego przewidywania zachowania się elementów konstrukcyjnych. Informacje zawarte w niniejszym rozdziale w zasadzie wyczerpują temat modelowania połączeń klejonych metodą elementów skończonych dostępnych w programie Simulia ABAQUS.

5 POŁĄCZENIA KLEJONE – BADANIA I MODELOWANIE

W poniższym rozdziale przedstawiono analizy dotyczące połączeń klejonych drewno-drewno oraz drewno-CFRP wykonanych z wykorzystaniem kleju poliuretanowego (PUR). Przeprowadzono badania laboratoryjne oraz zaproponowano sposób doboru parametrów obliczeniowych i założenia do modelowania nieliniowego Metodą Elementów Skończonych (MES). Rozważono ścinanie połączenia dwu-zakładkowego, wykorzystując kostki prostopadłościenne uzyskane poprzez pocięcie belek typu K i KW (Rys. 5.1).



Rys. 5.1. Sposób pozyskania próbek K oraz KW z belek typu K i KW

Wybór takiego schematu jest umotywowany łatwością wykonania próbek do badań, które można otrzymać z pocięcia trójwarstwowej belki. Dodatkowym atutem jest identyczna jakość wykonania, jak w przypadku belek pełnowymiarowych. W ten sposób możliwe jest określenie rzeczywistych parametrów na mniejszych próbkach, a następnie ich aplikacja do modelu wielkowymiarowego.

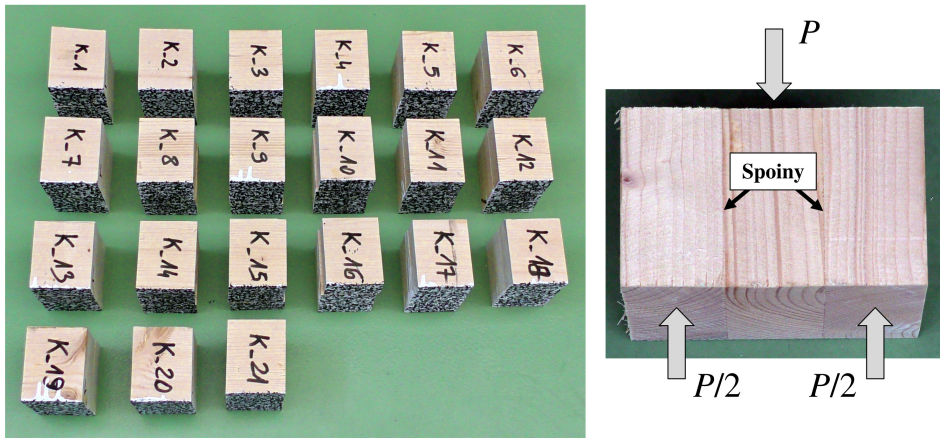
Wszystkie stosowane założenia oraz wyciągane wnioski bazują na aktualnej literaturze oraz indywidualnych badaniach laboratoryjnych.

5.1 Połączenie drewno-drewno

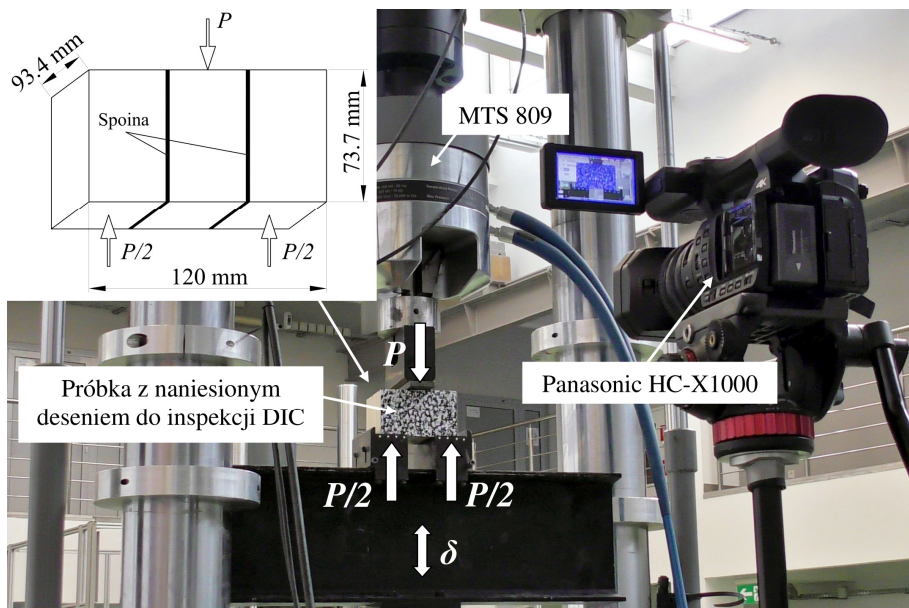
Przygotowano 21 próbek – kostek z drewna klejonego o średnich wymiarach $120.0 \times 73.7 \times 93.4$ mm. Na każdej wybrano jedną płaszczyznę, którą dwukrotnie pomalowano białą farbą, a następnie naniesiono deseń (wzór stochastyczny/punkty losowe) przy użyciu farby czarnej. Pozwoliło to na obserwację próbek metodą cyfrowej korelacji obrazu (DIC – Digital Image Correlation), która została dokładnie opisana w pracy Kowalewskiego [121].

Pierwsza z kostek służyła określeniu wstępnych parametrów urządzeń pomiarowych i nie była uwzględniana w wynikach końcowych, pozostałe natomiast dokładnie przeanalizowano. Próbkę przed malowaniem oraz gotowe próbki pokazano na rysunku 5.2.

Urządzeniem mierzącym siłę była maszyna wytrzymałościowa MTS 809. Wykorzystanie kamery Panasonic HC-X1000 i metody DIC umożliwiło szczegółowy pomiar przemieszczeń oraz obserwację sposobu zniszczenia próbki na jednej wybranej płaszczyźnie. Stanowisko badawcze pokazano na rysunku 5.3.



Rys. 5.2. Próbkki „K” do badań połączenia drewno-drewno. Oznaczenia: P – siła



Rys. 5.3. Stanowisko do badania połączenia dwu-zakładkowego. Oznaczenia: δ – przemieszczenie tłoka maszyny MTS 809, P – siła mierzona przez maszynę MTS 809

5.1.1 Analiza sztywności liniowo-sprężystej

W literaturze nie odnaleziono jednoznacznego sposobu obliczania sztywności połączenia w drewnie klejonym. Występują badania opisujące modelowanie

takiej spoiny w materiałach kompozytowych, która zazwyczaj wykonana jest z żywicy epoksydowej [103, 104, 111].

W pracy dokonano doboru sztywności kohezyjnej spoiny poprzez modyfikację modelu połączenia dwu-zakładkowego Tsai [122–124]. Model ten uwzględnia wpływ odkształceń podłużnych i poprzecznych elementów oraz odkształceń postaciowych w spoinie. Proponowana modyfikacja polega na zastąpieniu zależności modułu odkształcenia postaciowego (G_a) względem grubości spoiny (t_a) – sztywnością kohezyjną spoiny (K_a), wyznaczaną bez względu na parametry materiałowe i geometryczne warstwy kleju:

$$\frac{G_a}{t_a} = K_a \quad (5.1)$$

Całkowita różnica przemieszczeń pomiędzy łączonymi elementami (Δu) jest sumą trzech kolejnych składników:

$$\Delta u = \Delta u_a + \Delta u_e + \Delta u_\gamma \quad (5.2)$$

- względne przemieszczenie wynikające z odkształcenia postaciowego spoiny (Δu_a):

$$\Delta u_a = \frac{1}{K_a} \frac{P}{2bL_a} \quad (5.3)$$

- względne przemieszczenie wynikające z odkształcenia podłużnego łączonych elementów (Δu_e):

$$\Delta u_e = \frac{PL_a}{2bh_L E_1} \quad (5.4)$$

- względne przemieszczenie wynikające z odkształcenia postaciowego łączonych elementów (Δu_γ):

$$\Delta u_\gamma = \frac{Ph_L}{4bL_a G_{12}} \quad (5.5)$$

gdzie:

P – siła

b – szerokość przekroju próbki „poza obserwowaną płaszczyznę”

L_a – długość połączenia klejonego

h_L – wysokość lameli

E_1 – moduł sprężystości drewna wzdłuż włókien

G_{12} – moduł sprężystości poprzecznej drewna

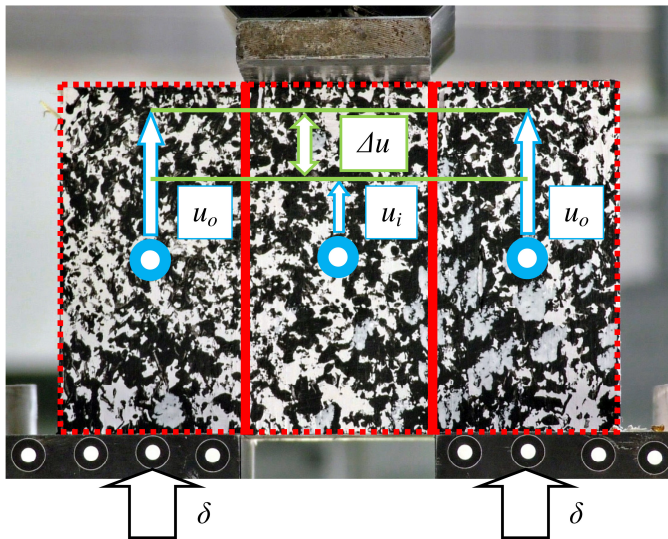
Podstawiając wzory 5.2–5.5 do równania 5.1 możliwe jest wyznaczenie funkcji przemieszczenia zależnej od sztywności kohezyjnej spoiny $\Delta u(K_a)$ – wzór (5.6).

$$\Delta u(K_a) = \frac{P}{2b} \left(\frac{1}{K_a L_a} + \frac{L_a}{h_L E_1} + \frac{h_L}{2L_a G_{12}} \right) \quad (5.6)$$

Następnie przekształcając formułę 5.6, otrzymujemy wzór na sztywność kohezyjną spoiny w zależności od przemieszczenia względnego $K_a(\Delta u)$ – wzór (5.7).

$$K_a(\Delta u) = \frac{1}{\frac{2\Delta u}{P} b L_a - \frac{h_L}{2G_{12}} - \frac{L_a^2}{h_L E_1}} \quad (5.7)$$

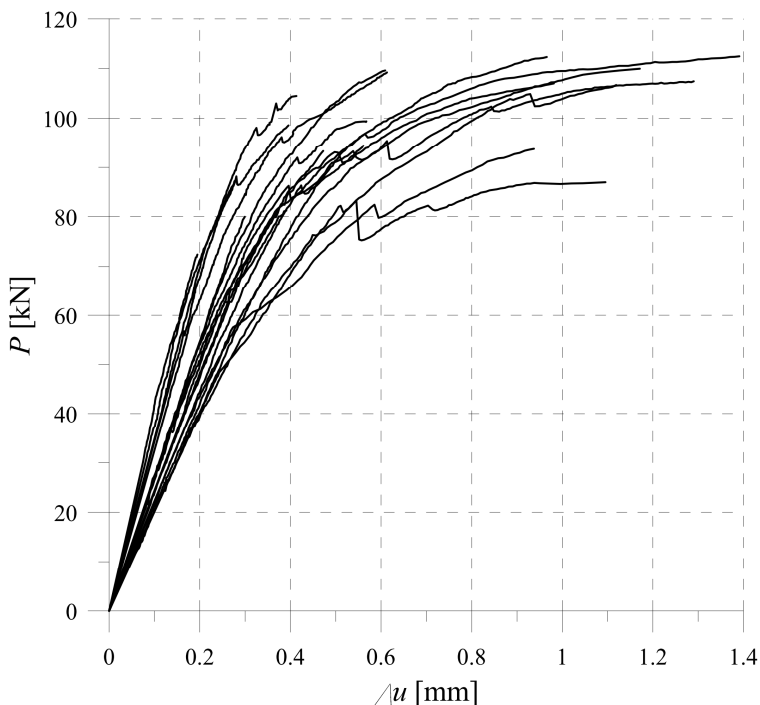
Do obliczenia sztywności kohezyjnej wymagana jest znajomość całkowitej różnicy przemieszczeń pomiędzy elementami (Δu) oraz wartości siły pionowej (P), których wartości wyznaczono w kilku krokach – w pierwszym z desenia, na podstawie kilku punktów fasetowych (Rys. 5.4), odczytywano przemieszczenia łączonych elementów w ich środku ciężkości.



Rys. 5.4. Schemat odczytywania przemieszczenia względnego (Δu). Pozostałe oznaczenia:
 δ – przemieszczenie tłoka maszyny MTS 809, u_o – przemieszczenie elementów zewnętrznych,
 u_i – przemieszczenie elementu wewnętrznego

Następnie wyznaczano wartości średnie przemieszczeń elementu wewnętrznego (u_i) oraz elementów zewnętrznych (u_o). W kolejnym kroku obliczano

przemieszczenie względne elementów (Δu). Na podstawie przemieszczenia maszyny (δ), do każdej wartości przemieszczenia względnego przypisywano odpowiednią wartość siły pionowej (P). Takie podejście umożliwiło pominięcie większości efektów lokalnych oraz uwzględnienie wszystkich składowych przemieszczenia opisanych we wzorze 5.2. Wyniki przedstawiono na rysunku 5.5.

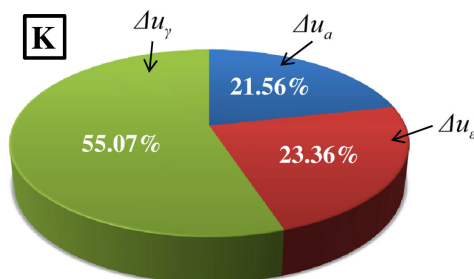


Rys. 5.5. Wyniki badań laboratoryjnych połączenia drewno-drewno – zależność siła-przemieszczenie względne ($P/\Delta u$)

Szywność liniowo-sprężystą całego układu w badaniach laboratoryjnych (K_u) obliczano na podstawie średniego nachylenia krzywych siła-przemieszczenie ($P/\Delta u$). Wyniosła ona $K_u = 269.87$ kN/mm. Niepewność wyników, określana jako odchylenie standardowe, wyniosła około 23%. W celu obliczenia sztywności kohezyjnej spoiny (K_a) wybrano jedną wartość siły (P) w zakresie liniowo-sprężystym, obliczono przemieszczenie względne wynikające z badań laboratoryjnych (Δu_{lab}), a następnie wartość sztywności kohezyjnej w modelu teoretycznym – $K_a(\Delta u)$, na podstawie wzoru 5.7.

$$\Delta u_{lab} = \frac{P}{K_u} = \frac{20 \text{ kN}}{269.87 \frac{\text{kN}}{\text{mm}}} = 0.07411 \text{ mm} \Rightarrow K_a = 91.32 \frac{\text{MPa}}{\text{mm}} \quad (5.8)$$

Na rysunku 5.6 przedstawiono procentowy udział przemieszczeń składających się na całkowite przemieszczenie względne. Na podstawie wykresu można stwierdzić, że odkształcenia postaciowe drewna (Δu_v) stanowią ich największą część.



Rys. 5.6. Procentowy udział przemieszczeń składowych w całkowitym przemieszczeniu względnym łączonych elementów dla próbki K

Wyznaczoną powyżej sztywność kohezyjną kleju można odnieść do propozycji Turona [111], która dotyczy modelowania połączeń klejonych przy użyciu elementów kohezyjnych (K_T). Zakłada ona, że wartość sztywności powinna wynosić:

$$K_T = \alpha \frac{E_3}{h_L} \quad (5.9)$$

Współczynnik α powinien być znacznie większy od 1, czyli $\alpha \gg 1$. W przypadku przeprowadzonych badań laboratoryjnych i rozważań teoretycznych otrzymano:

$$\alpha = \frac{K_a h_L}{E_3} = \frac{91.32 \frac{\text{MPa}}{\text{mm}} \cdot 40 \text{ mm}}{0.458 \text{ GPa}} = 7.98 \quad (5.10)$$

Ponieważ $7.98 \gg 1$, możliwe jest założenie, że zaproponowane podejście jest prawidłowe oraz zgodne z zaleceniami dotyczącymi modelowania z wykorzystaniem elementów kohezyjnych.

5.1.2 Model MES

Należy zaznaczyć, że już na początkowym etapie konieczne jest dobranie rodzaju i wielkości siatki elementów skończonych, ponieważ zjawiska takie jak plastyczność czy zniszczenie są od niej silnie zależne. Wprowadzanie sztywnych kryteriów wielkości elementów pozwala na przenoszenie otrzymanych wyników pomiędzy modelami.

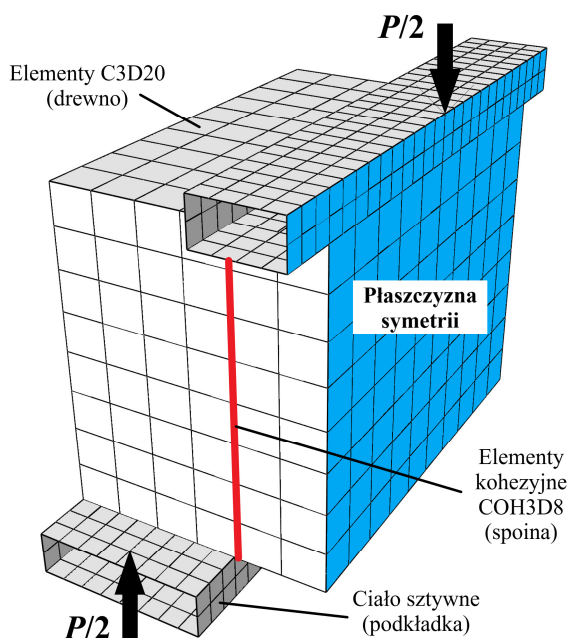
Przedstawiony w poprzednim rozdziale sposób modelowania drewna zakładał stosowanie 4 elementów skończonych C3D20 na wysokości przekroju. Takie założenie powoduje, że wymiar boku pojedynczego elementu w kształcie zbliżonym do sześciangu, będzie wynosił ≤ 10 mm.

Wielkość elementów kohezyjnych powinna być tak dobrana, żeby pomiędzy węzłami elementów części łączonych był przynajmniej jeden element skończony [93]. Przy założeniu modelowania drewna z wykorzystaniem elementów C3D20, wymiar elementu kohezyjnego COH3D8 będzie zatem wynosił ≤ 5 mm.

Parametry drewna przyjęto zgodnie z rozdziałem 3. Do modelu wprowadzono wartości średnie zamieszczone w tabelach 3.1–3.2 (podrozdział 3.2) oraz założono symetrię próbki względem jej środka, co pozwoliło na modelowanie tylko jej połowy (Rys. 5.7), a co za tym idzie – uproszczenie i przyspieszenie obliczeń. Rodzaj oraz liczbę elementów przedstawiono w tabeli 5.1.

Tab. 5.1 Liczba elementów i węzłów w modelu „K”

| Część modelu | Typ elementu | Liczba elementów | Liczba węzłów |
|--------------|--------------|------------------|---------------|
| Drewno | C3D20 | 480 | 2810 |
| Spoina | COH3D8 | 320 | 714 |
| Podkładki | R3D4 | 832 | 864 |



Rys. 5.7. Model MES połączenia drewno-drewno. Oznaczenia: P – siła

Do modelu wprowadzono sztywność kohezyjną spoiny o wartości $K_a = 91.32$ MPa/mm, wynikającą ze wzoru (5.8). Z uwagi na to, że elementy uchwytu pokryte były farbą oraz możliwe było przesuwanie się próbki, wykonano korektę warunków brzegowych współczynnikiem tarcia, dopasowując go do modelu teoretycznego. Wyniósł on ostatecznie $\mu = 0.08$. Zabieg ten jest celowy i konieczny ze względu na to, że wprowadzenie podpór przesuwnych powodowałyby niestabilność modelu i brak zbieżności rozwiązania.

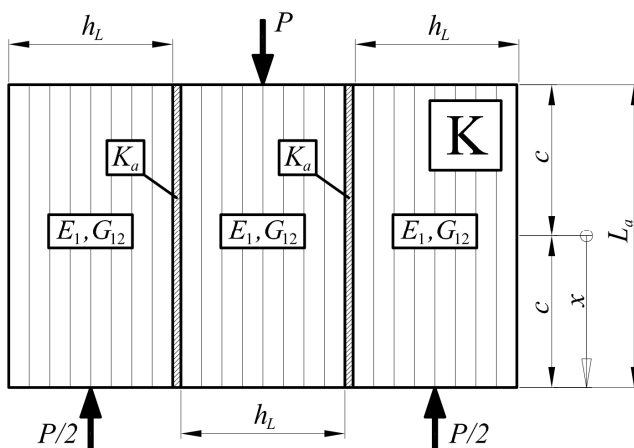
Z tego względu, oraz z uwagi na bardzo dużą liczbę zmiennych, konieczna była kontrola wyników otrzymywanych z modelu numerycznego. W zakresie liniowo-sprężystym należy porównać naprężenia styczne w spoinie, które powinny odpowiadać tym samym naprężeniom obliczonym z modelu teoretycznego.

Model połączenia dwu-zakładkowego Tsai, po wprowadzeniu uproszczeń wynikających z rozpatrywanego przykładu, przewiduje obliczanie wartości naprężeń stycznych na podstawie wzorów (oznaczenia według rysunku 5.8):

$$\tau_a(x) = A \sinh(\beta x) + B \cosh(\beta x) \quad (5.11)$$

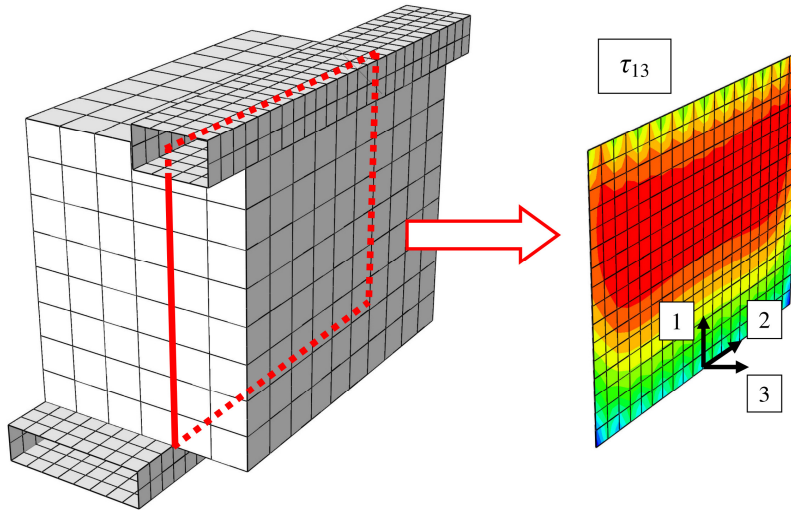
$$A = \frac{\beta c \tau_{avg}}{3 \cosh(\beta c)}, \quad B = \frac{\beta c \tau_{avg}}{\sinh(\beta c)}, \quad \beta = \sqrt{\frac{3K_a}{E_1 h_L \left(1 + \frac{K_a h_L}{2G_{12}}\right)}} \quad (5.12)$$

$$\tau_{avg} = \frac{P}{A_v} = \frac{P}{4bc} \quad (5.13)$$



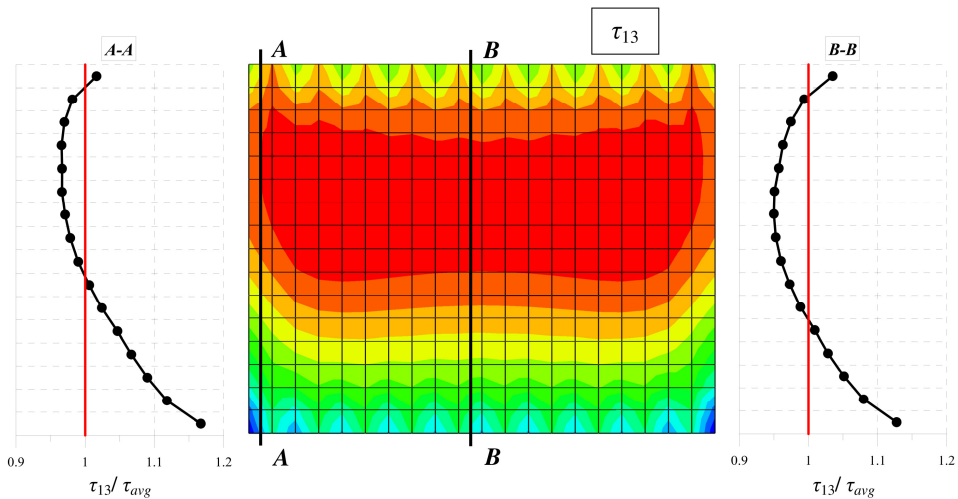
Rys. 5.8. Oznaczenia do modelu Tsai: P – siła, h_L – grubość lameli, c – połowa długości połączenia, x – zmienna położenia względem środka próbki, L_a – długość połączenia klejonego, K_a – sztywność kohezyjna spoiny, E_1, G_{12} – parametry materiałowe drewna

W celu porównania wyników w pierwszym etapie wyizolowano spoinę z modelu z obliczonymi naprężeniami stycznymi, które odpowiadają naprężeniom z modelu Tsai (Rys. 5.9).



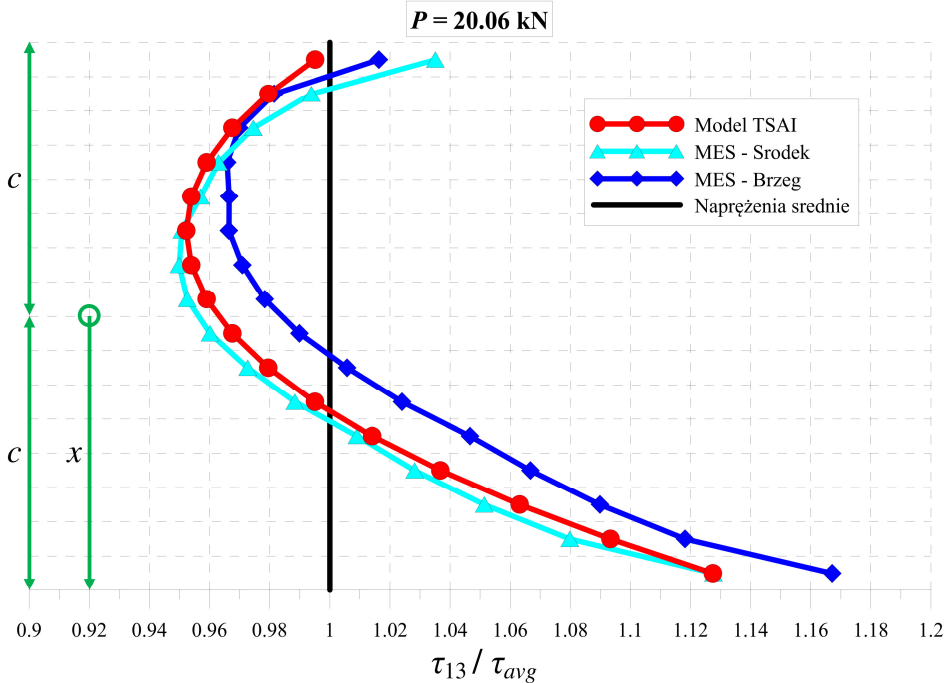
Rys. 5.9. Spoina wyizolowana z modelu MES z przedstawionymi naprężeniami stycznymi w płaszczyźnie 1-3

W drugim kroku wyznaczono naprężenia na brzegu oraz na środku spoiny, w odniesieniu do średnich naprężeń stycznych (τ_{avg}) – (Rys. 5.10).



Rys. 5.10. Rozkład naprężeń stycznych na długości połączenia: *A-A* – na brzegu próbki, *B-B* – w środku próbki

W ostatnim etapie porównano wyniki otrzymane z modelu MES do wyników z modelu Tsai (Rys. 5.11). Lepsza zgodność pomiędzy tymi modelami widoczna jest dla środka niż dla brzegu spoiny, co wynika z założenia płaskiego stanu naprężenia w rozważaniach teoretycznych.



Rys. 5.11. Porównanie naprężeń stycznych z modelu MES i modelu Tsai. Oznaczenia: c – połowa długości połączenia, x – zmienna położenia względem środka próbki

Powyższe sprawdzenie potwierdza prawidłowe założenia modelu MES względem modelu teoretycznego. Możliwe jest zatem przejście do dalszej części doboru parametrów obliczeniowych.

5.1.3 Delaminacja połączenia

Elementy analizowane w niniejszej pracy łączone były przy użyciu kleju poliuretanowego (PUR), ze względu na jego powszechne zastosowanie w produkcji drewna klejonego. Szczegółowe badania parametrów materiałowych różnych rodzajów kleju PUR przedstawili między innymi Klausler [125] i Clauß [126]. Z ich badań wynika, że kleje te wykazują się zbliżonym do drewna modułem sprężystości poprzecznej, co pozwala na uniknięcie koncentracji naprężeń stycznych w spoinie. Dodatkowo, podczas sklejanania lameli zapewniany jest odpowiednio duży nacisk, umożliwiającą uzyskanie spoiny o niewielkiej grubości

(t_a). Zazwyczaj wynosi około $t_a = 0.1$ mm. Średni moduł sprężystości klejów PUR wynosi $E_a = 1.2$ GPa.

Wartości krytyczne współczynników uwalniania energii dla drewna klejonego na klej poliuretanowy w odpowiednich modach zaczerpnięto z pracy Xu [25] i wynoszą one odpowiednio $G_{Ic} = 85$ J/m² oraz $G_{IIc} = G_{IIIc} = 820$ J/m². Parametr lepkości przyjęto na poziomie $\chi = 0.0005$, bazując na pracy Demira [120], który sprawdził dokładność wyników otrzymywanych przy różnych współczynnikach lepkości oraz jego wpływ na zbieżność obliczeń.

Korzystając z teorii Hillerborga [127], Falka [113] oraz pracy Turona [111] dla elementu o wymiarach 5×5 mm i zastosowaniu 2 elementów w strefie kohezji, otrzymujemy następujące wartości naprężeń inicjujących pęknięcie:

$$\sigma_{Ic} = \sqrt{\frac{E_a G_{Ic}}{N_e l_{e,def}}} = \sqrt{\frac{1.2 \text{ GPa} \cdot 85 \frac{\text{J}}{\text{m}^2}}{2 \cdot 5 \text{ mm}}} = 3.19 \text{ MPa} \quad (5.14)$$

$$\tau_{IIc} = \tau_{IIIc} = \sqrt{\frac{E_a G_{IIc}}{N_e l_{e,def}}} = \sqrt{\frac{1.2 \text{ GPa} \cdot 820 \frac{\text{J}}{\text{m}^2}}{2 \cdot 5 \text{ mm}}} = 9.92 \text{ MPa} \quad (5.15)$$

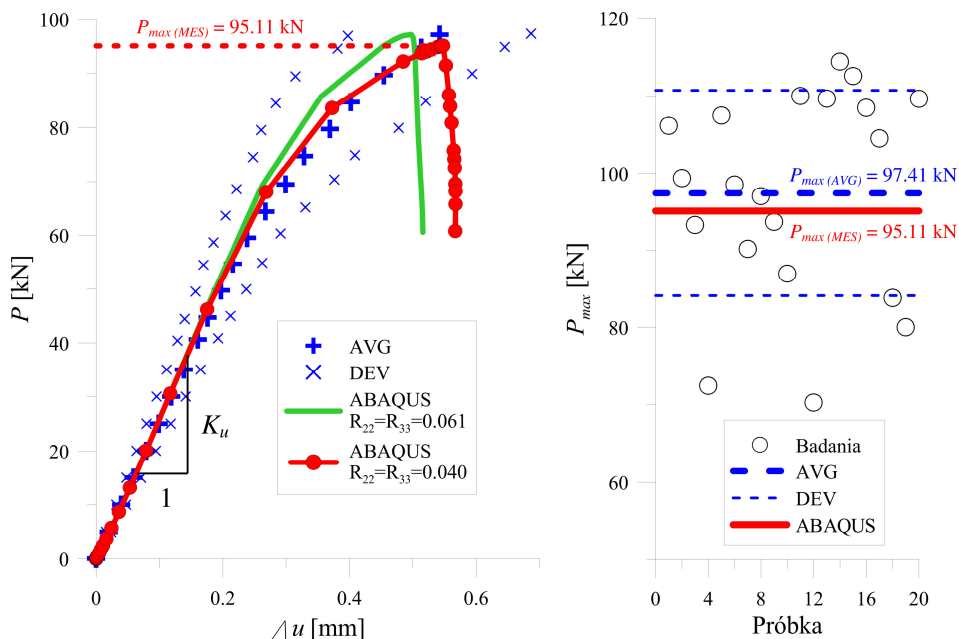
W niniejszej pracy wykorzystano kwadratowe naprężeniowe kryterium inicjacji (*Quads*), opisane w podrozdziale 4.2 wzorem (4.8). Jest ono bardziej złożone niż kryterium maksymalnego naprężenia i znacznie częściej stosowane przez innych badaczy. Podobnie postąpiono z kryterium energetycznym mieszanym – wybrano kryterium *BK* (wzór 4.10). Wszystkie parametry niezbędne do przeprowadzenia kompletnych obliczeń przedstawiono w tabeli 5.2.

Tab. 5.2 Parametry przyjęte do numerycznych analiz delaminacji połączenia drewno-drewno

| Opis | Oznaczenie | Wartość |
|--|----------------------------|----------------------|
| Sztywność kohezyjna spoiny | $K_a = K_m = K_{ss} = K_t$ | 91.32 MPa/mm |
| Naprężenia odrywające inicjujące pęknięcie | σ_{Ic} | 3.19 MPa |
| Naprężenia ścinające inicjujące pęknięcie | $\tau_{IIc} = \tau_{IIIc}$ | 9.92 MPa |
| Wartość krytyczna współczynnika uwalniania energii w modzie I | G_{Ic} | 85 J/m ² |
| Wartość krytyczna współczynnika uwalniania energii w modzie II i III | $G_{IIc} = G_{IIIc}$ | 820 J/m ² |
| Potęga we wzorze <i>BK</i> | η | 1.8 |
| Parametr lepkości | χ | 0.0005 |

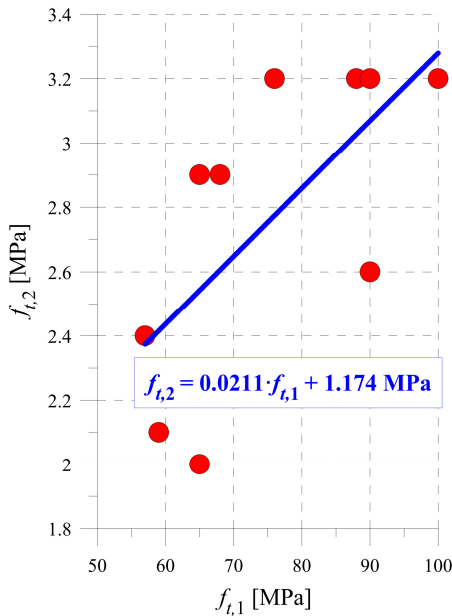
Stosując powyższe parametry przeprowadzono obliczenia do osiągnięcia pełnej delaminacji, która rozpatrywana jest jako pełna utrata sztywności spoiny. Przebieg obliczeń w porównaniu do średniego przebiegu oraz jego odchyień

standardowych z badań laboratoryjnych dla próbki typu K przedstawiono na rysunku 5.12. Pokazano na nim również wyniki osiągniętej siły maksymalnej.



Rys. 5.12. Wyniki z modelu MES w odniesieniu do badań laboratoryjnych. Oznaczenia: AVG – średnie wyniki z badań laboratoryjnych, DEV – odchylenie standardowe wyników z badań laboratoryjnych, ABAQUS lub MES – wyniki z modelu numerycznego

Nieznaczna różnica pojawiła się w przebiegu krzywej z modelu względem krzywej średniej z badań. Taka sytuacja wynika z wytrzymałości drewna w poprzek włókien, którą w tym przypadku należy przyjąć jako wytrzymałość na rozciąganie. Do jej otrzymania zastosowano identyczną zasadę jak w przypadku ustalania wytrzymałości na ściskanie. Na podstawie pracy [94] znaleziono wartości, a następnie wyznaczono linię trendu oraz jej równanie (Rys. 5.13). Wartość wytrzymałości na rozciąganie w poprzek włókien, obliczono w zależności od wytrzymałości na rozciąganie wzdłuż włókien, która wyniosła $f_{t,2} = 2.46$ MPa. Współczynnik, który należy zastosować w funkcji Hilla wyniósł $R_{22} = R_{33} = 0.040$. W ten sposób otrzymano wyniki zbliżone do przebiegu średniego oraz mieszczące się w odchyleniu standardowym. Sztywność liniowo-sprężysta układu w modelu MES wyniosła $K_{u,MES} = 270.36$ kN/mm, natomiast w badaniach laboratoryjnych $K_{u,lab} = 269.87$ kN/mm, co oznacza zgodność do 0.2%. Różnica siły maksymalnej osiągniętej w modelu MES, w odniesieniu do średniej siły maksymalnej z badań laboratoryjnych nie przekroczyła 2.5%, co jest bardzo dokładnym wynikiem.



Rys. 5.13. Wartości wytrzymałości na rozciąganie w poprzek włókien ($f_{t,2}$) oraz linia trendu

5.1.4 Identyfikacja zniszczenia

W ostatnim etapie przeanalizowano sposób zniszczenia badanych elementów. Model MES, zgodnie z zastosowanymi założeniami, przewidywał gwałtowne zniszczenie próbki w wyniku pęknięcia spoiny. Procesy degradacji drewna opisano poprzez jego postępujące uplastycznienie, jednak zgodnie z założeniami materiałowymi, nie mogły powodować nagłych spadków siły. W każdej z analizowanych próbek forma zniszczenia była mieszana. Następowoło ścinanie w spoinie oraz w drewnie w okolicach spoiny, w wyniku rozrywania matrycy znajdującej się pomiędzy włóknami. W trakcie badania pojawiały się również niewielkie pęknięcia na środku środkowej lameli, jednak nie były one główną przyczyną zniszczenia elementów.

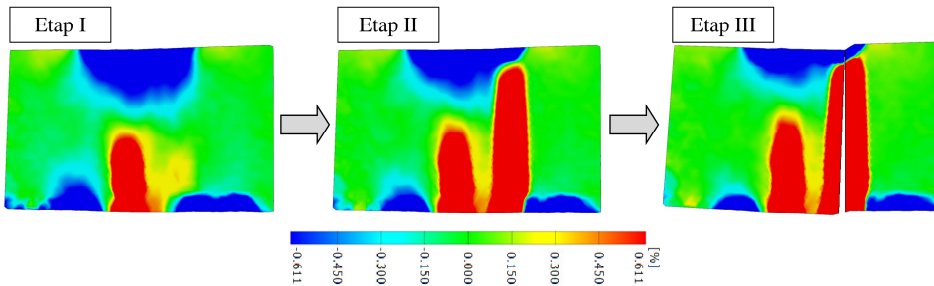
Metoda cyfrowej korelacji obrazu umożliwiła wyznaczenie miejsc znacznego zniekształcenia desena. Pozwoliło to na zidentyfikowanie stref, w których rozpoczynało się uplastycznianie lub pękanie materiału. Model MES nie umożliwiał przedstawienia wyników z rozgraniczeniem zniszczenia przy rozciąganiu, ścisaniu bądź ścinaniu, ponieważ plastyczność została opisana jedną funkcją Hilla.

W celu porównania wyników z rzeczywistych próbek (metoda DIC) z modelem MES, oszacowano odkształcenia, przy których może następować uplastycznienie, a następnie wybrano wartość średnią. Uznano, że powinna ona wystarczająco dokładnie opisywać wszystkie możliwości:

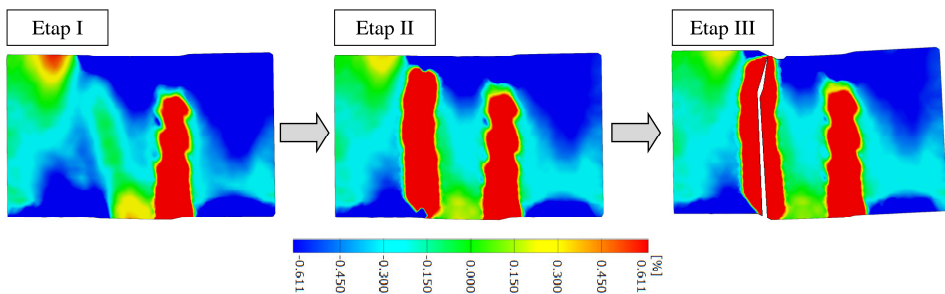
$$\varepsilon_{DIC} = \frac{1}{3} \left(\frac{f_{c,1}}{E_1} + \frac{f_{c,2}}{E_2} + \frac{f_{v,12}}{G_{12}} \right) \quad (5.16)$$

$$\varepsilon_{DIC} = \frac{1}{3} \left(\frac{34.80 \text{ MPa}}{11.439 \text{ GPa}} + \frac{3.72 \text{ MPa}}{0.732 \text{ GPa}} + \frac{7.29 \text{ MPa}}{0.715 \text{ GPa}} \right) = 0.611\% \quad (5.17)$$

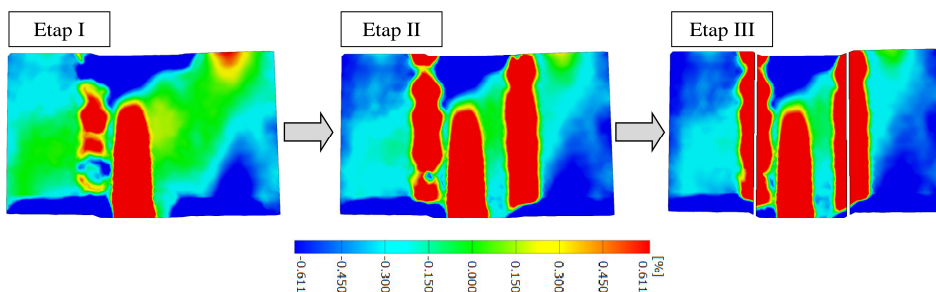
Przeanalizowano przebieg zniszczenia wszystkich próbek. Niestety, ze względu na ogólną asymetrię układu, czasami pęknięcie było widoczne tylko na płaszczyźnie nieobserwowanej kamerą. Wybrano zatem najbardziej reprezentatywne przykłady i przedstawiono je na rysunkach 5.14–5.17. Wyniki przedstawiono w oparciu o uśrednione wartości deformacji desenia. Kolor czerwony i niebieski oznaczają uplastycznienie materiału.



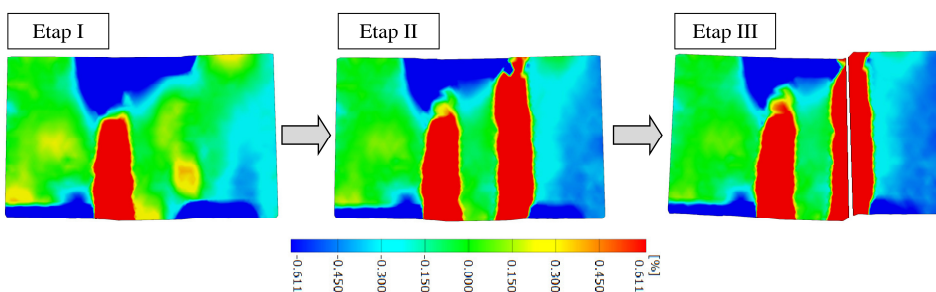
Rys. 5.14. Przewężenie desenia – próbka typu „K” – przykład nr 1



Rys. 5.15. Przewężenie desenia – próbka typu „K” – przykład nr 2



Rys. 5.16. Przewężenie desenia – próbka typu „K” – przykład nr 3



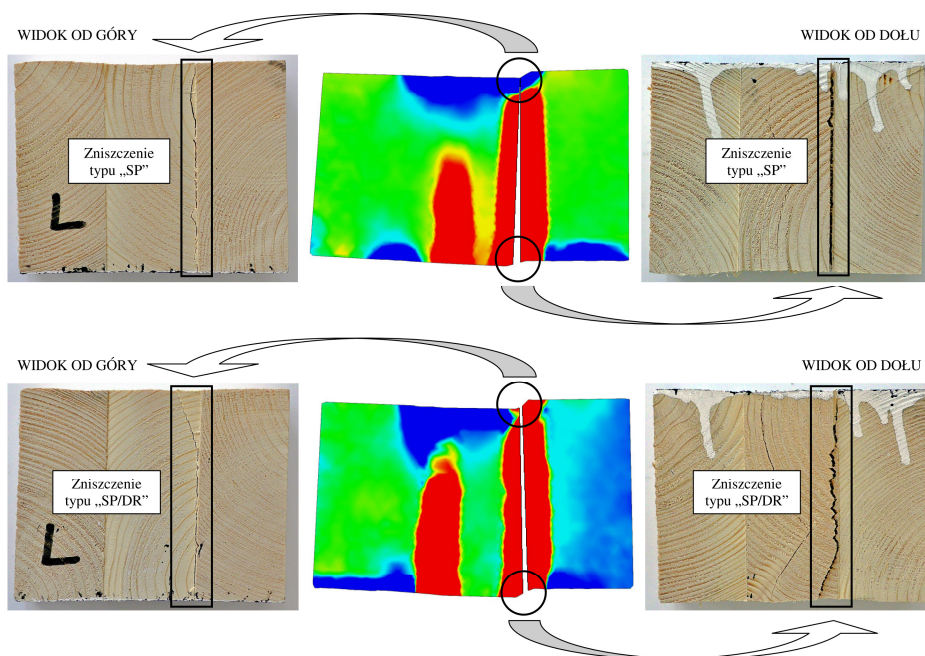
Rys. 5.17. Przewężenie desenia – próbka typu „K” – przykład nr 4

Wydzielono 3 etapy:

- Etap I – uplastycznienie drewna przy podporach w wyniku ściskania oraz rozciągania środkowej lameli (95–99% obciążenia),
- Etap II – wyraźny przyrost uplastycznienia w okolicach jednej lub obu spoin (100% obciążenia),
- Etap III – delaminacja połączenia z gwałtownym spadkiem siły (przynajmniej o 50%).

Ze względu na silną anizotropię drewna, porównywanie poszczególnych odkształceń z modelem MES nie jest zasadne. Materiał modelowy jest zazwyczaj homogenizowany, tak żeby otrzymać zgodność z wartościami uśrednionymi. Dokładne porównywanie wyników DIC z modelem MES byłoby zatem możliwe tylko wtedy, jeżeli wprowadzono by indywidualne parametry każdej lameli oraz modelowano każde włókno, sęk oraz inne wady drewna, zaburzające rozkład odkształceń. Dodatkowo wyniki badań charakteryzowały się znacznym rozrzutem wartości siły niszczącej oraz przemieszczeń względnych, co uniemożliwia tak dokładną analizę. Ponadto, w przedstawionych pomiarach DIC obserwowano tylko jedną płaszczyznę.

Każda z badanych próbek ulegała zniszczeniu w spoinie (typ „SP”) lub w drewnie w okolicach spoiny (typ „SP/DR”), co uzasadnia zastosowanie elementów kohezyjnych w modelu MES. Na rysunku 5.18 przedstawiono typy zniszczenia elementów na podstawie widoku trzech płaszczyzn – bocznej, górnej i dolnej.

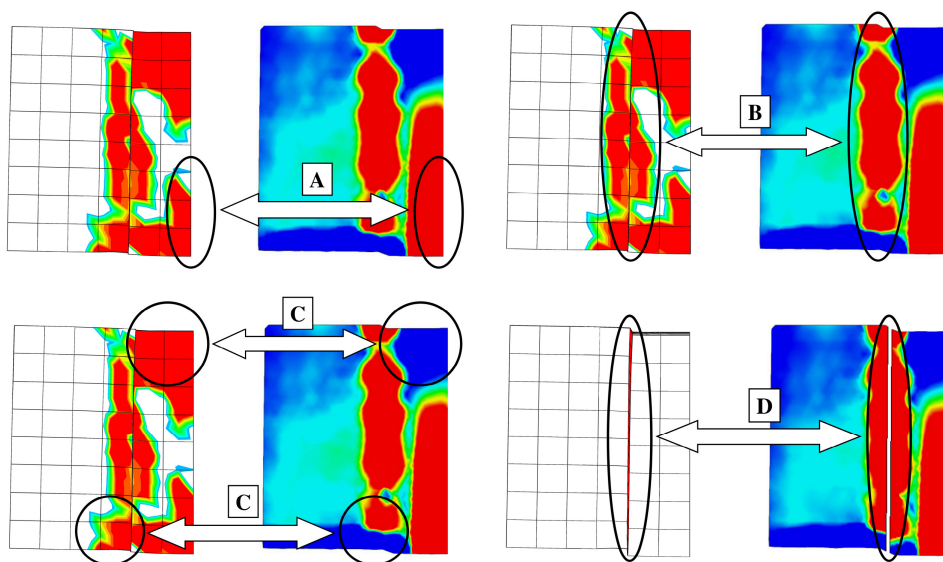


Rys. 5.18. Typy zniszczenia elementów „K” – obserwacja trzech płaszczyzn (bok, góra, dół)

W celu wykonania porównania modelu MES z wynikami DIC wybrano jedną reprezentatywną próbkę, a następnie dokładnie ją przeanalizowano (Rys. 5.19). Czerwony oraz niebieski kolor z wyników DIC oznaczają deformację desenia, reprezentującą uplastycznienie drewna. Czerwony kolor na lamelach z modelu MES oznacza pełne uplastycznienie, obliczane na podstawie funkcji Hilla, natomiast w spoinie oznacza pełną degradację sztywności, czyli jej pęknięcie. Wydzielono 4 obszary możliwe do porównania:

- A – strefa rozciągana w środkowej lameli, której umiejscowienie jest podobne w obu przypadkach. Ma ona jednak mniejszy zasięg w modelu MES niż w badaniach,
- B – strefa ścinana wzdłuż spoiny, w przypadku której uplastycznienie ma podobny zasięg,
- C – strefy ulegające zgniataniu w miejscach podparcia. Model MES lepiej jednak oddaje uplastycznienie w okolicach podkładki górnej,

- D – strefa pełnej delaminacji spoiny. Ścięcie spoiny jest identyczne w obu przypadkach. Należy jednak zauważyć, że w celu pokazania pęknięcia w modelu MES konieczne jest wybranie innej zmiennej, którą jest degradacja sztywności spoiny. W wyniku utraty sztywności przez spoinę, sklejone elementy ulegają stopniowemu rozłączeniu, aż stają się od siebie niezależne. Powoduje to odciążenie tych elementów. Metoda DIC niezmiennie traktuje deseń jako jeden połączony element, dlatego odkształcenia cały czas rosną. W ostatniej fazie należy zatem skupić się na formie zniszczenia, zamiast na analizie odkształceń.



Rys. 5.19. Porównanie modelu MES z metodą DIC dla próbki „K”

5.2 Połączenie drewno-CFRP

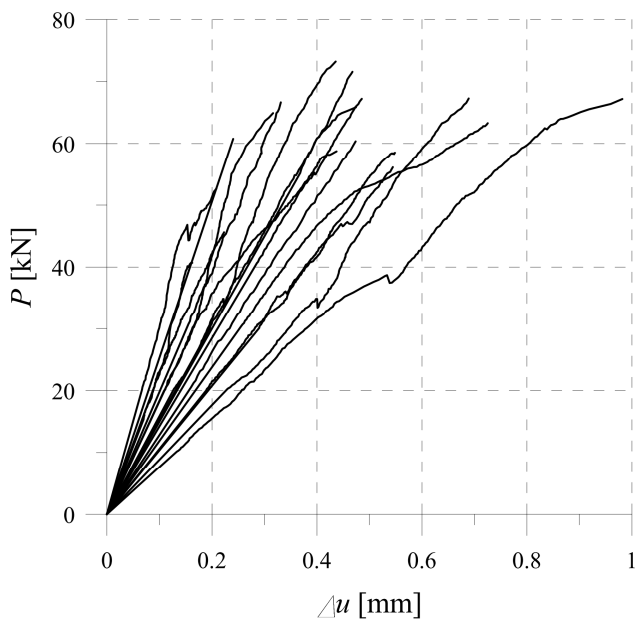
Kolejnym etapem analizy było połączenie drewno-CFRP. Sposób postępowania był zbliżony do analizy połączenia drewno-drewno, opisaney w poprzednim rozdziale. Łączenie różnych materiałów wiąże się jednak z dwukrotnie większą liczbą spoin i może powodować ich inne zachowanie, dlatego doboru parametrów dokonano na podstawie odpowiedniej modyfikacji przygotowanego wcześniej modelu.

Do badań przygotowano 18 próbek. Różnicę wymiarową względem połączenia drewno-drewno stanowiła grubość dwóch dodatkowych spoin wykonanych z tego samego kleju PUR oraz dwóch taśm CFRP.

Wszystkie gotowe próbki, wraz z jedną przed malowaniem, przedstawiono na rysunku 5.20. Stanowisko badawcze było identyczne z przedstawionym w podrozdziale 5.1 na rysunku 5.3. Wyniki przedstawiono na rysunku 5.21.



Rys. 5.20. Próbkki „KW” do badań połączenia drewno-CFRP



Rys. 5.21. Wyniki badań laboratoryjnych połączenia drewno-CFRP – zależność siła-przemieszczenie względne ($P/\Delta u$)

5.2.1 Analiza sztywności liniowo-sprężystej

Ze względu na różnice w modelu, do wzoru na względne przemieszczenia elementów w modelu Tsai, należy dodać odkształcenia poprzeczne taśm CFRP (Δu_w) oraz odkształcenia postaciowe drugiej spoiny (podwojona wartość Δu_a):

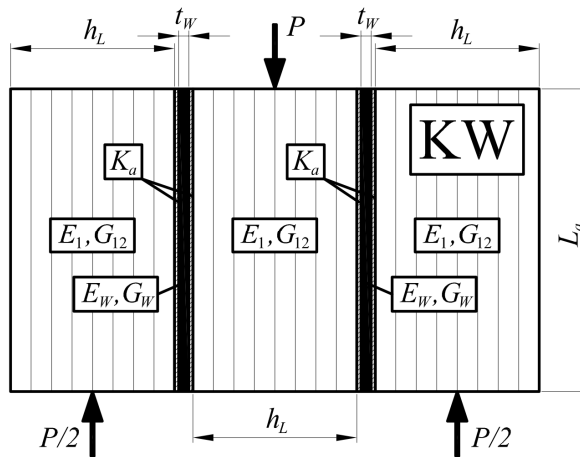
$$\Delta u = 2\Delta u_a + \Delta u_e + \Delta u_y + \Delta u_w \quad (5.18)$$

- względne przemieszczenie wynikające z odkształcenia postaciowego taśm CFRP (Δu_w):

$$\Delta u_w = \frac{Pt_w}{4bL_a G_w} \quad (5.19)$$

Po modyfikacjach, funkcja przemieszczenia zależna od sztywności kohezyjnej połączenia – $\Delta u(K_a)$ – przyjmuje postać:

$$\Delta u(K_a) = \frac{P}{2b} \left(\frac{2}{K_a L_a} + \frac{L_a}{h_L E_1} + \frac{h_L}{2L_a G_{12}} + \frac{t_w}{2L_a G_w} \right) \quad (5.20)$$



Rys. 5.22. Oznaczenia do modelu teoretycznego. Oznaczenia: P – siła, h_L – grubość lameli, L_a – długość połączenia klejonego, t_w – grubość taśmy CFRP, K_a – sztywność kohezyjna spoiny, E_1, G_{12} – parametry materiałowe drewna, E_w, G_w – parametry materiałowe taśm CFRP

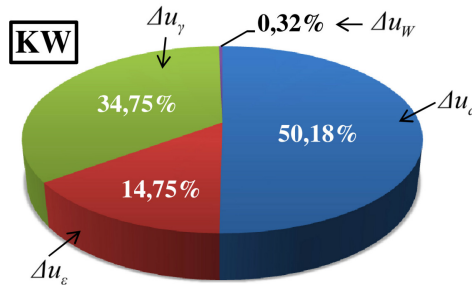
Następnie przekształcając formułę (5.20), otrzymujemy wzór na sztywność kohezyjną spoiny w zależności od przemieszczenia względnego $K_a(\Delta u)$ – wzór (5.21). Schemat do modelu teoretycznego przedstawia rysunek 5.22.

$$K_a(\Delta u) = \frac{1}{\frac{\Delta u}{P} b L_a - \frac{h_L}{4G_{12}} - \frac{L_a^2}{2h_L E_1} - \frac{t_W}{2G_W}} \quad (5.21)$$

Sposób obliczania sztywności układu (K_u) był identyczny jak w poprzednim przypadku. Wyznaczono ją na podstawie średniego nachylenia krzywych siła-przemieszczenie ($P/\Delta u$), w zakresie liniowo-sprężystym. Była ona znacznie mniejsza niż w przypadku połączenia próbek typu K i wyniosła $K_{u,lab} = 170.29 \text{ kN/mm}$. Niepewność wyników, określana jako odchylenie standardowe, wyniosła około 37%. Sztywność kohezyjną połączenia obliczono na podstawie wzoru (5.21).

$$\Delta u_{lab} = \frac{P}{K_u} = \frac{20 \text{ kN}}{170.29 \frac{\text{kN}}{\text{mm}}} = 0.11745 \text{ mm} \Rightarrow K_a = 49.51 \frac{\text{MPa}}{\text{mm}} \quad (5.22)$$

Na rysunku 5.23 przedstawiono procentowy udział przemieszczeń składających się na całkowite przemieszczenie względne. Na podstawie wykresu można stwierdzić, że odkształcenia postaciowe spoiny (Δu_a) stanowią ich największą część, co jest jednym z ważniejszych elementów odróżniających połączenie drewno-CFRP od połączenia drewno-drewno.



Rys. 5.23. Procentowy udział przemieszczeń składowych w całkowitym przemieszczeniu względnym łączonych elementów dla próbki KW

Odnosząc powyższą sztywność kohezyjną kleju do propozycji Turona [111], tak jak w poprzednim rozdziale, współczynnik α wyniósł:

$$\alpha = \frac{K_a h_L}{E_3} = \frac{49.51 \frac{\text{MPa}}{\text{mm}} \cdot 40 \text{ mm}}{0.458 \text{ GPa}} = 4.32 \quad (5.23)$$

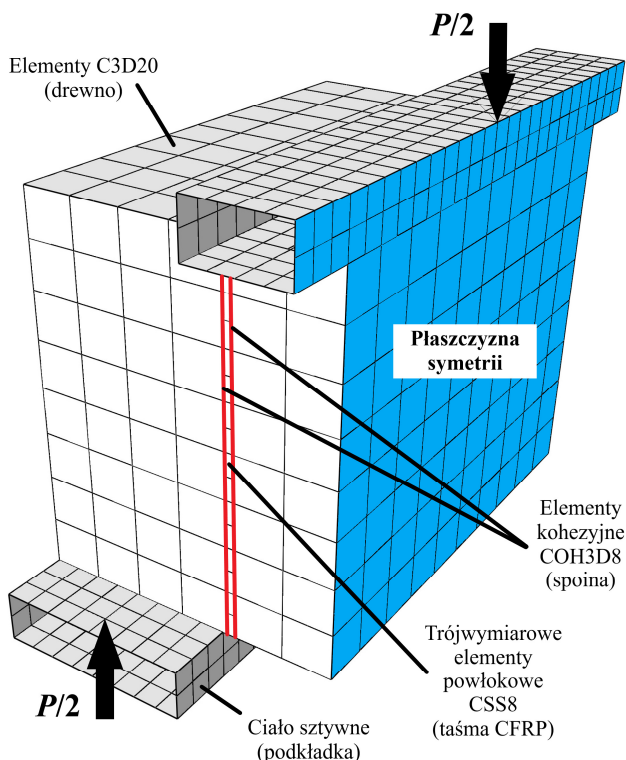
W tym przypadku wynik również jest znacznie większy od 1, co umożliwia założenie, że zaproponowane podejście jest prawidłowe oraz zgodne z zaleceniami dotyczącymi modelowania z wykorzystaniem elementów kohezyjnych.

5.2.2 Model MES

Model MES połączenia drewno-CFRP przygotowano w oparciu o poprzednie założenia. Dodano jedynie taśmę CFRP pomiędzy lamelami drewnianymi oraz drugą spoinę. Model przedstawiono na rysunku 5.24, natomiast rodzaj oraz liczbę elementów pokazano w tabeli 5.3.

Tab. 5.3 Liczba elementów i węzłów w modelu „KW”

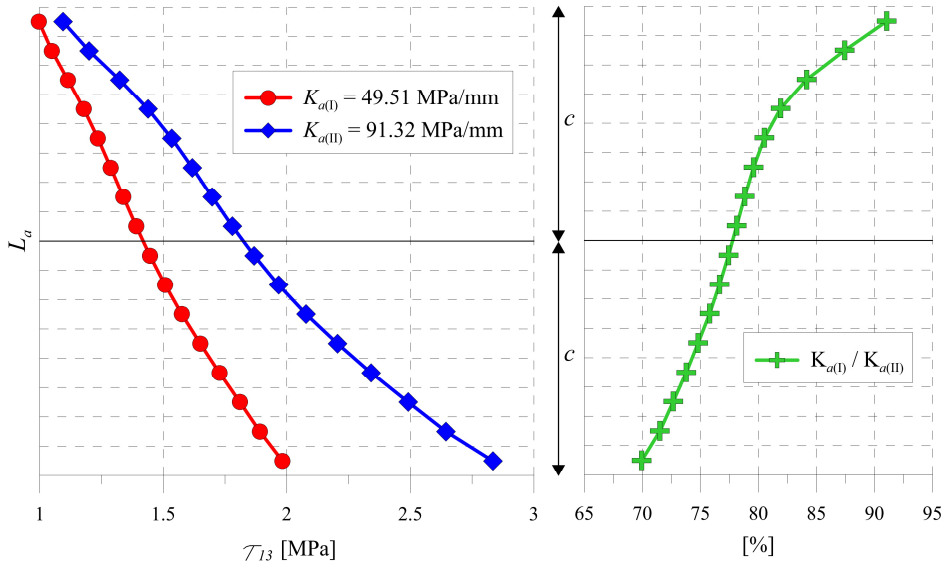
| Część modelu | Typ elementu | Liczba elementów | Liczba węzłów |
|--------------|--------------|------------------|---------------|
| Drewno | C3D20 | 480 | 2810 |
| Spoina | COH3D8 | 320 | 714 |
| Taśma CFRP | CSS8 | 80 | 653 |
| Podkładki | R3D4 | 832 | 864 |



Rys. 5.24. Model MES połączenia drewno-CFRP. Oznaczenia: P – siła

5.2.3 Delaminacja połączenia

Przy analizie połączenia drewno-CFRP konieczna była korekta wartości współczynników uwalniania energii oraz naprężeń inicjujących pękanie. Przeanalizowano dwa przypadki. W jednym z nich sztywność kohezyjna spoiny była równa wyznaczonej dla połączenia drewno-drewno $K_{a(II)} = 91.32$ MPa/mm, natomiast w drugim – dla połączenia drewno-CFRP, $K_{a(I)} = 49.51$ MPa/mm. Po przeliczeniu tych przypadków wybrano w każdym dokładnie ten sam krok obliczeniowy i porównano naprężenia styczne w spoinach (Rys. 5.25).



Rys. 5.25. Porównanie naprężeń stycznych w spoinach dla dwóch wartości sztywności kohezyjnej spoiny (K_a). Oznaczenia: L_a – długość połączenia klejonego

Naprężenia maksymalne przy obliczonej sztywności drewno-CFRP ($K_{a(I)}$) stanowiły 70% naprężeń przy sztywności drewno-drewno ($K_{a(II)}$). Przyjmując, że podobna zależność będzie dotyczyła naprężeń inicjujących pękanie, możliwe było obliczenie odpowiednich wartości krytycznych współczynników uwalniania energii:

$$\sigma_{lc}^{red} = 0.7\sigma_{lc} = 0.7 \cdot 3.19 \text{ MPa} = 2.23 \text{ MPa} \quad (5.24)$$

$$\tau_{llc}^{red} = 0.7\tau_{llc} = 0.7 \cdot 9.92 \text{ MPa} = 6.94 \text{ MPa} \quad (5.25)$$

$$G_{lc} = \frac{(0.7\sigma_{lc})^2 N_e l_{e,def}}{E_a} = \frac{(0.7 \cdot 3.19 \text{ MPa})^2 \cdot 2 \cdot 5 \text{ mm}}{1.2 \text{ GPa}} = 42 \frac{\text{J}}{\text{m}^2} \quad (5.26)$$

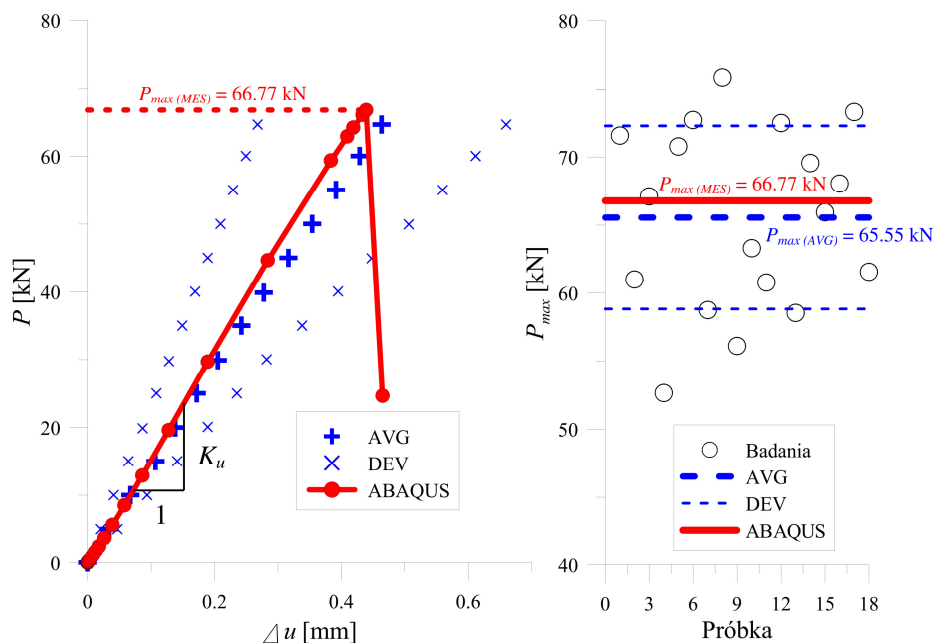
$$G_{IIc} = \frac{(0.7\tau_{IIc})^2 N_e J_{e,def}}{E_a} = \frac{(0.7 \cdot 9.92 \text{ MPa})^2 \cdot 2 \cdot 5 \text{ mm}}{1.2 \text{ GPa}} = 402 \frac{\text{J}}{\text{m}^2} \quad (5.27)$$

Parametry zastosowane do końcowego modelu numerycznego zestawiono w tabeli 5.4.

Tab. 5.4 Parametry przyjęte do numerycznych analiz delaminacji połączenia drewno-CFRP

| Opis | Oznaczenie | Wartość |
|--|----------------------------------|----------------------|
| Szytywność kohezyjna spoiny | $K_a = K_{nn} = K_{ss} = K_{tt}$ | 49.51 MPa/mm |
| Naprężenia odrywające inicjujące pęknięcie | σ_{Ic} | 2.23 MPa |
| Naprężenia ścinające inicjujące pęknięcie | $\tau_{IIc} = \tau_{IIIc}$ | 6.94 MPa |
| Wartość krytyczna współczynnika uwalniania energii w modzie I | G_{Ic} | 42 J/m ² |
| Wartość krytyczna współczynnika uwalniania energii w modzie II i III | $G_{IIc} = G_{IIIc}$ | 402 J/m ² |
| Potęga we wzorze BK | η | 1.8 |
| Parametr lepkości | χ | 0.0005 |

Porównanie wyników z modelu MES z badaniami laboratoryjnymi przedstawiono na rysunku 5.26.

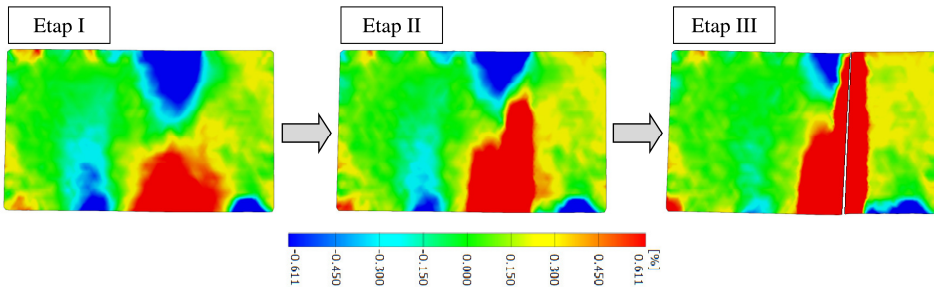


Rys. 5.26. Porównanie wyników MES z badaniami laboratoryjnymi. Oznaczenia: AVG – średnie wyniki z badań laboratoryjnych, DEV – odchylenie standardowe wyników z badań laboratoryjnych, ABAQUS lub MES – wyniki z modelu numerycznego

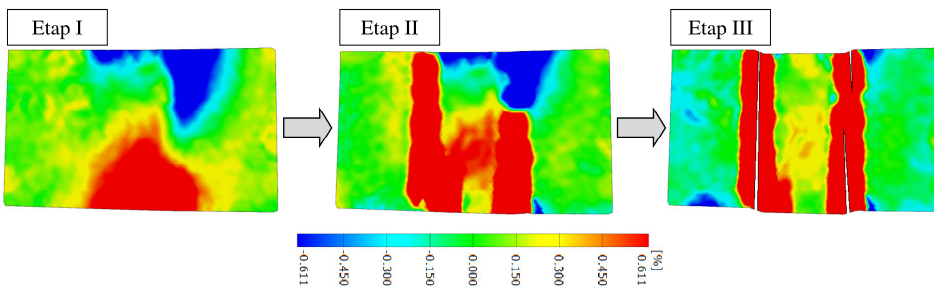
Wstępna sztywność liniowo-sprężysta układu w modelu MES wyniosła $K_{u,MES} = 173.18$ kN/mm, natomiast $K_{u,lab} = 170.29$ kN/mm w badaniach laboratoryjnych, co oznacza niespełna 2% różnicę. W późniejszym etapie (od siły na poziomie około 20 kN) następowało stopniowe pochylenie się średniej krzywej laboratoryjnej. Różnica mogła wynikać z rzeczywistej asymetrii lub niedokładności w docinaniu próbek eksperymentalnych. Ze względu na zbliżenie wyników do średniej, różnicę tę można było pominąć. Zbieżność siły maksymalnej osiągnięto natomiast z dokładnością 1.9% co jest bardzo dokładnym wynikiem.

5.2.4 Identyfikacja zniszczenia

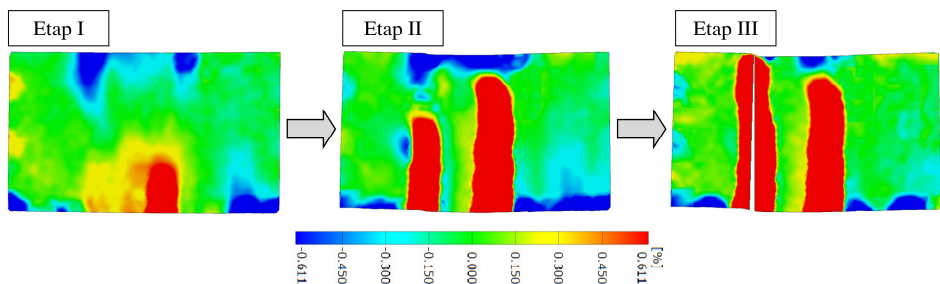
Podobnie jak poprzednio, kilka przykładów przebiegu zniszczenia elementów, pokazano korzystając z metody DIC (Rys. 5.27–5.30). Identyfikacja etapów jest identyczna z zaproponowaną w rozdziale 5.1.



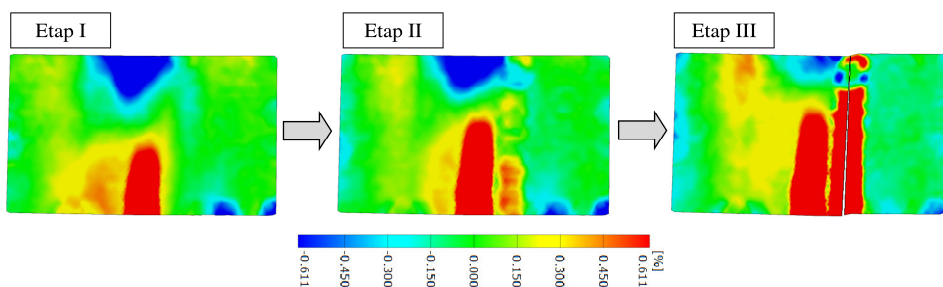
Rys. 5.27. Przewężenie desenia – próbka typu „KW” – przykład nr 1



Rys. 5.28. Przewężenie desenia – próbka typu „KW” – przykład nr 2



Rys. 5.29. Przewężenie desenia – próbka typu „KW” – przykład nr 3

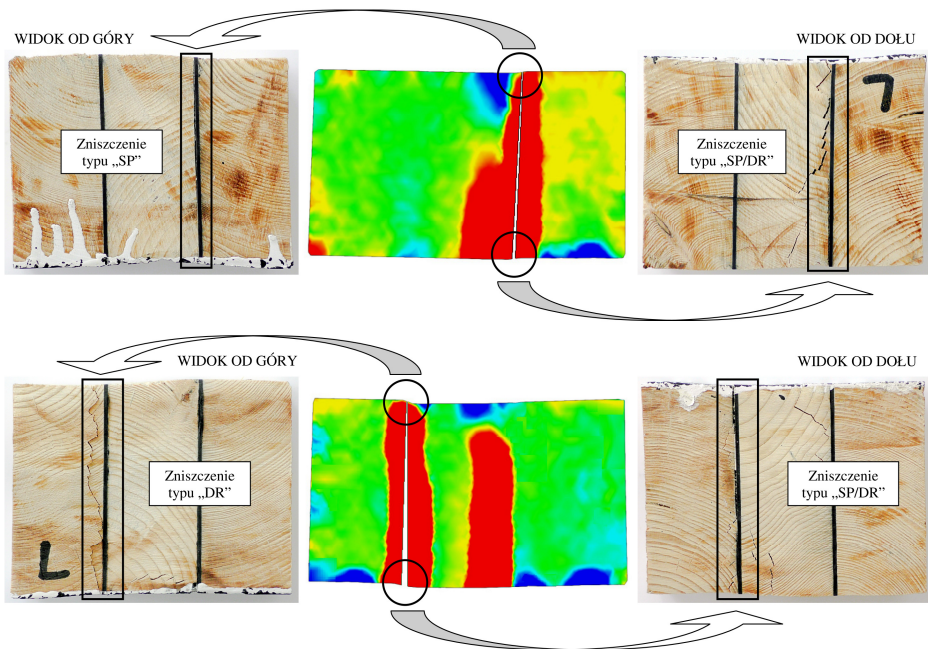


Rys. 5.30. Przewężenie desenia – próbka typu „KW” – przykład nr 4

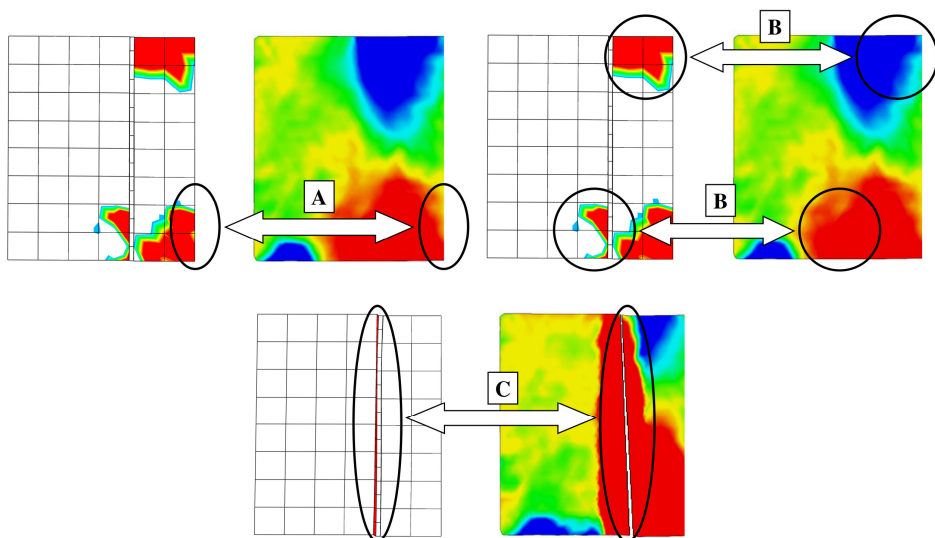
Na rysunku 5.31 przedstawiono typy zniszczenia elementów, na podstawie widoku trzech płaszczyzn – bocznej, górnej i dolnej. Każda z badanych próbek ulegała zniszczeniu w spoinie (typ „SP”) lub w drewnie w okolicach spoiny (typ „SP/DR”).

Porównania modelu MES do wyników DIC dokonano na rysunku 5.32. Wydzielono 3 obszary możliwe do porównania:

- A – strefa rozciągnięta w środkowej lameli, której umiejscowienie i zasięg są podobne w obu przypadkach,
- B – strefy ulegające zgniataniu w miejscach podparcia. Model MES lepiej jednak oddaje uplastycznienie w okolicach podkładki górnej,
- C – strefa pełnej delaminacji spoiny. Ścięcie spoiny jest identyczne w obu przypadkach.



Rys. 5.31. Typy zniszczenia elementów „KW” – obserwacja trzech płaszczyzn (bok, góra, dół)

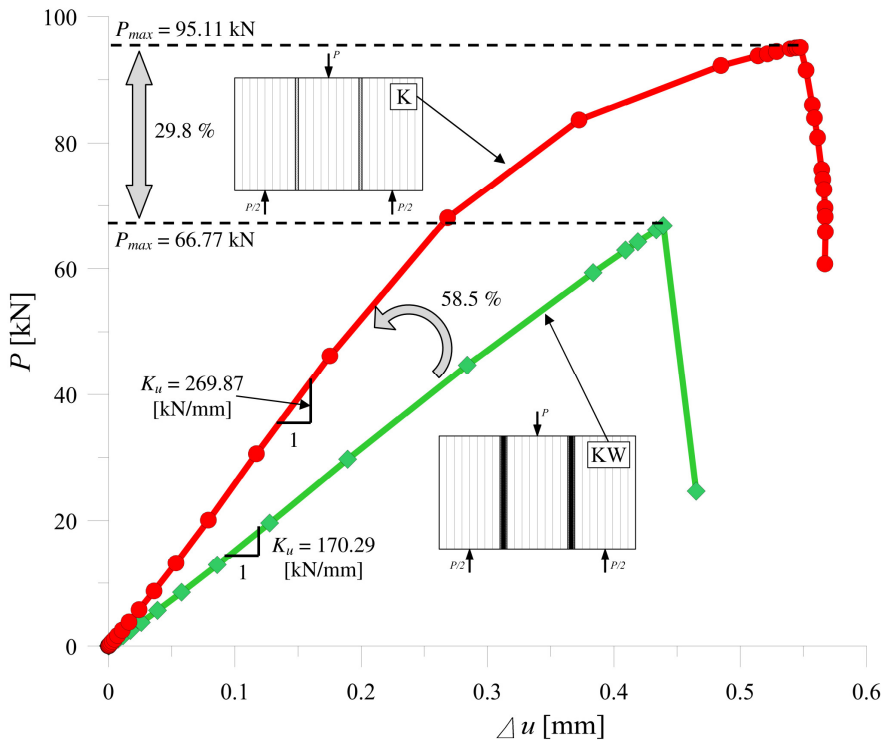


Rys. 5.32. Porównanie modelu MES z metodą DIC dla próbki „KW”

5.3 Podsumowanie

W niniejszym rozdziale zaproponowano sposób doboru sztywności kohezyjnej kleju, w oparciu o badania laboratoryjne oraz zmodyfikowany model teoretyczny połączenia dwu-zakładkowego. Sprawdzono również zakres liniowo-sprężysty modelu MES pod kątem poprawności otrzymywanych wyników. Następnie przedstawiono możliwości modelowania postępującej delaminacji połączenia, z uwzględnieniem aktualnej literatury naukowej. Uzyskano wysoką zgodność wyników otrzymywanych z modelu MES z badaniami laboratoryjnymi. W ostatnim kroku, za pomocą metody DIC oraz zdjęć dokonano identyfikacji sposobów zniszczenia elementów, które uznano za zbliżone do modelu MES.

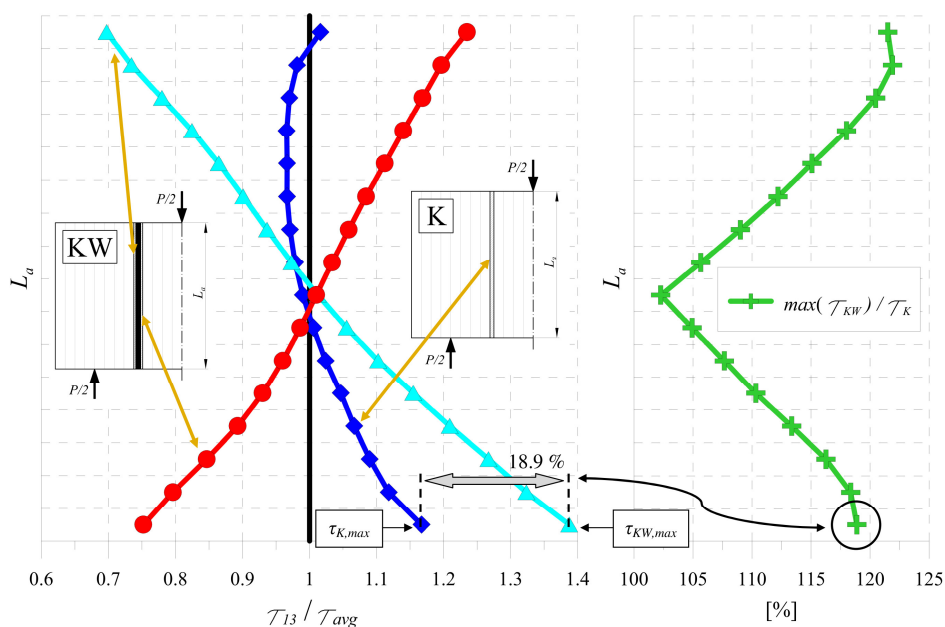
Jako podsumowanie modelowania połączeń klejonych drewno-drewno oraz drewno-CFRP wykonano kilka wykresów porównawczych. Na pierwszym zestawiono przebiegi siła-przemieszczenie dla obu przypadków (Rys. 5.33). Porównując uzyskane wyniki siły maksymalnej dla obu typów badanych próbek, można stwierdzić, że połączenie drewno-CFRP jest słabsze o około 30% od połączenia drewno-drewno. Znaczna różnica – około 60%, występuje również w sztywności całego układu, na niekorzyść połączenia drewno-CFRP.



Rys. 5.33. Porównanie wyników dla połączenia drewno-drewno i drewno-CFRP

Na drugim wykresie porównano rozkłady naprężeń w spoinach, w zakresie liniowo-sprężystym, w odniesieniu do średnich naprężeń stycznych, obliczanych ze wzoru (5.13). Pozwala to na szacowanie wytrzymałości połączeń w modelach uproszczonych. Z uwagi na porównywalność naprężeń na brzegu i w środku spoiny, zestawienie wykonano tylko dla wartości na brzegu (Rys. 5.34).

Najistotniejszą wartością związaną z przewidywaniem wytrzymałości granicznej są maksymalne naprężenia styczne. W przypadku połączenia drewno-CFRP, naprężenia te są większe o 18.9% i w tym układzie występują w lewej spoinie oraz na spodzie próbki. Podobna sytuacja występuje w przypadku połączenia drewno-drewno.



Rys. 5.34. Porównanie rozkładów naprężeń stycznych dla połączenia drewno-drewno i drewno-CFRP. Oznaczenia: L_a – długość połączenia klejonego, $\tau_{K,max}$ – maksymalne naprężenie styczne w próbce „K”, $\tau_{KW,max}$ – maksymalne naprężenie styczne w próbce „KW”, τ_{avg} – średnie naprężenia styczne obliczane ze wzoru (5.13)

Przeprowadzone badania laboratoryjne można uznać za reprezentatywne, ze względu na znaczną liczbę próbek. Zaproponowane modele, pomimo wielu uproszczeń względem rzeczywistości, pozwalają na wystarczająco dokładne przewidywanie sztywności, siły maksymalnej oraz przebiegu zniszczenia badanych elementów. Reasumując, potwierdzone zostały założenia sformułowane na początku rozdziału:

- W modelach numerycznych należy rozróżniać sztywność kohezyjną połączeń klejonych, która w przypadku badanych elementów okazała się prawie dwukrotnie mniejsza dla połączenia drewno-CFRP niż drewno-

drewno. Siła maksymalna również ulega zmniejszeniu, co może sugerować gorszą przyczepność kleju typu PUR do CFRP niż do drewna.

- Wykorzystanie uproszczonych modeli zakładających idealne połączenie klejonych elementów, z pominięciem zjawisk zachodzących w spoinie, może powodować znaczne zawyżanie sztywności i nośności konstrukcji.

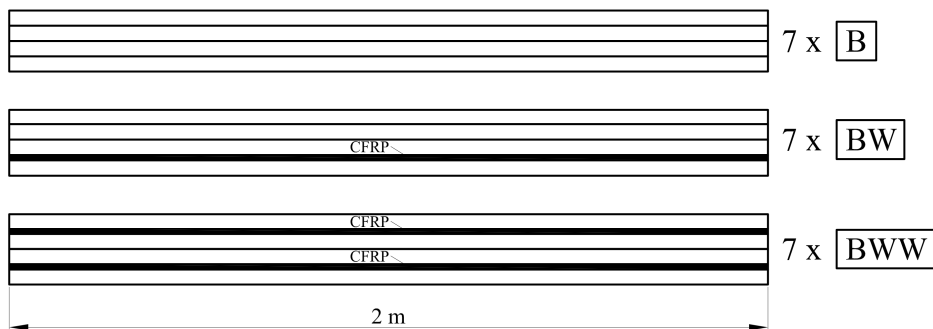
6 DŹWIGARY PEŁNOWYMIAROWE – BADANIA I MODELOWANIE

6.1 Technologia wykonania drewna klejonego

Technologia wykonania drewna klejonego składa się z kilku podstawowych etapów. Pierwszym jest suszenie komorowe surowego materiału do wilgotności około 12% oraz wstępne heblowanie. Z surowca wycinane są wady obniżające wytrzymałość oraz wady optyczne, takie jak duże sęki, duże worki żywiczne, zakorki. W ten sposób powstają deski, które łączone są na mikro-wczepy (złącza palczaste) poprzez klejenie pod ciśnieniem. W efekcie końcowym powstaje lamela o żądanej długości. Kolejnym etapem jest jej heblowanie do grubości 40 ± 2 mm, nałożenie kleju oraz ściśnięcie w specjalnej prasie. Na koniec gotowe belki są 4-stronnie strugane oraz fazowane.

6.2 Produkcja elementów

Produkcja obejmowała 21 pełnowymiarowych próbek o długości około 2 m, składających się z 4 lameli drewnianych, w tym 7 z czystego drewna klejonego (B), 7 z pojedynczą wkładką CFRP (BW) oraz 7 z podwójną wkładką CFRP (BWW) – rysunek 6.1. Jednocześnie, w tym samym procesie produkcyjnym klejone były dwie dodatkowe belki składające się z 3 lameli drewnianych (K) oraz 3 lameli drewnianych z dwiema wkładkami CFRP (KW), które po pocięciu na mniejsze elementy zostały poddane analizie w rozdziale 5 (Rys. 5.1).



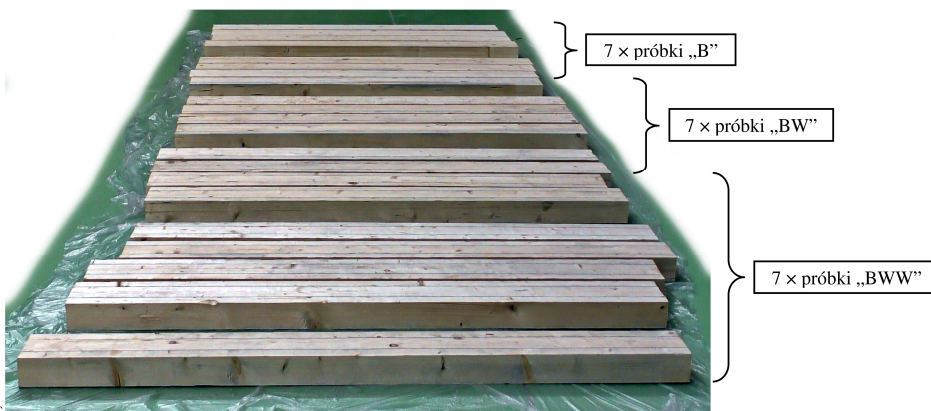
Rys. 6.1. Zakres produkcji próbek do badań: B, BW, BWW – belki pełnowymiarowe przeznaczone do zginania

Klejenie na klej poliuretanowy (Loctite HB 110 Purbond) wykorzystywany standardowo do produkcji drewna klejonego wykonała firma ABIES Polska Sp. z o.o. (Rys. 6.2). W próbkach zastosowano taśmę C-Laminate SM 100/1.4 o szerokości 100 mm i grubości 1.4 mm, zakupioną od firmy S&P Polska Sp. z o.o.



Rys. 6.2. ABIES Polska Sp. z o.o. – proces klejenia belek i stanowisko

Wszystkie belki były składowane przez 60 dni w warunkach laboratoryjnych, w średniej temperaturze powietrza 21°C i wilgotności 60% w Laboratorium Wydziału Budownictwa i Architektury Politechniki Lubelskiej. Po tym czasie wykonano niezbędną obróbkę próbek, która obejmowała docięcie na odpowiednią długość oraz szlifowanie powierzchni. Próbki po wykonaniu tych czynności przedstawia rysunek 6.3.



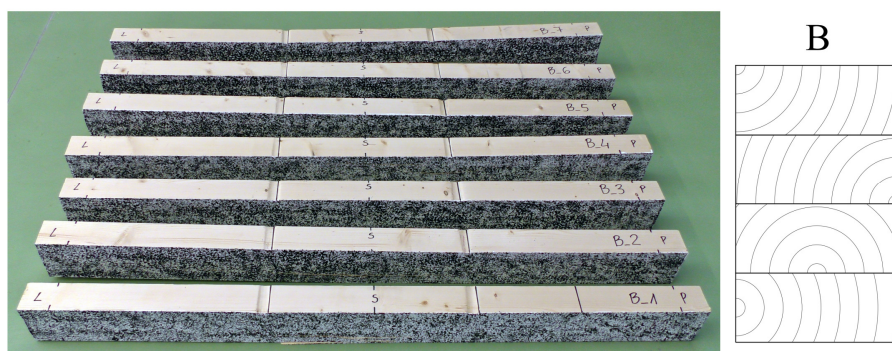
Rys. 6.3. Próbki poddane obróbce początkowej – docięciu na odpowiednią długość oraz szlifowaniu powierzchni

6.3 Badania laboratoryjne

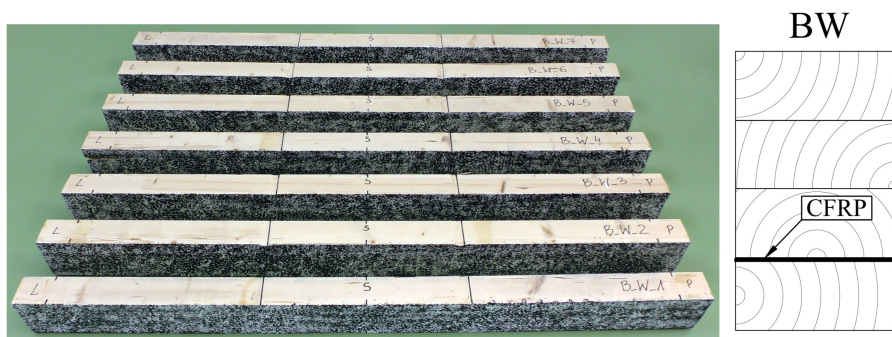
Kolejnym etapem było bezpośrednio przygotowanie próbek do badań laboratoryjnych. Na początku wykonano deseń do obserwacji metodą DIC poprzez dwukrotne malowanie białą farbą jednej z bocznych powierzchni oraz naniesienie na nią czarnego wzoru. Następnie próbki zmierzono z dokładnością do 0.1 mm, zaznaczono miejsca ustawienia podpór oraz zważono z dokładnością do 0.5 g. Uzyskane wartości zostały zestawione w tabeli 6.1, natomiast wszystkie próbki przedstawiono kolejno na rysunkach 6.4–6.6.

Tab. 6.1 Dane wymiarowe i gęstościowe dźwigarów zginanych

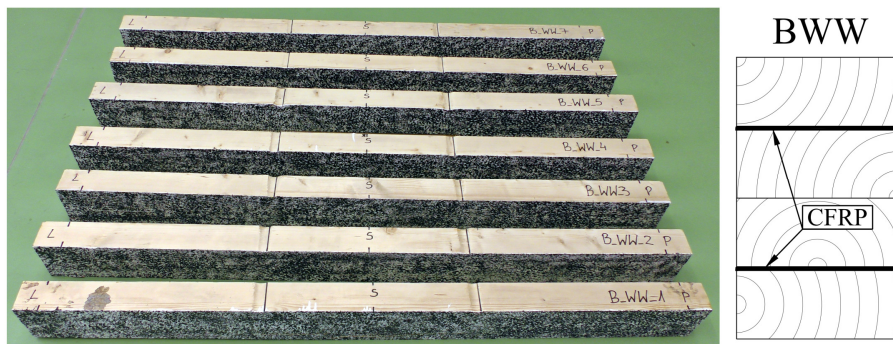
| Konfiguracja | Wysokość | Szerokość | Gęstość |
|--------------|----------------|---------------|--------------------------------|
| B | 159.4 ± 0.5 mm | 93.4 ± 0.5 mm | 465.2 ± 28.1 kg/m ³ |
| BW | 160.8 ± 1.0 mm | 93.5 ± 0.6 mm | 495.5 ± 24.1 kg/m ³ |
| BWW | 162.1 ± 0.6 mm | 93.3 ± 0.6 mm | 488.3 ± 26.1 kg/m ³ |



Rys. 6.4. Próbkę z drewna klejonego typu „B” po zniszczeniu

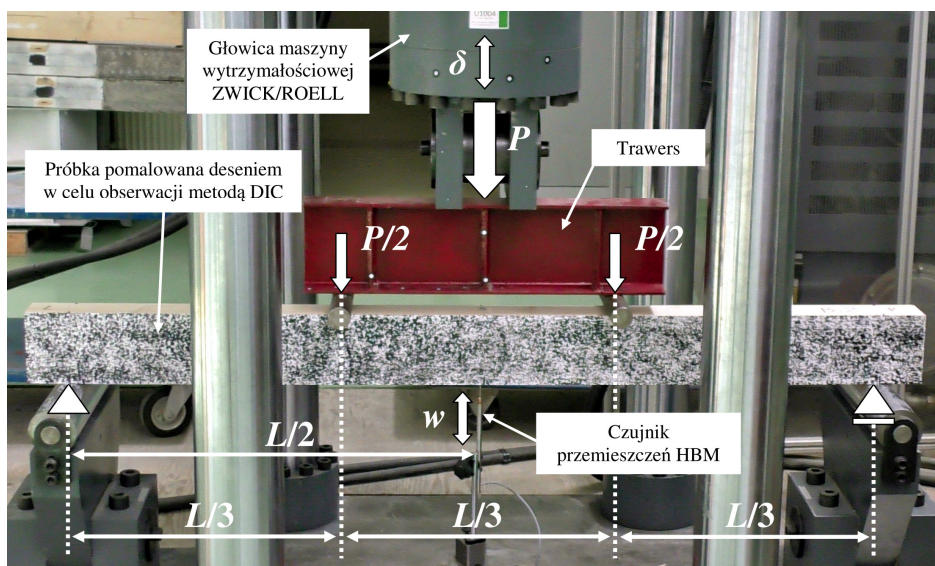


Rys. 6.5. Próbkę z pojedynczą wkładką CFRP typu „BW” po zniszczeniu



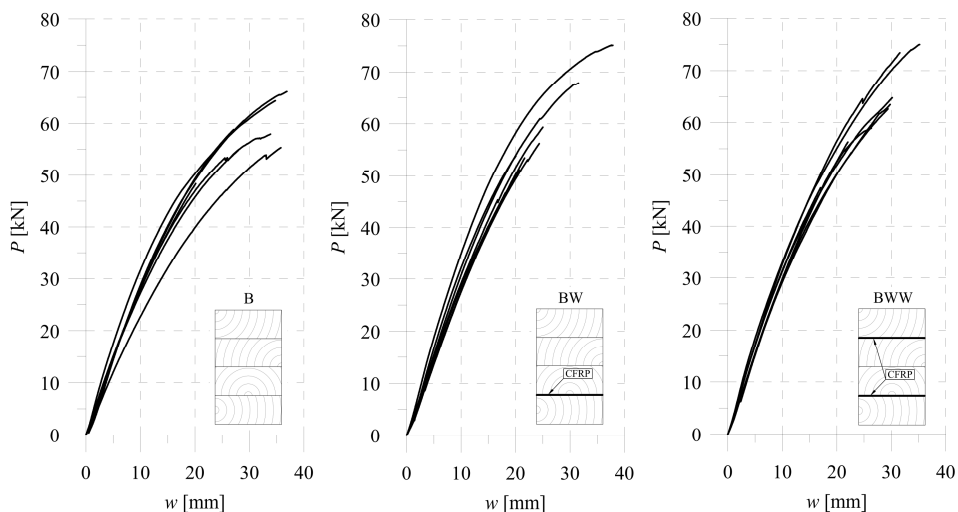
Rys. 6.6. Próbkę z podwójną wkładką CFRP typu „BWW” po zniszczeniu

Gotowa próbka umieszczona w maszynie wytrzymałościowej ZWICK/ROELL Z3000H widoczna jest na rysunku 6.7. Belki poddawano czteropunktowemu zginaniu przy rozstawie podpór dolnych $L = 1800$ mm. Obciążenie z głowicy przekazywane było na badaną belkę poprzez trawers oraz dwa wałki. Ugięcie w zakresie liniowo-sprężystym mierzono czujnikiem przemieszczeń HBM WA/50 mm, natomiast w dalszej fazie – poprzez głowicę maszyny, ale również z wykorzystaniem kamery Panasonic HC-X1000. Dzięki temu możliwy był szczegółowy pomiar, aż do zniszczenia dźwigarów.

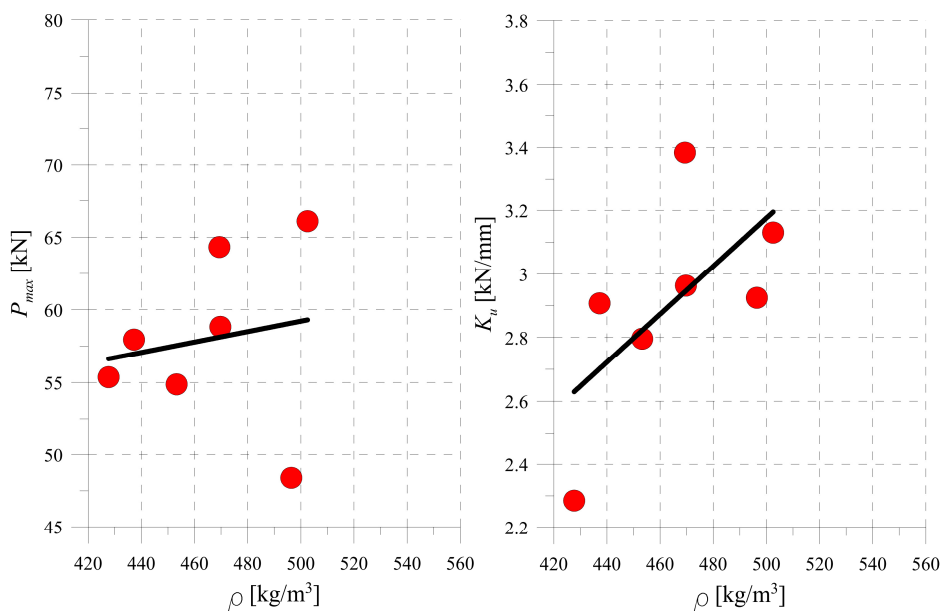


Rys. 6.7. Stanowisko do badań dźwigarów w schemacie czteropunktowego zginania. Oznaczenia: δ – przemieszczenie tłka maszyny ZWICK/ROELL Z3000H, P – siła mierzona przez maszynę ZWICK/ROELL Z3000H, L – rozpiętość dźwigara (rozstaw podpór dolnych), w – ugięcie belki mierzone na środku na jej spodzie

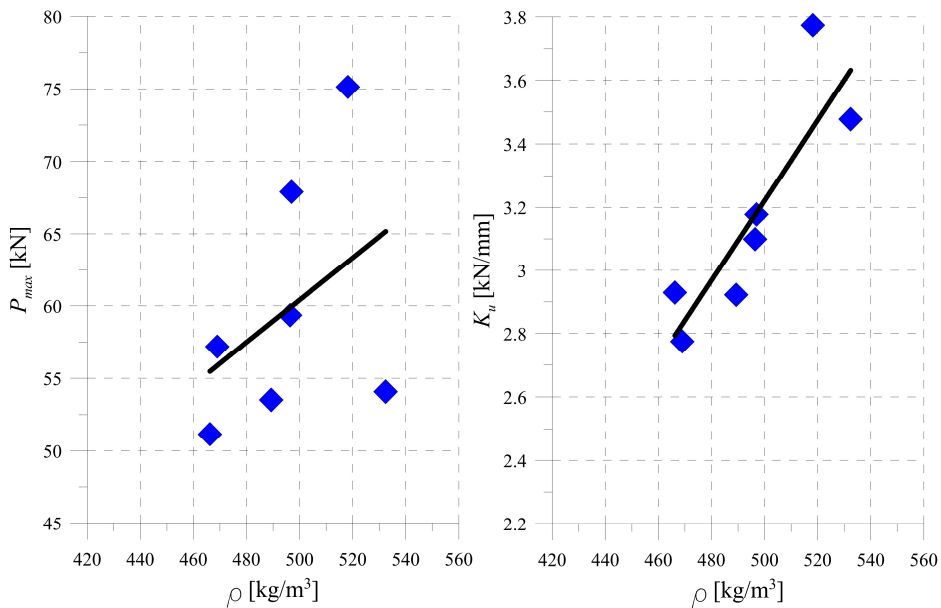
Wyniki siła-ugięcie z badań laboratoryjnych przedstawiono na rysunku 6.8. Średnia niepewność wyników, określana jako odchylenie standardowe, wyniosła około 7%. Dokładnej analizy i interpretacji wyników dokonano równoległe z modelowaniem numerycznym w następnym rozdziale.



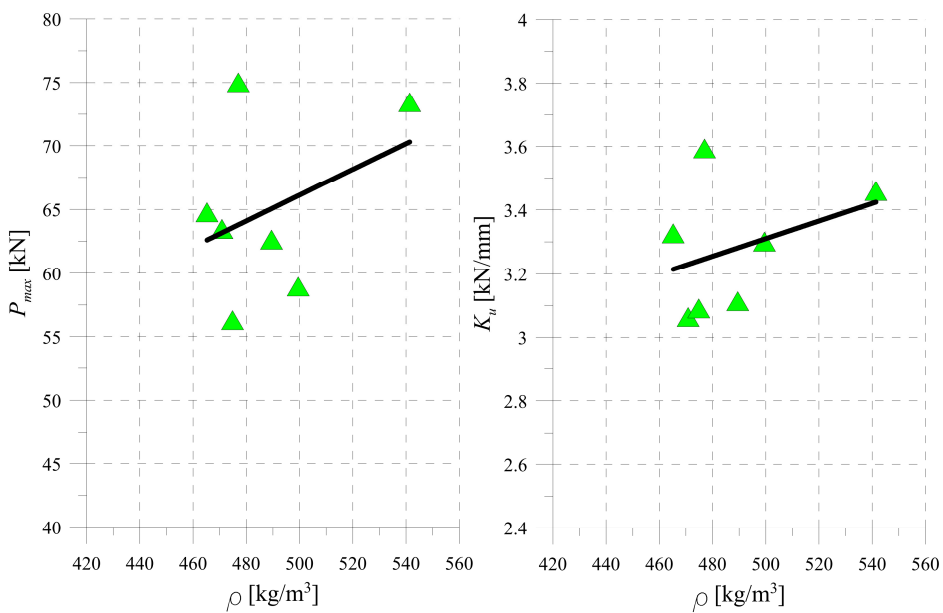
Rys. 6.8. Wyniki laboratoryjne siła-ugięcie (P/w) dla wszystkich zginanych dźwigarów



Rys. 6.9. Zależność siły maksymalnej (P_{max}) i sztywności belek (K_u) typu „B” od ich gęstości (ρ)



Rys. 6.10. Zależność siły maksymalnej (P_{max}) i sztywności belek (K_u) typu „BW” od ich gęstości (ρ)



Rys. 6.11. Zależność siły maksymalnej (P_{max}) i sztywności belek (K_u) typu „BWW” od ich gęstości (ρ)

Zgodnie ze wszystkimi wynikami badań dla drewna, raportowanymi w literaturze, parametry sprężyste i wytrzymałościowe powinny rosnać wraz z gęstością drewna. W celu sprawdzenia czy występuje taka zależność wykonano wykresy przedstawione na rysunkach 6.9–6.11. Stosując tę samą skalę pokazano na nich zależności pomiędzy sztywnością belek oraz siłą maksymalną, a gęstością belek.

Na każdym z wykresów zauważono tendencję wzrostową siły maksymalnej, jak i sztywności względem gęstości próbek, co pokazują wyznaczone czarne linie trendu. Jest to zgodne z danymi raportowanymi w literaturze.

Obliczenia odchyłeń standardowych wyników wykazały, że rozrzut gęstości w stosunku do wartości średniej nie jest duży – nie przekracza 6%, podczas gdy dla drewna litego może stanowić on około 20%. Poniżej zamieszczono uproszczoną analizę występowania różnic w gęstościach próbek – na podstawie tabeli 6.1.

- W zakresie belek danego typu:

$$B \rightarrow 28.1/465.2 = 6.0\%$$

$$BW \rightarrow 24.1/495.5 = 4.9\%$$

$$BWW \rightarrow 26.1/488.3 = 5.3\%$$

- Pomiędzy kolejnymi typami belek:

$$B/BW \rightarrow 465.2/495.5 = 6.1\%$$

$$BW \rightarrow 465.2/488.3 = 4.7\%$$

$$BWW \rightarrow 488.3/495.5 = 5.3\%$$

Należy zaznaczyć, że wszystkie belki klejone zostały wykonane z certyfikowanego drewna klasy C24, w klasie GL24h, według normy zharmonizowanej PN-EN-14080:2013 [128]. Elementy wbudowywane w rzeczywiste konstrukcje budowlane są wykonywane w identyczny sposób jak belki przedstawione w powyższej rozprawie. Bardziej szczegółowe różnicowanie względem gęstości nie ma miejsca podczas produkcji elementów, dlatego wartości średnie przedstawione w tabeli 6.1 można uznać za reprezentatywne.

Należy również zauważyć, że średnia masa objętościowa próbek była zbliżona dla każdej konfiguracji. Oznacza to, że dodatkowe zbrojenie nie zwiększa zauważalnie ciężaru elementu.

6.4 Analiza wyników badań laboratoryjnych i modelowanie MES

6.4.1 Taśma CFRP

Taśmy CFRP przystosowane są do wzmacniania elementów w strefie rozciąganej. Wiąże się to z wysokim modułem sprężystości oraz wytrzymałością przy rozciąganiu włókien węglowych. W przypadku ściskania, nawet przy niewiel-

kim obciążeniu, włókna mogą ulegać utracie stateczności, co prowadzi do znacznego spadku efektywności wzmocnienia. W modelu MES zastosowano podział na strefę rozciąganą i ściszaną jak dla całej belki, przyjmując odpowiednie wytrzymałości. Parametry materiałowe taśmy węglowej dobrano na podstawie kart technicznych producenta S&P Polska [129, 130] i zestawiono je w tabeli 6.2.

Tab. 6.2 Parametry sprężyste i wartości wytrzymałości taśmy węglowej SM 100/1.4 [129, 130]

| Nazwa parametru | Wartość |
|--|---------|
| $E_{W,1} = E_W$ [GPa] | 175.00 |
| $E_{W,2} = E_{W,3}$ [GPa] | 7.10 |
| $G_{W,12} = G_{W,13} = G_{W,23} = G_W$ [GPa] | 2.73 |
| $\nu_{W,12} = \nu_{W,13} = \nu_{W,23}$ [/] | 0.30 |
| $f_{W,t,1}$ [MPa] | 2800 |
| $f_{W,c,1} = f_{W,c,2}$ [MPa] | 70 |
| $f_{W,v,12}$ [MPa] | 26 |

Do modelowania zastosowano trójwymiarowe 8-węzłowe elementy powłokowe (CSS8), zaproponowane przez Vu-Quoca [131], przeznaczone do stosowania w kompozytach wielowarstwowych. W celu przewidywania uszkodzenia taśmy CFRP zastosowano model uproszczony, kompatybilny z wyżej wymienionymi elementami – tak jak w przypadku drewna była to anizotropowa plastyczność oparta na funkcji Hilla. Zastosowano następujące wartości współczynników:

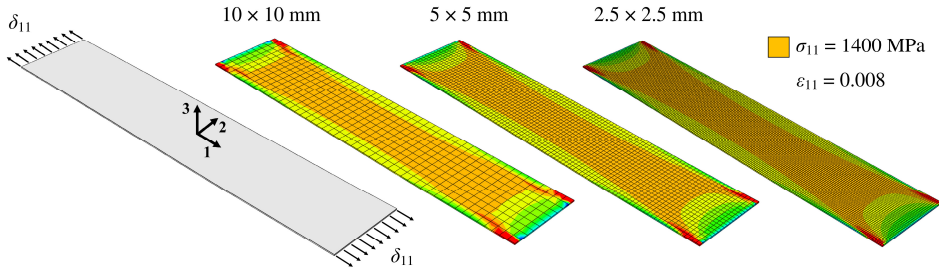
$$R_{W,11}(+) = \frac{f_{W,t,1}}{f_{W,t,1}} = 1 \quad R_{W,11}(-) = \frac{f_{W,c,1}}{f_{W,t,1}} = 0.025 \quad (6.1)$$

$$R_{W,22} = R_{W,33} = \frac{f_{W,c,2}}{f_{W,t,1}} = 0.025 \quad (6.2)$$

$$R_{W,12} = R_{W,13} = R_{W,23} = \frac{\sqrt{3}f_{W,v,12}}{f_{W,t,1}} = 0.016 \quad (6.3)$$

W celu sprawdzenia prawidłowości zachowania się elementów CSS8 w zakresie liniowo-sprężystym, wykonano model rozciągania taśmy CFRP przedstawiony na rysunku 6.12. Tensometry w badaniach zazwyczaj naklejane są w obszarach, w których można pominąć wpływ swobodnych krawędzi i warunków brzegowych, co ma miejsce na środku elementu. W tej sytuacji naprężenia normalne oraz odkształcenia w kierunku 1 w modelu numerycznym odpowiadają dokładnie wartościom podanym w katalogach firmy S&P. Oznacza to, że elementy zachowują się prawidłowo. Na podstawie analiz stwierdzono, że za-

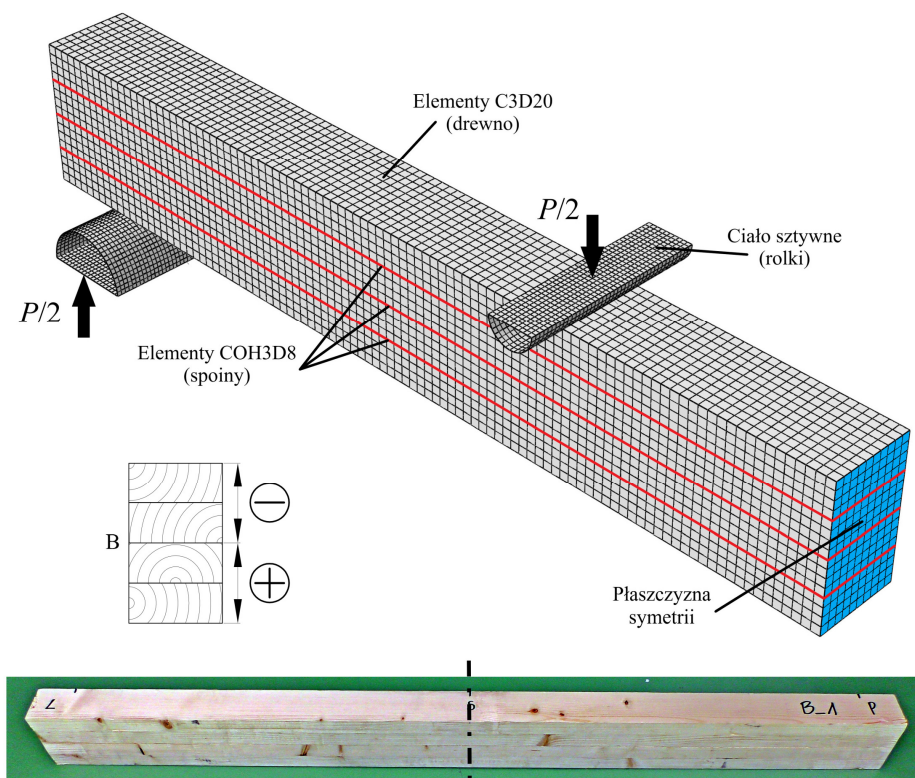
gęszczenie siatki ma nieznaczny wpływ na wyniki obliczeń i wymiar 5×5 mm jest wystarczający.



Rys. 6.12. Model rozciągania taśmy CFRP z wykorzystaniem elementów CSS8

6.4.2 Sztywność liniowo-sprężysta belek

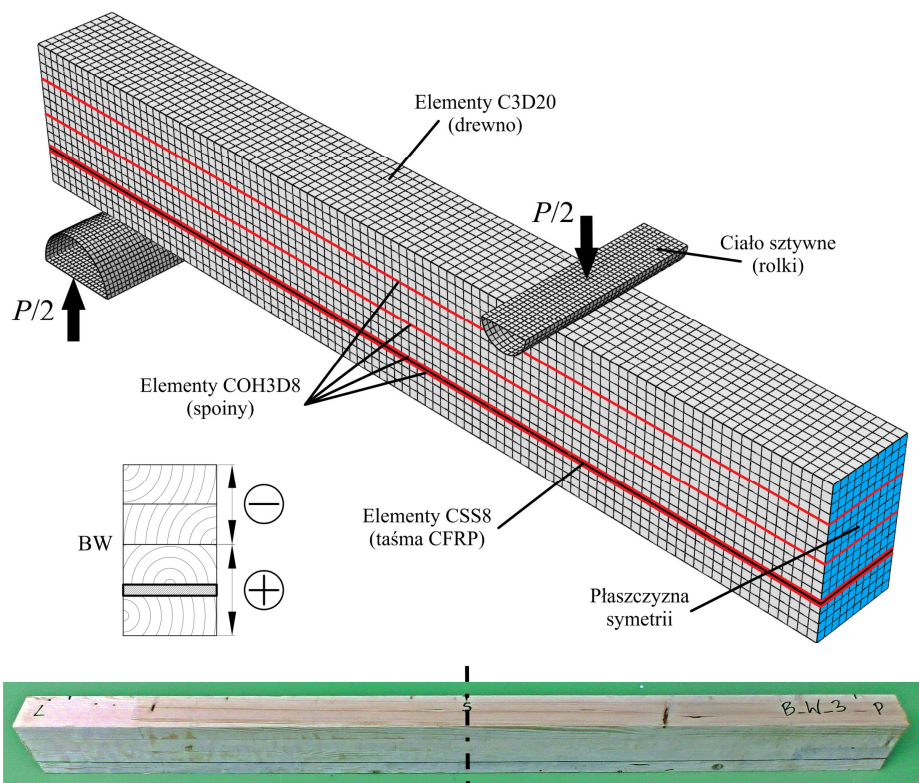
Wszystkie założenia teoretyczne i praktyczne do opracowanego modelu MES zostały przedstawione w poprzednich rozdziałach. Drewno modelowane było elementami C3D20 o wymiarze około 10 mm, spoina – elementami kohezyjnymi COH3D8 o wymiarze około 5 mm, natomiast taśma CFRP – elementami CSS8, również o wymiarze około 5 mm. W każdym przypadku stosowany był uproszczony teoretyczny podział na strefę rozciąganą i ściskaną. Kolejne modele wraz z podziałami na strefy oraz przykładowymi próbkami przedstawiono na rysunkach 6.13–6.15. W tabelach 6.3–6.5 zestawiono również liczbę elementów oraz węzłów w każdym z modeli.



Rys. 6.13. Model MES belki z drewna klejonego (B) oraz przykładowa próbka laboratoryjna. Oznaczenia: P – siła

Tab. 6.3 Liczba elementów i węzłów w modelu belki „B”

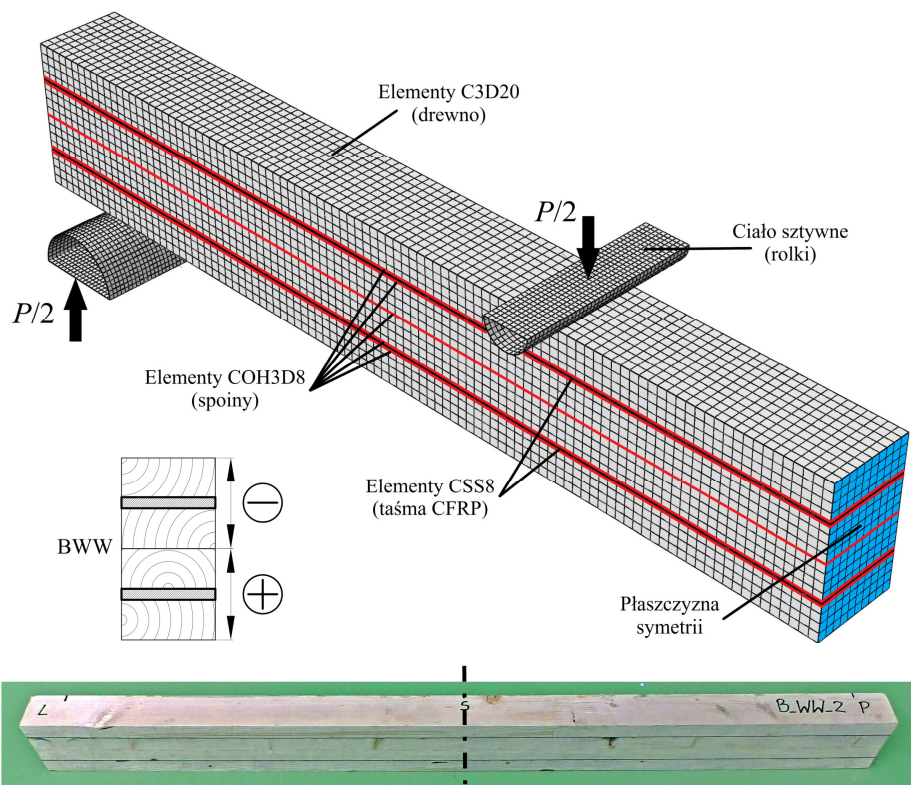
| Część modelu | Typ elementu | Liczba elementów | Liczba węzłów |
|-----------------|--------------|------------------|---------------|
| Drewno | C3D20 | 16000 | 82196 |
| Spoina | COH3D8 | 12000 | 25326 |
| Rolki podporowe | R3D4 | 3276 | 3354 |



Rys. 6.14. Model MES belki z jedną wkładką CFRP (BW) oraz przykładowa próbka laboratoryjna.
Oznaczenia: P – siła

Tab. 6.4 Liczba elementów i węzłów w modelu belki „BW”

| Część modelu | Typ elementu | Liczba elementów | Liczba węzłów |
|-----------------|--------------|------------------|---------------|
| Drewno | C3D20 | 16000 | 82196 |
| Spoina | COH3D8 | 16000 | 33768 |
| Taśma CFRP | CSS8 | 4000 | 8442 |
| Rolki podporowe | R3D4 | 3276 | 3354 |



Rys. 6.15. Model MES belki z dwoma wkładkami CFRP (BWW) oraz przykładowa próbka laboratoryjna. Oznaczenia: P – siła

Tab. 6.5 Liczba elementów i węzłów w modelu belki „BWW”

| Część modelu | Typ elementu | Liczba elementów | Liczba węzłów |
|-----------------|--------------|------------------|---------------|
| Drewno | C3D20 | 16000 | 82196 |
| Spoina | COH3D8 | 20000 | 42210 |
| Taśma CFRP | CSS8 | 8000 | 16884 |
| Rolki podporowe | R3D4 | 3276 | 3354 |

W przedstawionych układach warunki brzegowe nie były oczywiste. Wykonane ze stali rolki dolne maszyny ZWICK/ROELL Z3000H mogły obracać się pod naporem, natomiast rolki górne nie były zamocowane i mogły się przesuwać/obracać w ograniczonym zakresie, na skutek tego próbka w rzeczywistości również mogła się lekko przesuwać. W modelu nie było możliwe zwolnienie obrotu i przesuwu na podporach, ponieważ powodowałyby to brak zbieżności rozwiązania. Dodatkowym problemem było „układanie się” próbki przed jej rzeczywistą pracą statyczną, z uwagi na możliwość wystąpienia niewielkich nierówności wykonawczych oraz dopasowywanie się elementów nienależących bezpośrednio do maszyny wytrzymałościowej (trawers, rolki górne).

Powyższe warunki brzegowe uwzględniono poprzez dobór właściwej wartości współczynnika tarcia, dopasowując sztywność układu do rzeczywistej sztywności liniowo-sprężystej badanych belek. Sztywność obliczano w przedziale siły $P = 5\text{--}25$ kN, wyznaczając w nim nachylenie linii trendu. Wszystkie wyniki sztywności z badań laboratoryjnych zestawiono w tabeli 6.6. Średnie uzyski w sztywności belek z wkładkami CFRP względem belek referencyjnych wyniosły odpowiednio: $BW/B = 8.7\%$, $BWW/B = 12.5\%$.

Tab. 6.6 Sztywności układu z badań laboratoryjnych

| Nr próbki | Sztywność układu K_u [kN/mm] | | |
|----------------|--------------------------------|-------------------|--------------------|
| | Konfiguracja „B” | Konfiguracja „BW” | Konfiguracja „BWW” |
| 1 | 2.907 | 2.922 | 3.459 |
| 2 | 2.797 | 3.099 | 3.326 |
| 3 | 3.384 | 3.477 | 3.063 |
| 4 | 2.963 | 2.929 | 3.113 |
| 5 | 3.130 | 3.177 | 3.593 |
| 6 | 2.925 | 3.774 | 3.301 |
| 7 | 2.285 | 2.775 | 3.091 |
| Średnia | 2.913 | 3.165 | 3.278 |

Dla podstawowej wartości współczynnika tarcia pomiędzy drewnem a stalą, wynoszącym $\mu = 0.2$, układ wykazywał się sztywnością większą średnio o 3.5%. W drodze iteracji zmniejszono zatem współczynnik tarcia co 0.01 i poszukiwano sztywności, przy których różnica dla wszystkich rodzajów belek była możliwie najmniejsza. Ostatecznie określono współczynnik tarcia o wartości minimalnej $\mu = 0.01$, która pełni jedynie rolę warunku brzegowego. Całkowite pominięcie tarcia powodowałyby bowiem niestabilność modelu. Ostatecznie średnie odchylenie wyników nie przekraczało 1%. Wartości sztywności przedstawiono w tabeli 6.7.

Tab. 6.7 Dobór współczynnika tarcia w celu otrzymania prawidłowej sztywności

| Współczynnik tarcia (μ) | Sztywność belek z drewna klejonego ($K_{u,B}$) [kN/mm] | Sztywność belek z drewna klejonego z pojedynczą wkładką CFRP ($K_{u,BW}$) [kN/mm] | Sztywność belek z drewna klejonego z podwójną wkładką CFRP ($K_{u,BWW}$) [kN/mm] |
|----------------------------------|--|---|--|
| Badania laboratoryjne (nieznany) | 2.913 | 3.165 | 3.278 |
| $\mu = 0.2$ | 3.030 | 3.241 | 3.428 |
| $\mu = 0.01$ | 2.915 | 3.129 | 3.307 |
| Różnica (MES/Lab) | 0.07% | 1.14% | 0.88% |

W odnalezionej literaturze często stosowano założenie idealnego (węzłowego) połączenia między elementami. W programie Simulia ABAQUS jest to połączenie typu „TIE”, bazujące na zależności typu „surface to surface” – powierzchnia do powierzchni lub „node to surface” – węzeł do powierzchni. Dzięki dokładnej analizie sztywności kohezyjnej spoin w rozdziale 5, możliwe było oszacowanie wpływu podobnego założenia na otrzymywane wyniki. Każdy model przeliczono dla prawie idealnego połączenia (o bardzo dużej sztywności – około 1000 razy większej od wyznaczonej w badaniach) i wykonano porównanie do modeli ze sztywnością kohezyjną połączenia otrzymaną w badaniach laboratoryjnych, a wyniki zestawiono w tabeli 6.8.

Tab. 6.8 Porównanie wyników dla sztywności kohezyjnej kleju z badań oraz połączenia prawie idealnego

| Typ konfiguracji | Obliczenia ze sztywnością kohezyjną kleju | Obliczenia z połączeniem prawie idealnym | Różnica procentowa [%] |
|------------------|---|--|------------------------|
| B | 2.915 | 2.990 | 2.57 |
| BW | 3.129 | 3.273 | 4.60 |
| BWW | 3.307 | 3.561 | 7.68 |

Różnice były wyraźnie zauważalne i rosły wraz z dodawaniem kolejnych wkładek z taśm CFRP. Potwierdza to tezę, że w sztywność kohezyjną spoin wpływa na otrzymywane wyniki i konieczne jest jej uwzględnianie.

6.4.3 Praca sprężysto-plastyczna belek

Analiza nieliniowa, ze względu na dużą liczbę parametrów, jest znacznie bardziej skomplikowana niż analiza liniowa. Zauważono, że zastosowanie do modelowania drewna tych samych parametrów co w rozdziale 3, powoduje większe nachylenie krzywej podczas pracy plastycznej, względem badań laboratoryjnych.

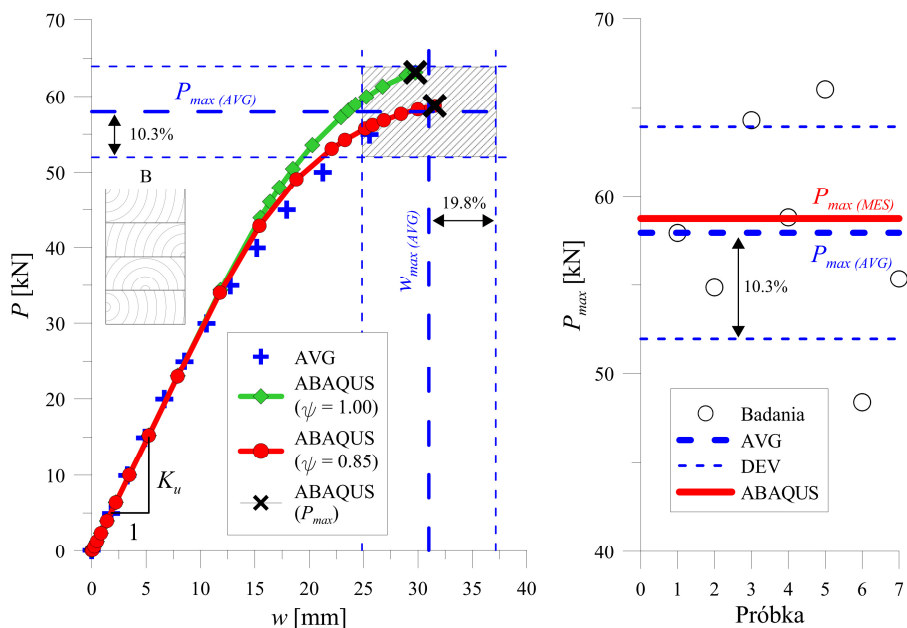
W drodze analizy stwierdzono, że powodem takiej sytuacji może być różnica w schemacie statycznym badania. Pierwotny model drewna przy zginaniu przewidywał zginanie trójpunktowe, w którym uplastycznienie występuje na środku elementu, czyli w miejscu punktowego przyłożenia siły. Pomimo niezauważalnego wgniecenia, ta sytuacja powodowała nałożenie się w jednym miejscu plastyczności w dwóch kierunkach – podłużnym i poprzecznym. Miało to wpływ na nieodpowiednie działanie modelu materiałowego poprzez zawyżenie wytrzymałości wzdłuż włókien. W schemacie czteropunktowego zginania, obciążenie punktowe jest mniejsze oraz nie jest zlokalizowane w miejscu uplastyczniania się belki wskutek przekroczenia wytrzymałości na ściskanie wzdłuż włókien. Z tego względu, w celu korekty modelu i dopasowania otrzymywanych wyników do badań laboratoryjnych, wprowadzono współczynnik redukujący ψ . Założono, że zależność pomiędzy współczynnikami $R_{11}(+)$ i $R_{11}(-)$ z modelu drewna przedstawionego w rozdziale nr 3 pozostanie taka sama. Współczynnik ψ był zatem jednakowy dla obu wartości R_{11} i zmieniał wartość współczynników Hilla w następujący sposób:

$$R_{11}(+)_{red} = \psi \cdot R_{11}(+) \quad R_{11}(-)_{red} = \psi \cdot R_{11}(-) \quad (6.4)$$

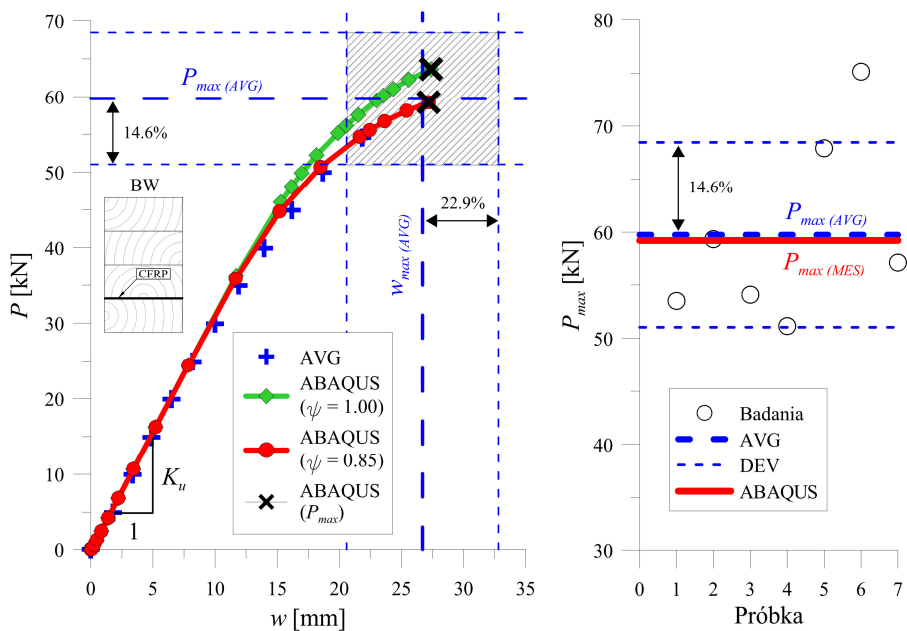
Potwierdzeniem powyższej tezy, dotyczącej szczególnego przypadku nałożenia się plastyczności w dwóch kierunkach podczas trójpunktowego zginania, było dopasowanie do wartości średnich po zastosowaniu jednakowego współczynnika do wszystkich modeli. Najlepszą zbieżność osiągnięto dla parametru $\psi = 0.85$. Wyniki przedstawiono kolejno na rysunkach 6.16–6.18 oraz zestawiono w tabeli 6.9.

Tab. 6.9 Wyniki przemieszczenia maksymalnego i siły maksymalnej w badaniach i modelu MES

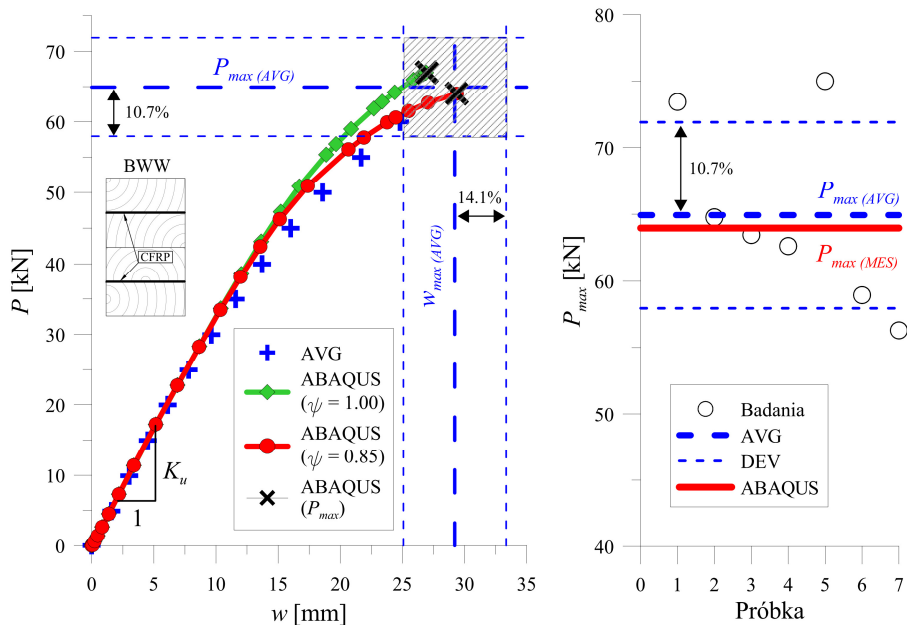
| Nr próbki | Konfiguracja „B” | | Konfiguracja „BW” | | Konfiguracja „BWW” | |
|---|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|--------------------|-------------------|
| | w_{max} [mm] | P_{max} [kN] | w_{max} [mm] | P_{max} [kN] | w_{max} [mm] | P_{max} [kN] |
| 1 | 33.91 | 57.946 | 21.66 | 53.500 | 31.57 | 73.440 |
| 2 | 27.96 | 54.853 | 25.01 | 59.350 | 30.17 | 64.763 |
| 3 | 34.76 | 64.316 | 23.28 | 54.070 | 29.79 | 63.457 |
| 4 | 27.12 | 58.820 | 20.68 | 51.146 | 29.40 | 62.628 |
| 5 | 36.87 | 66.080 | 31.53 | 67.897 | 35.19 | 75.020 |
| 6 | 20.14 | 48.390 | 37.86 | 75.129 | 26.33 | 58.944 |
| 7 | 36.26 | 55.353 | 26.86 | 57.167 | 22.03 | 56.296 |
| Średnia | 31.00 | 57.965 | 26.70 | 59.751 | 29.21 | 64.935 |
| MES $\psi = 0.85$ | 31.54 | 58.758 | 27.20 | 59.228 | 29.38 | 63.977 |
| Różnica (MES/Lab) | 1.74% | 1.37% | 1.87% | 0.88% | 0.58% | 1.50% |



Rys. 6.16. Porównanie wyników analiz numerycznych z badaniami laboratoryjnymi dla dźwigarów typu „B”



Rys. 6.17. Porównanie wyników analiz numerycznych z badaniami laboratoryjnymi dla dźwigarów typu „BW”



Rys. 6.18. Porównanie wyników analiz numerycznych z badaniami laboratoryjnymi dla dźwigarów typu „BWW”

Oznaczenia na rysunkach 6.16–6.18:

- AVG – średnie wyniki z badań laboratoryjnych,
- DEV – odchylenie standardowe wyników laboratoryjnych,
- ABAQUS lub MES – wyniki z modelu numerycznego,
- P_{max} – siła maksymalna,
- w_{max} – przemieszczenie maksymalne,
- zakreskowane pole – odchylenie standardowe wyników (P_{max}/w_{max}).

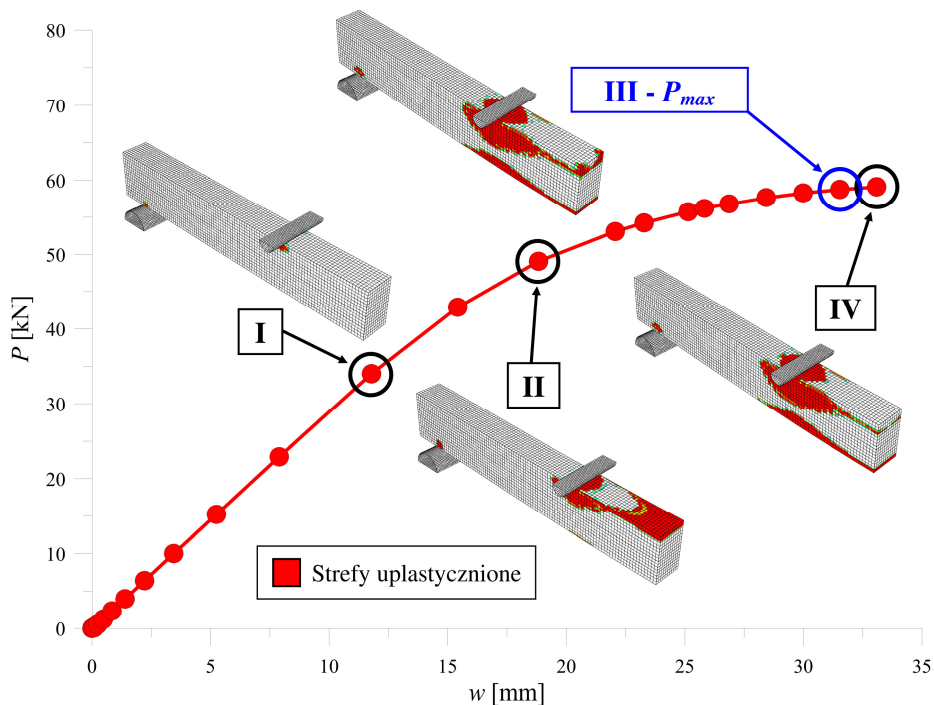
6.4.4 Zasady określania siły maksymalnej

W prowadzonych badaniach i obliczeniach materiał drewna przyjęto jako sprężysto-idealnie plastyczny, zatem w obliczeniach należało określić moment uznania elementu za zniszczony. Domyślnie analiza byłaby prowadzona wystąpienia błędu wynikającego ze zbyt znacznego zniekształcenia elementów skończonych.

Przykładowy przebieg obliczeń przedstawiono na rysunku 6.19, na podstawie belki typu „B”. Pracę belki podzielono na 4 etapy:

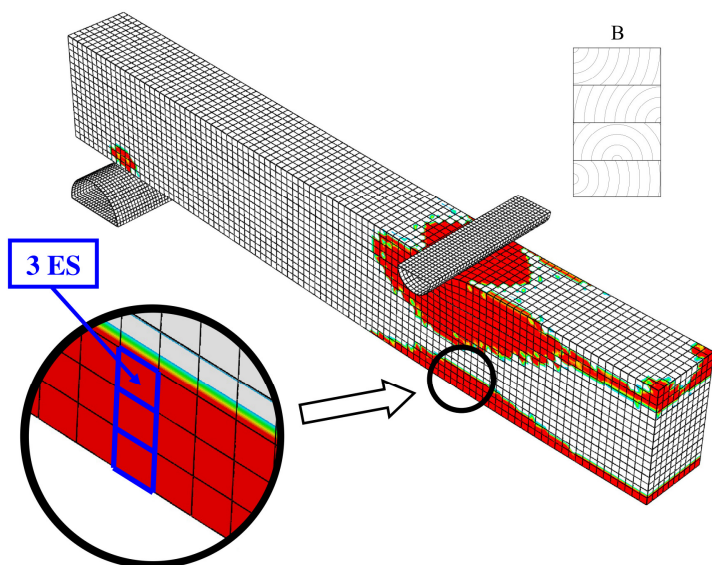
- Etap I – praca liniowo-sprężysta uwzględniająca wgniatanie drewna w okolicach podpór,

- Etap II – uplastycznianie lameli górnej,
- Etap III – częściowe odciążenie lameli górnej ze zwiększeniem uplastycznienia lameli dolnej – etap, w którym uznawano siłę za maksymalną.
- Etap IV – zniszczenie elementu – odciążenie lameli górnej z jednoczesnym znacznym zwiększeniem uplastycznienia lameli dolnej.

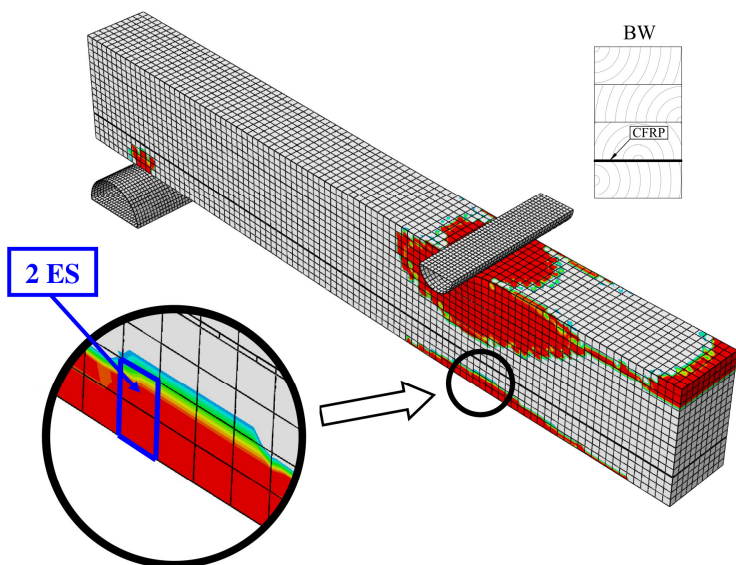


Rys. 6.19. Przebieg siła-ugięcie (P/w) na podstawie modelu MES – od początku analizy do zniszczenia. Oznaczenia: P_{max} – siła maksymalna, I, II, III – poszczególne etapy pracy belki

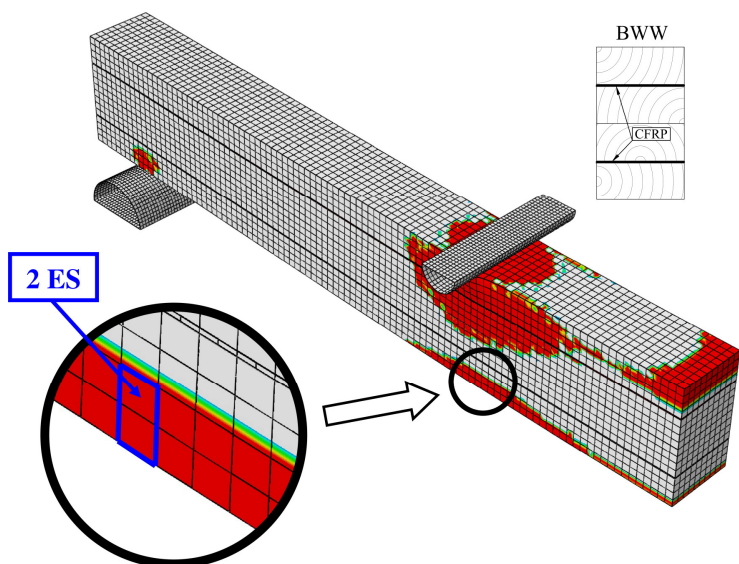
Lamela dolna ulegała uplastycznieniu w różnym zakresie, w zależności od konfiguracji. Dla belek typu „B” były to 3 pełne elementy skończone, dla belek typu „BW” – 2 niepełne elementy skończone, natomiast „BWW” – 2 pełne elementy skończone. Dokładnego wyszczególnienia punktu siły maksymalnej oraz zniszczenia elementu dokonano dla każdego typu belki na rysunkach 6.20–6.22. Identyczne kryteria stosowano w interpretacji wyników w dalszej części pracy.



Rys. 6.20. Zasada wyznaczania końca analizy w modelu MES dla belki typu „B”.
Oznaczenia: ES – element skończony



Rys. 6.21. Zasada wyznaczania końca analizy w modelu MES dla belki typu „BW”.
Oznaczenia: ES – element skończony



Rys. 6.22. Zasada wyznaczania końca analizy w modelu MES dla belki typu „BWW”.
Oznaczenia: ES – element skończony

6.4.5 Identyfikacja zniszczenia belek – metoda DIC i zdjęcia

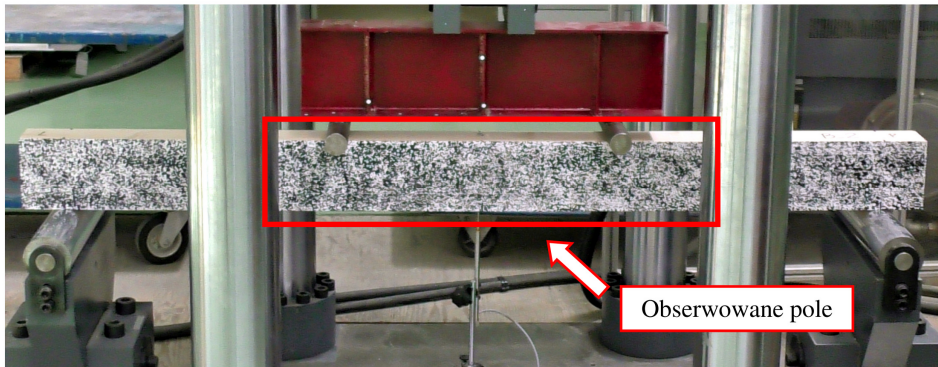
Identyfikacji zniszczenia belek dokonano na dwóch reprezentatywnych przykładach z każdej konfiguracji. Następnie na jednym z nich omówiono wyniki otrzymane z modelu MES, w porównaniu do metody cyfrowej korelacji obrazu. Metodą DIC obserwowany był jedynie środek próbki, ze względu na ograniczenie widoczności przez podpory maszyny wytrzymałościowej. Miało to jednak niewielki wpływ na przedstawienie i porównanie sposobu zniszczenia próbek, ponieważ pękanie występowało zwykle w strefie pomiędzy rolkami górnymi. Dla wszystkich przykładów przyjęto taki sam zakres odkształceń, których przekroczenie oznaczało uplastycznienie materiału – odczytywano odkształcenia wzdłuż włókien:

$$\varepsilon_{Compr} = \frac{f_{c,1}}{E_1} = \frac{34.80 \text{ MPa}}{11.439 \text{ GPa}} = 0.304 \% \quad (6.5)$$

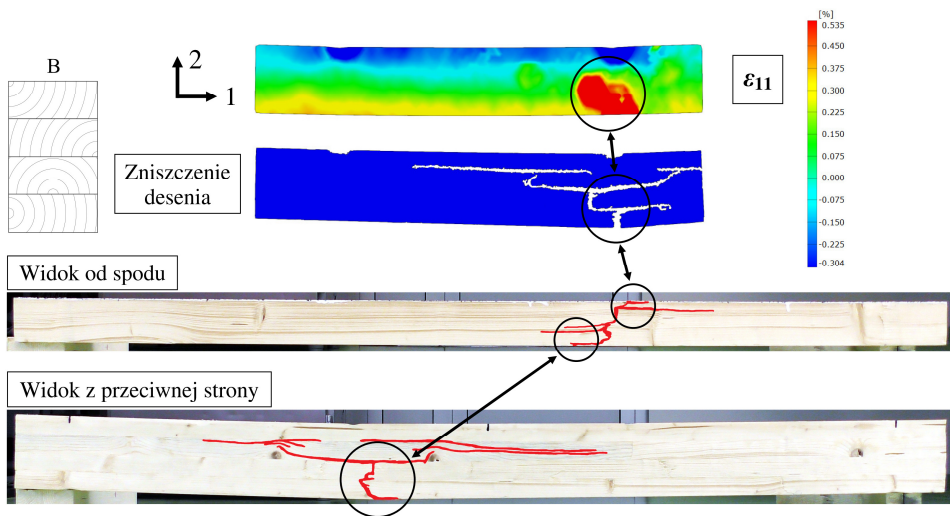
$$\varepsilon_{Tens} = \frac{f_{t,1}}{E_1} = \frac{61.17 \text{ MPa}}{11.439 \text{ GPa}} = 0.535 \% \quad (6.6)$$

Wyniki zaprezentowano jako połączenie bitmap z metody DIC (płaszczyzna przednia) dla obserwowanego pola zaznaczonego na rysunku 6.23 oraz zdjęć pozostałych istotnych płaszczyzn (dolna i tylna) dla całej belki. Na płaszczyźnie

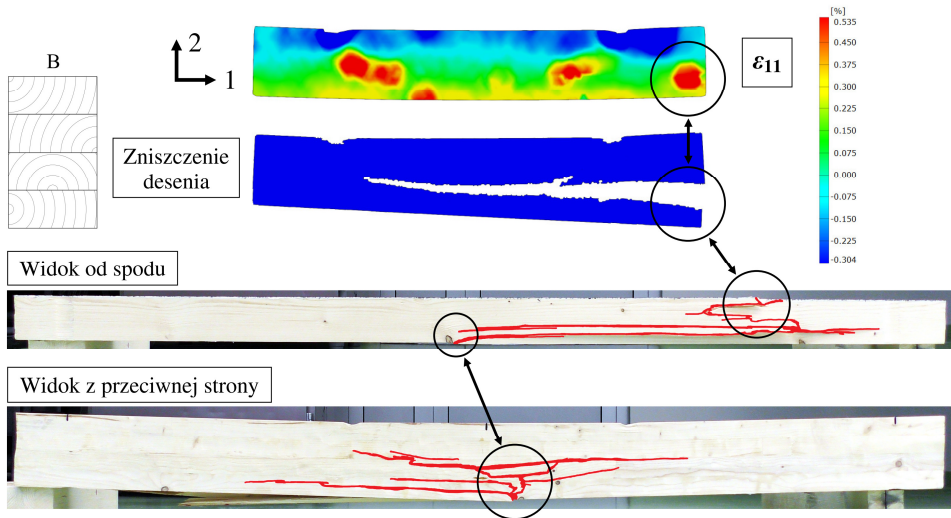
przedniej obserwowano rozkład odkształceń wzdłuż belki oraz sposób zniszczenia desenia, natomiast na zdjęciach pokazano przebiegi pęknięć poszczególnych belek, które zostały wcześniej zaznaczone markerem na zniszczonej próbce (Rys. 6.24–6.29).



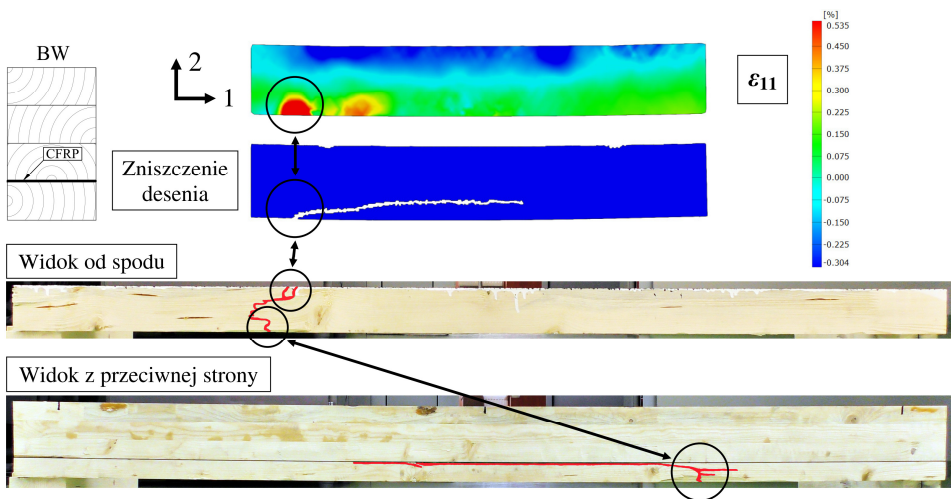
Rys. 6.23. Oznaczenie pola obserwowanego metodą DIC



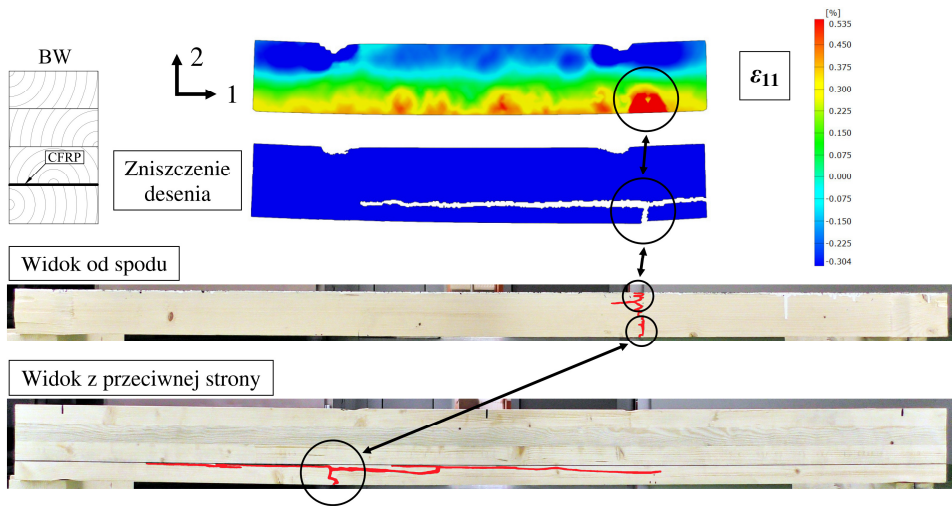
Rys. 6.24. Pierwszy przykład identyfikacji zniszczenia belki typu „B”.
Oznaczenia: ϵ_{11} – odkształcenia wzdłuż osi nr 1



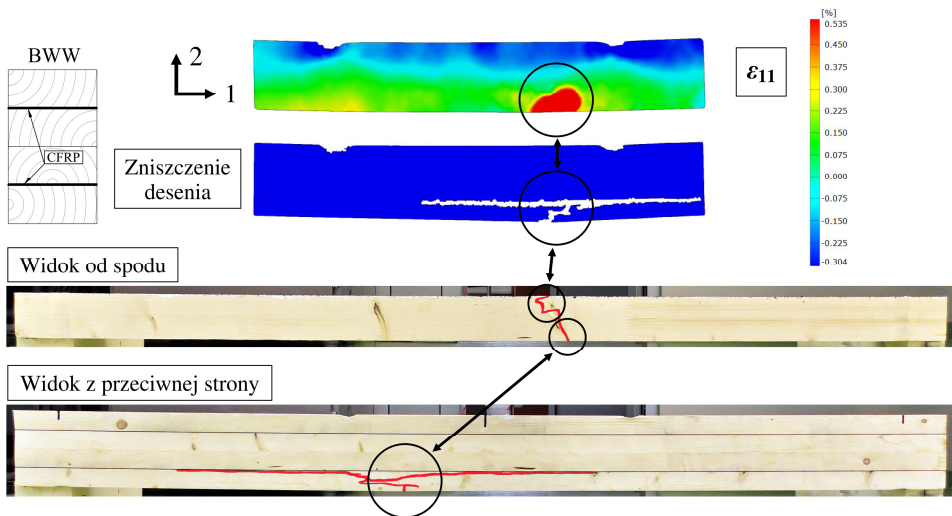
Rys. 6.25. Drugi przykład identyfikacji zniszczenia belki typu „B”.
Oznaczenia: ε_{11} – odkształcenia wzdłuż osi nr 1



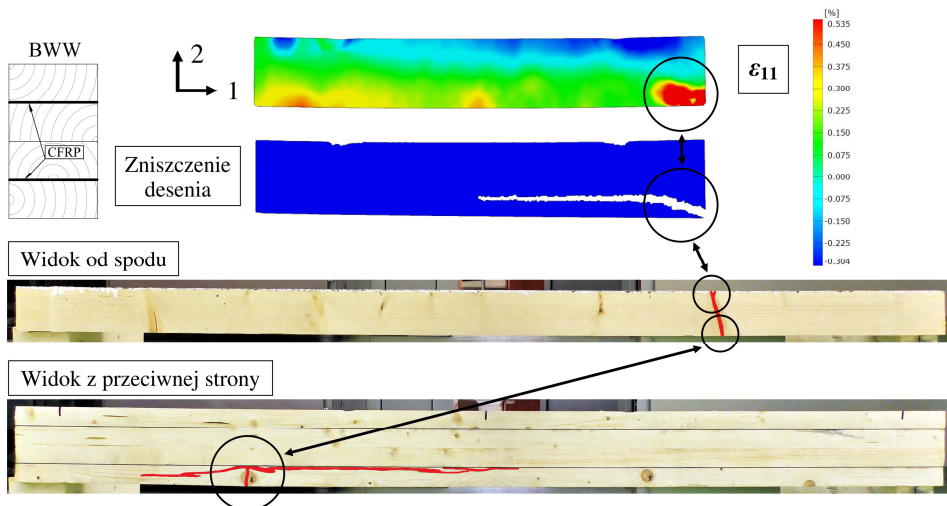
Rys. 6.26. Drugi przykład identyfikacji zniszczenia belki typu „BW”.
Oznaczenia: ε_{11} – odkształcenia wzdłuż osi nr 1



Rys. 6.27. Drugi przykład identyfikacji zniszczenia belki typu „BW”.
Oznaczenia: ϵ_{11} – odkształcenia wzdłuż osi nr 1

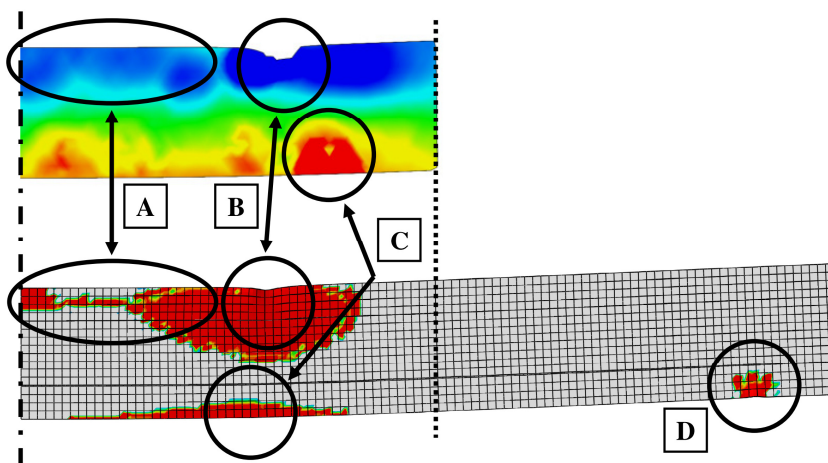


Rys. 6.28. Pierwszy przykład identyfikacji zniszczenia belki typu „BWW”.
Oznaczenia: ϵ_{11} – odkształcenia wzdłuż osi nr 1



Rys. 6.29. Drugi przykład identyfikacji zniszczenia belki typu „BWW”.
Oznaczenia: ε_{11} – odkształcenia wzdłuż osi nr 1

Metoda DIC umożliwiła także porównanie wyników otrzymywanych w próbach laboratoryjnych oraz modelu MES. Na rysunku 6.30 wybrano jeden reprezentatywny przykład i porównano miejsca charakterystyczne.



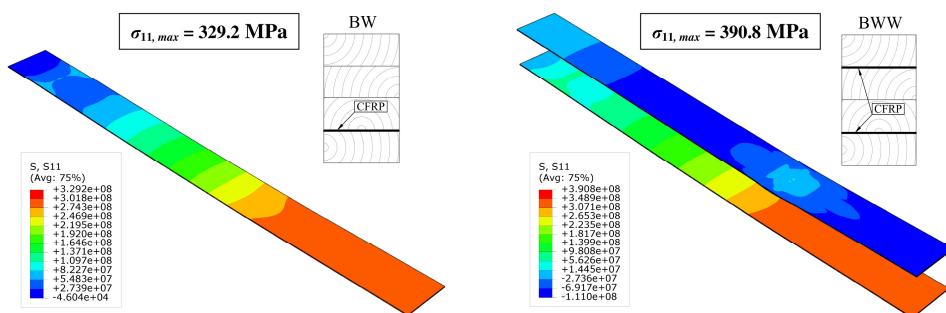
Rys. 6.30. Porównanie wyników z metody DIC oraz modelu MES.
Oznaczenia: A,B,C,D – wydzielone strefy opisane w tekście

Wyszczególniono 3 strefy, w których możliwe jest porównanie modelu MES z metodą DIC oraz wskazano jedną dodatkową strefę charakterystyczną dla drewna. Występują w nich kolejno:

- A – uplastycznianie górnej lameli w wyniku ściskania,
- B – wgniatanie drewna przy górnej rolce,
- C – pęknięcie w wyniku przekroczenia dopuszczalnych naprężeń rozciągających w dolnej lameli,
- D – wgniatanie drewna przy dolnej rolce (mniejsze niż w przypadku rolki górnej, ze względu na jej dwukrotnie większą średnicę).

Powyższe zestawienie świadczy o właściwym odwzorowaniu rzeczywistego zachowania zginanych dźwigarów, zarówno przy ściskaniu, jak i rozciąganiu.

Pomimo tego, że zniszczenie określono jako pęknięcie dolnej lameli, występowała wyraźna różnica w sposobie zniszczenia całego elementu. Belki z drewna klejonego ulegały degradacji na większej części przekroju, natomiast w belkach ze zbrojeniem taśmami CFRP, zatrzymywała się ona na taśmie dolnej. Powodem tego był znaczny zapas nośności kompozytu CFRP, co można pokazać na podstawie naprężeń z modelu numerycznego (Rys. 6.31).



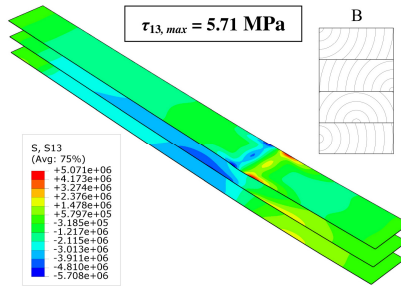
Rys. 6.31. Naprężenia w taśmie CFRP w belce typu „BW” oraz „BWW” w momencie zniszczenia lameli dolnej. Oznaczenia: $\sigma_{11, max}$ – maksymalne naprężenia rozciągające wzdłuż osi nr 1, S11 – wartości naprężeń rozciągających wzdłuż osi nr 1 odczytane z programu ABAQUS

Maksymalne naprężenia rozciągające w taśmie CFRP w belce typu „BW” oraz „BWW”, w momencie zniszczenia lameli dolnej, wyniosły 390.8 MPa. Stanowi to niespełna 14% naprężeń dopuszczalnych przenoszonych przez taśmę.

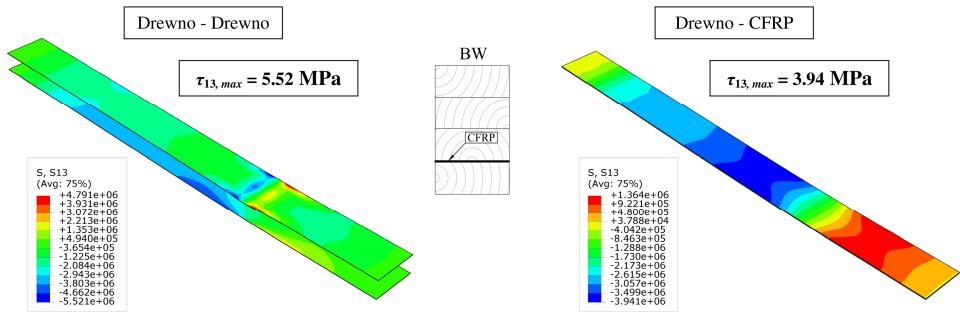
6.4.6 Delaminacja połączeń klejonych

Zarówno w badaniach laboratoryjnych, jak i w modelu, w żadnej z prób nie nastąpiła delaminacja połączeń klejonych w wyniku ścięcia spoiny. Główną

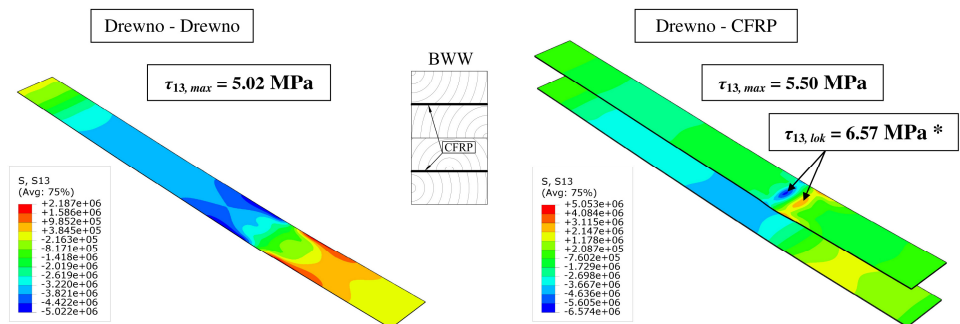
przyczyną zniszczenia dźwigarów było przekroczenie naprężeń rozciągających w lameli dolnej. Maksymalne wartości naprężeń stycznych występujących w połączeniach pokazano na rysunkach 6.32–6.34. Oznaczenia: $\tau_{13,max}$ – maksymalne naprężenia styczne w płaszczyźnie 1-3, S13 – wartości naprężeń stycznych w płaszczyźnie 1-3 odczytane z programu ABAQUS.



Rys. 6.32. Naprężenia styczne w spoinach w belce typu „B”



Rys. 6.33. Naprężenia styczne w spoinach w belce typu „BW”



Rys. 6.34. Naprężenia styczne w spoinach w belce typu „BWW”

W spoinach typu drewno-drewno naprężenia maksymalne wyniosły 5.71 MPa, co stanowiło około 58% naprężeń inicjujących pękanie. Natomiast w spoinach typu drewno-CFRP były one równe 5.50 MPa, co stanowiło 79% naprężeń inicjujących pękanie. W drugim przypadku występował również efekt lokalny wgniatania drewna w miejscu przyłożenia obciążenia (Rys. 6.34 – naprężenia oznaczone gwiazdką), co powodowało nierzeczywiste zachowanie spoiny i wzrost naprężeń stycznych do wartości 6.57 MPa. Przypisywanie tego wyniku, jako krytycznego dla całej spoiny, nie byłoby zasadne.

Niewątpliwą zaletą kleju poliuretanowego jest stosunkowo niewielka sztywność, w porównaniu na przykład do klejów epoksydowych, która ogranicza możliwość powstawania koncentracji naprężeń w połączeniu. Pozwala to na uniknięcie rozwarstwiania się kompozytu. Jednocześnie może to być uznane za pewnego rodzaju wadę, ponieważ w momencie występowania dużej liczby spoin wyraźnie spada sztywność całego elementu klejonego.

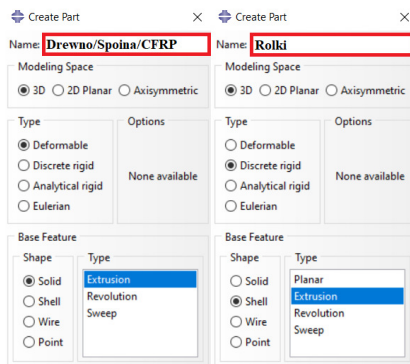
7 SYNTETYCZNY OPIS TWORZENIA MODELU MES

Poniższy rozdział powstał z myślą o naukowcach i inżynierach, którzy staną przed potrzebą rozwiązania podobnych problemów i będą chcieli do tego celu wykorzystać model MES zaprezentowany w niniejszej rozprawie doktorskiej. Opis technik modelowania przygotowano na podstawie belki w konfiguracji BW, która zawiera wszystkie elementy niezbędne do prezentacji algorytmu postępowania. Z uwagi na to, że program Simulia ABAQUS nie zapewnia polskojęzycznego interfejsu graficznego, w poniższym rozdziale przy opisach niektórych funkcji stosowane będą równoległe język polski i angielski.

Istotną kwestią jest sposób stosowania jednostek, których nie wybiera się bezpośrednio w programie. Należy wyznaczyć je samodzielnie i pamiętać w jaki sposób zostały określone przez cały czas tworzenia modelu.

7.1 Części modelu – *Parts*

Pierwszym etapem jest utworzenie oddzielnych części (*Parts*) modelu: lamele drewnianej, spoiny klejowej, taśmy CFRP i rolek maszyny wytrzymałościowej. Wszystkie części belki wprowadzane są jako *3D/Deformable/Solid/Extrusion*, natomiast rolki jako *3D/Discrete rigid/Shell/Extrusion* (Rys. 7.1). Dodanie punktów referencyjnych (*RP – Reference Points*) na środku rolek umożliwia stosunkowo prostą kontrolę nad warunkami brzegowymi i obciążeniami. Spoina drewno-drewno powinna zostać utworzona jako oddzielna część względem spoiny drewno-CFRP, ze względu na ich różne parametry materiałowe.



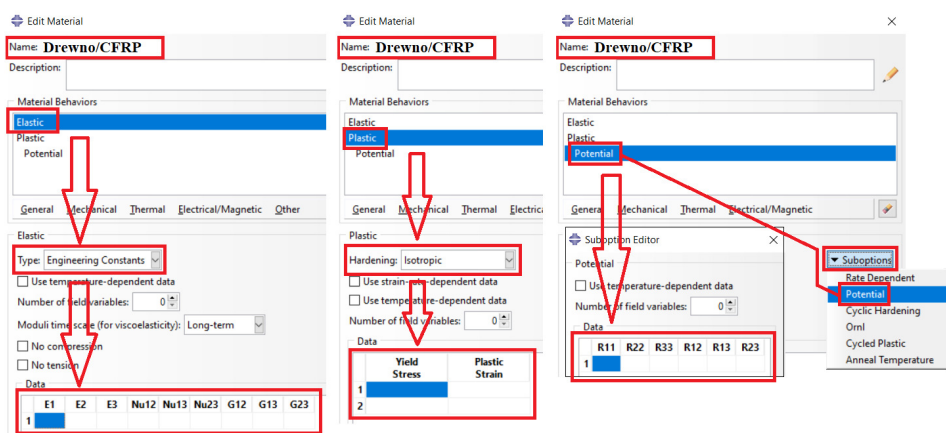
Rys. 7.1. Tworzenie części modelu

7.2 Materiały – *Materials*

Drugim etapem jest zdefiniowanie parametrów materiałowych (*Materials*), odmiennych dla każdej z części modelu. Rozróżnienie wytrzymałości drewna i taśmy CFRP przy rozciąganiu i ściskaniu można osiągnąć poprzez utworzenie

dwóch oddzielnych materiałów o różnych właściwościach. W jednym z nich jako wartość graniczna powinna zostać zdefiniowana wytrzymałość na rozciąganie, a w drugim wytrzymałość na ściskanie.

Materiały drewna i taśm CFRP (Tab. 7.1) wprowadzane są do programu jako *Elastic/Engineering Constants* i *Plastic/Isotropic* z opcją *Potential*. Umożliwia to ustawienie odpowiednich parametrów materiałowych podanych w rozdziale 3. Są nimi moduły sprężystości: E_1 , E_2 , E_3 , współczynniki Poissona: ν_{12} , ν_{13} , ν_{23} i moduły ścinania: G_{12} , G_{13} , G_{23} . Opcja *Potential* pozwala natomiast na zdefiniowanie wytrzymałości w odpowiednich kierunkach poprzez współczynniki funkcji Hilla – R_{11} , R_{22} , R_{33} , R_{12} , R_{13} , R_{23} . Tok postępowania stosowany w rozprawie przedstawiono na rysunku 7.2.

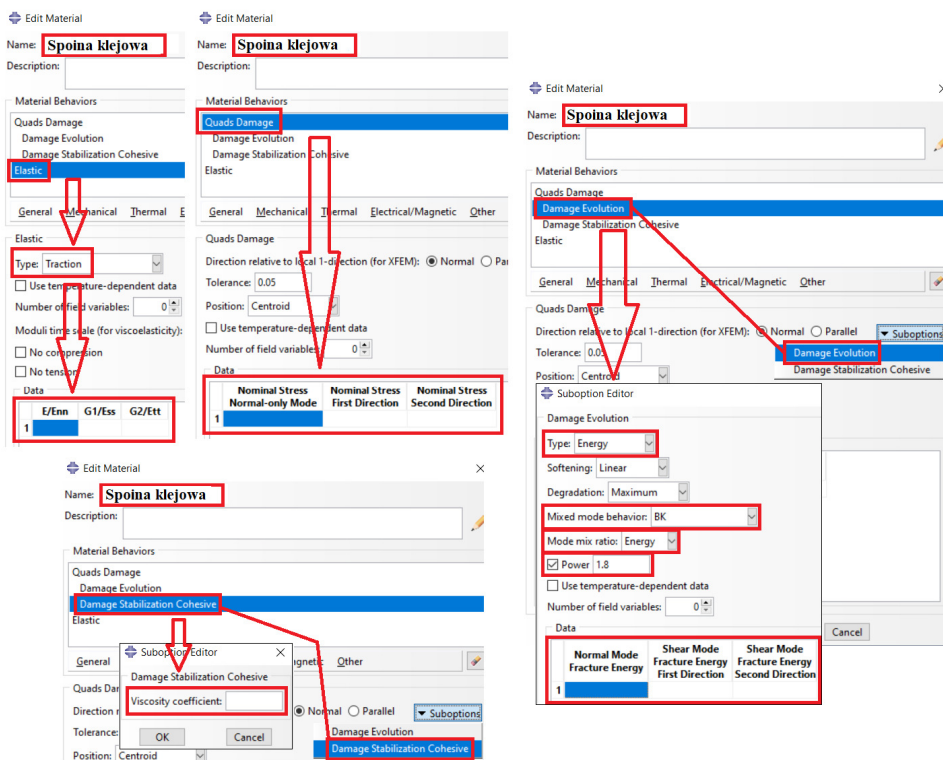


Rys. 7.2. Definiowanie parametrów materiałowych – Drewno/CFRP

Tab. 7.1 Parametry materiałowe drewna i taśmy CFRP zastosowane w modelu MES

| Opis | Oznaczenie | Drewno | Taśma CFRP |
|---|----------------------------|------------|------------|
| Moduły sprężystości w odpowiednich kierunkach | E_1 | 11.439 GPa | 7.1 GPa |
| | E_2 | 0.732 GPa | |
| | E_3 | 0.458 GPa | |
| Współczynniki Poissona | ν_{12} | 0.335 | 0.3 |
| | ν_{13} | 0.358 | |
| | ν_{23} | 0.416 | |
| Moduły ścinania w odpowiednich kierunkach | G_{12} | 0.715 GPa | 2.73 GPa |
| | G_{13} | 0.529 GPa | |
| | G_{23} | 0.069 GPa | |
| Wytrzymałość na rozciąganie wzdłuż włókien | $f_{t,1}$ | 61.17 MPa | 2800 MPa |
| Współczynniki funkcji Hilla | $R_{11}(+)$ | 0.680 | 1 |
| | $R_{11}(-)$ | 0.484 | 0.025 |
| | $R_{22} = R_{33}$ | 0.061 | 0.025 |
| | $R_{12} = R_{13} = R_{23}$ | 0.206 | 0.016 |

Materiały spoin klejowych (Tab. 7.2) wprowadzane są jako *Elastic/Traction* z opcją *Quads Damage*. Zastosowane w programie oznaczenia sztywności kohezyjnych połączenia mogą być mylące dla użytkownika. Ich prawidłowa interpretacja jest następująca: $K_{nn} = E/E_{nn}$ (moda I), $K_{ss} = G_1/E_{ss}$ (moda II), $K_{tt} = G_2/E_{tt}$ (moda III). Przy założeniu jednej wartości sztywności kohezyjnej, w każdej komórce należy wprowadzić identyczną wartość. Opcja *Quads Damage* pozwala na zastosowanie kwadratowego kryterium inicjacji pęknięcia. Do opisu postępującej delaminacji można wykorzystać podejście przemieszczeniowe lub energetyczne, wybierając *Suboptions/Damage Evolution*. Wprowadzenie współczynnika lepkości jest możliwe dzięki opcji *Suboptions/Damage Stabilization Cohesive*. Ciała sztywne, takie jak rolki, nie posiadają żadnych parametrów materiałowych, ponieważ są z definicji nieodkształcalne. Tok postępowania stosowany w rozprawie przedstawiono na rysunku 7.3.



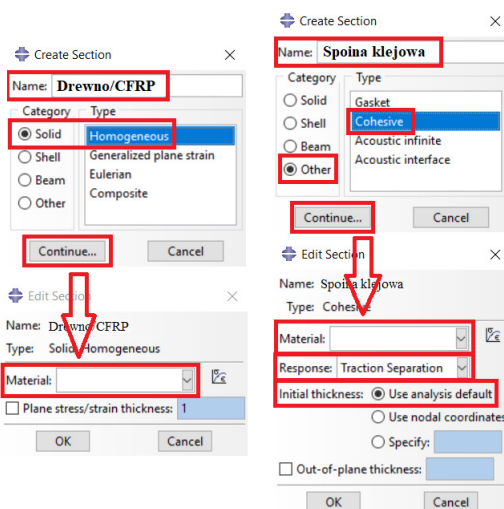
Rys. 7.3. Definiowanie parametrów materiałowych – Spoina klejowa

Tab. 7.2 Parametry materiałowe spoin klejowych zastosowane w modelu MES

| Opis | Oznaczenie | Spoina drewno-drewno | Spoina drewno-CFRP |
|--|----------------------------|----------------------|----------------------|
| Sztywność kohezyjna spoiny | K_a | 91.32 MPa/mm | 49.51 MPa/mm |
| Naprężenia odrywające inicjujące pęknięcie | σ_{Ic} | 3.19 MPa | 2.23 MPa |
| Naprężenia ścinające inicjujące pęknięcie | $\tau_{IIc} = \tau_{IIIc}$ | 9.92 MPa | 6.94 MPa |
| Wartość krytyczna współczynnika uwalniania energii w modzie I | G_{Ic} | 85 J/m ² | 42 J/m ² |
| Wartość krytyczna współczynnika uwalniania energii w modzie II i III | $G_{IIc} = G_{IIIc}$ | 820 J/m ² | 402 J/m ² |
| Potęga we wzorze <i>BK</i> | η | 1.8 | |
| Parametr lepkości | χ | 0.0005 | |

7.3 Przekroje – *Sections*

Trzecim etapem jest utworzenie przekrojów (*Sections*) odpowiadających poszczególnym materiałom. Dla drewna należy wybrać *Solid/Homogeneous*, natomiast dla spoiny klejowej *Other/Cohesive* i następnie *Response – Traction Separation, Initial thickness – use analysis default* (zapewnia to wykorzystanie podstawowego założenia dla elementów kohezyjnych – grubości jednostkowej). Tok postępowania stosowany w rozprawie przedstawiono na rysunku 7.4.



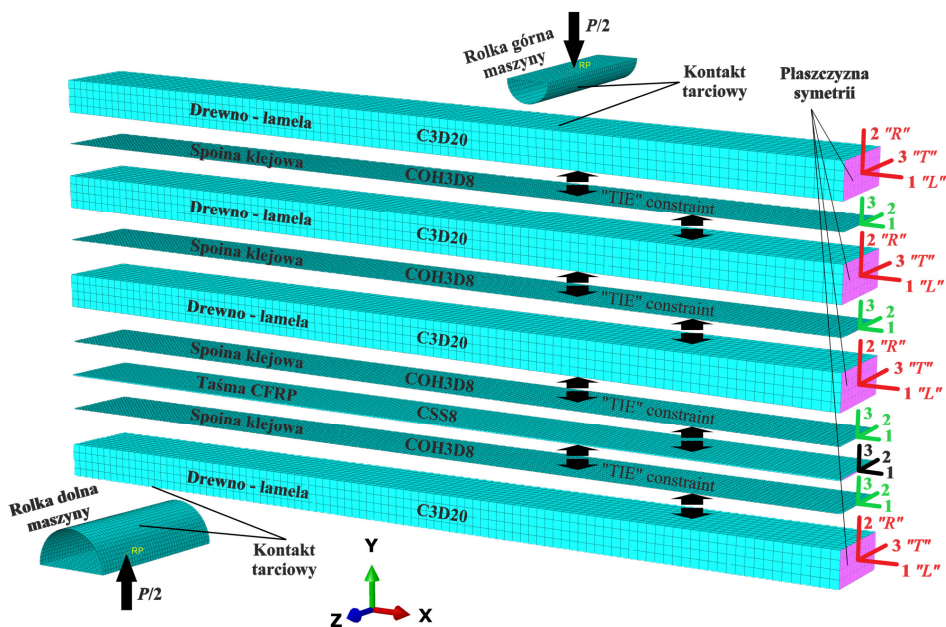
Rys. 7.4. Definiowanie przekrojów – Drewno/CFRP oraz spoina klejowa

7.4 Orientacja materiału – *Material's orientation*

Czwartym etapem jest ustawienie prawidłowej orientacji poszczególnych materiałów. Nieprawidłowe wykonanie tego etapu zazwyczaj skutkuje pojawianiem się błędów na samym początku analizy. Na rysunku 7.5 przedstawiono prawidłowe orientacje wszystkich materiałów zgodne z oznaczeniami stosowanymi w rozprawie. W programie Simulia ABAQUS osie 1, 2, 3 odpowiadają osiom X, Y, Z. Najlepszym rozwiązaniem jest utworzenie nowego układu lokalnego i przypisanie go do każdej części modelu.

7.5 Składanie modelu – *Assembling the model*

Piątym etapem jest składanie modelu poprzez definiowanie więzów (*Constraints*), oddziaływań (*Interactions*) i warunków brzegowych (*BC – Boundary Conditions*) zgodnie z rysunkiem 7.5. Wprowadzenie powyższych elementów we wstępnym kroku (*Initial Step*) pozwala na ich automatyczną propagację do kolejnych kroków. Jedyną metodą połączenia spoin klejowych z innymi elementami jest połączenie typu „*TIE*” *Constraint*. Bardzo ważne jest przypisanie odpowiednich powierzchni do poszczególnych elementów. Spoiny klejowe muszą zawsze posiadać status podrzędny (*Slave*), natomiast łączone elementy status główny (*Master*). Ustawienie odwrotne może powodować błędy obliczeniowe i nieprawidłowe postępowanie delaminacji. Współczynnik tarcia, zadawany w oddziaływaniach (*Interactions*) został przyjęty zgodnie z rozdziałem 6 rozprawy. Dodatkowym oddziaływaniem jest kontakt ogólny (*General Contact*) pomiędzy wszystkimi elementami uaktywniający się w przypadku wykrycia przez program elementów będących w kontakcie – zwłaszcza przy postępującej delaminacji. Kolejnym krokiem jest wprowadzenie warunków brzegowych (*BC – Boundary Conditions*). Dzięki utworzonym punktom referencyjnym (*RP – Reference Points*) w łatwy sposób można przypisać pełne utwierdzenie dolnej rolki (*Encastre*) oraz utwierdzenie z możliwością przesuwu pionowego poprzez *Displacement/Rotation* z zaznaczeniem blokady wszystkich stopni swobody oprócz przesuwu pionowego (U2). Następnie dodawana jest symetria względem płaszczyzny zaznaczonej na rysunku 7.5. wzdłuż osi X (*Symmetry/XSYMM*), również z wykorzystaniem warunków brzegowych (*BC – Boundary Conditions*), co pozwala na modelowanie jedynie połowy belki. Takie podejście zapewnia lepszą stabilność modelu oraz zmniejsza liczbę elementów skończonych, skracając czas potrzebny na przeprowadzenie obliczeń. Kiedy współczynnik tarcia ma bardzo małą wartość może okazać się konieczne zablokowanie przesuwu wzdłuż osi Z, które należy wykonać w neutralnym miejscu modelu.



Rys. 7.5. Składanie modelu MES

7.6 Siatka elementów skończonych – *Mesh*

Szóstym etapem jest siatkowanie części (*Parts*) i ustawienie kierunku ich ułożenia. Nawiązując do poprzednich rozdziałów niniejszej monografii, w której przedstawiono wyniki badań laboratoryjnych i symulacji numerycznych, siatka elementów skończonych powinna spełniać warunki przedstawione poniżej. Autor rozprawy zastrzega, że wszelkie modyfikacje siatki powinny zostać sprawdzone w oparciu o badania laboratoryjne. Wszystkie zastosowane elementy siatki bazują na czworobokach i są następujące dla poszczególnych części modelu:

- Lamelle drewniane – C3D20
– wymiary około $10 \times 10 \times 10$ mm
- Spoiny klejowe – COH3D8
– wymiary około $5 \times 5 \times 0.1$ mm
- Taśmy CFRP – CSS8
– wymiary około $5 \times 5 \times 1.4$ mm
- Rolki maszyny – R3D4
– wymiary około 5×5 mm

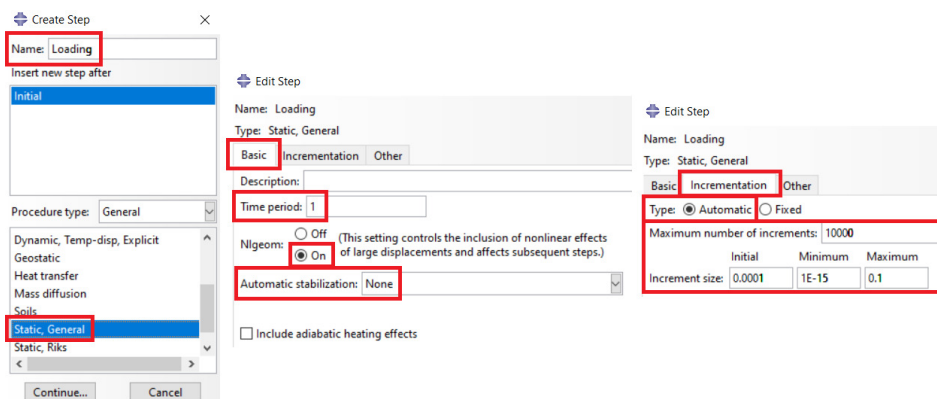
Po utworzeniu siatki konieczne jest ustawienie odpowiedniego kierunku ułożenia części modelu z wykorzystaniem *Mesh/Orientation/Stack*. Jest to bardzo istotne, ze względu na to, że program Simulia ABAQUS domyślnie przydziela

elementom zupełnie losowe płaszczyzny łączące elementy. Należy jednak wybrać płaszczyzny, które w rzeczywistości pozostają w kontakcie. Pozostawienie ustawień domyślnych spowoduje wystąpienie błędu lub pojawienie się nierzeczywistego zachowania kompozytu.

7.7 Kroki – Steps

Siódmym etapem jest utworzenie kroku obciążenia (*Loading*) wraz z wyborem sposobu obciążenia. Okres czasowy (*Time period*) powinien być równy 1. Opcja *Nlgeom* powinna być aktywna, co zapewni uwzględnienie wszystkich nieliniowości. Niepotrzebnym wyborem jest stabilizacja automatyczna (*Automatic stabilization*), która może generować sztuczne i niekontrolowane efekty. Sposób doboru przyrostów obciążenia (*Incrementation Type*) powinien być automatyczny (*Automatic*). Wielkość przyrostu (*Increment size*) powinna być wystarczająco mała w celu wykrycia kontaktu na początku analizy. Zwiększanie maksymalnej liczby przyrostów (*Maximum number of increments*), w porównaniu do wartości domyślnej, daje możliwość prowadzenia dłuższej analizy w przypadku wielu iteracji. Maksymalna wielość przyrostu (*Maximum increment size*) zależy od oczekiwanego zagęszczenia wyników. Proponowane wartości przedstawiono na rysunku 7.6.

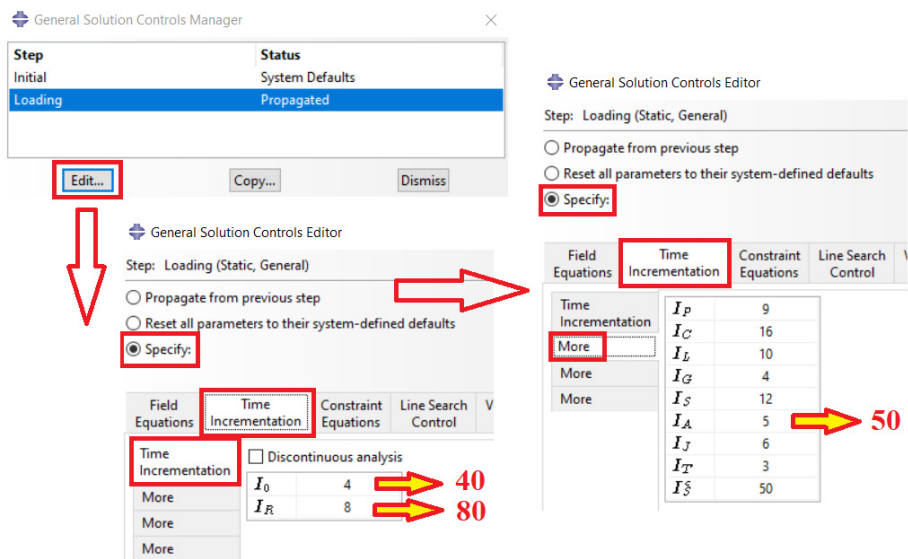
Punkt referencyjny (*RF – Reference Point*) upraszcza sposób obciążania konstrukcji za pomocą siły lub przemieszczenia. Dodatkowo pozwala on na sprawdzanie wartości podczas analizy. Siłę przykłada się za pomocą ikony *Loads* widocznej w drzewie modelu, natomiast przemieszczenie zadaje się poprzez warunek brzegowy (*BC – Boundary Condition*). Z zasady łatwiej uzyskać zbieżność rozwiązywania stosując analizę sterowaną przemieszczeniem.



Rys. 7.6. Edytowanie kroku obciążenia

Ilość efektów nieliniowych obserwowanych w modelu wymaga zwiększenia dopuszczalnej liczby iteracji. Domyślne wartości ustawione w programie Simu-

lia ABAQUS są zbyt niskie do rozwiązania tak złożonego problemu. W tym celu należy przejść do modułu *Step*, wybrać *Other/General Solution Controls/Manager* i edytować krok *Loading*, jak pokazano na rysunku 7.7.



Rys. 7.7. Sterowanie dopuszczalną liczbą iteracji

7.8 Analiza – *Analysis*

Ostatnim etapem jest utworzenie zadania (*Job*) i rozpoczęcie analizy. W przypadku rozpatrywania dużego modelu i wystarczającej mocy obliczeniowej komputera, korzystne może okazać się ustawienie opcji przyspieszającej obliczenia (*Parallelization*). Po wykonaniu wszystkich etapów opisanych powyżej możliwe jest rozpoczęcie i przeprowadzenie obliczeń.

8 MODELE UPROSZCZONE

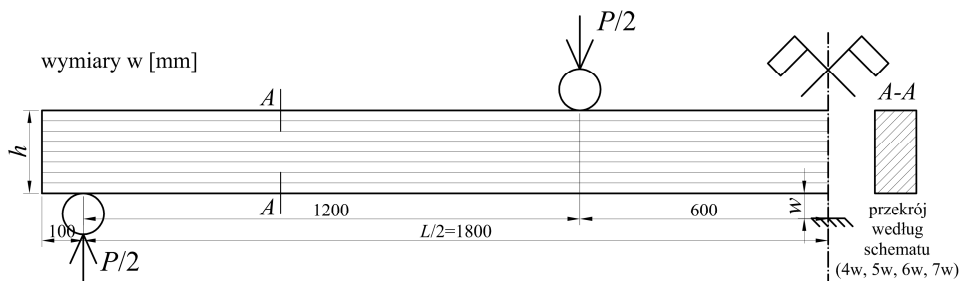
Wykonywanie modeli numerycznych wymaga posiadania profesjonalnego oprogramowania oraz sprzętu komputerowego. Do niektórych obliczeń można jednak wykorzystać modele uproszczone, które po odpowiednim dostosowaniu pozwalają otrzymać wyniki zbliżone do złożonych modeli komputerowych.

W niniejszym rozdziale zaproponowano dostosowanie modelu przekroju zastępczego, który używany jest w teorii kompozytów [132–134]. Metoda ta polega na zastąpieniu rzeczywistego przekroju belki wykonanej z różnych materiałów, jednym przekrojem o module sprężystości wybranego z nich. Podczas zamiany pola przekroju materiału zastępowanego na równoważną powierzchnię drugiego, wysokość przekroju pozostaje bez zmian, a dopasowuje się jedynie jego szerokość. Połączenie między materiałami zakładane jest jako idealne, grubość spoiny pomijana, a materiały modelowane jako izotropowe.

Autor niniejszej rozprawy wykazał w pracy [135], że bezpośrednie zastosowanie modelu przekroju zastępczego opisanego powyżej wiąże się ze znacznym zawyżeniem rzeczywistej sztywności dźwigarów. Niezbędne jest zatem uzgodnienie i dopracowanie modelu teoretycznego, które zostało dokonane w oparciu o rozszerzone analizy numeryczne, bazujące na opracowanych modelach MES.

8.1 Przewidywanie pracy statycznej belek w konstrukcjach inżynierskich – modele MES

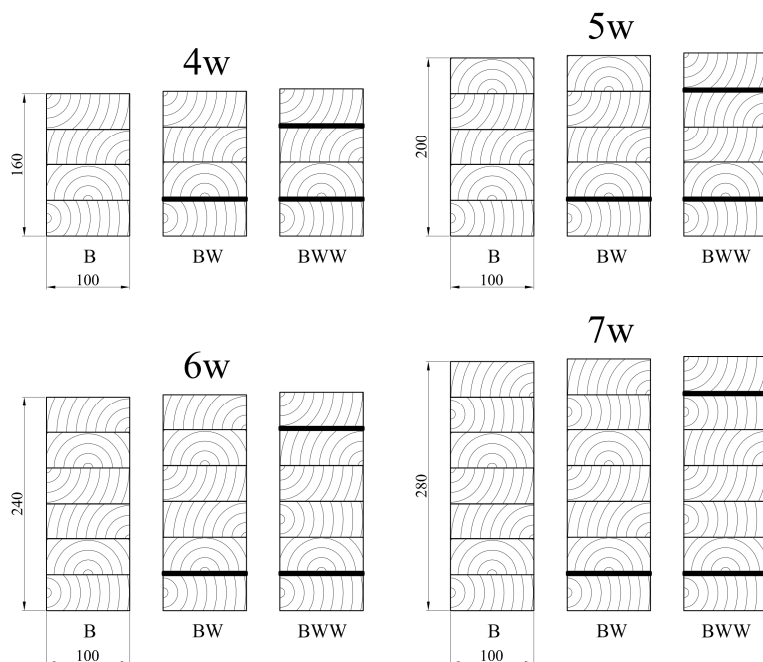
W niniejszym rozdziale wykorzystano założenia modelu MES, opracowane w poprzedniej części pracy, do przewidywania sztywności oraz siły maksymalnej. Przeanalizowano cztery różne stosunki rozpiętości belki między podporami do wysokości przekroju poprzecznego (L/h). Każda analiza składała się z elementu referencyjnego niezbrojonego oraz dwóch elementów zbrojonych, zginanych w schemacie przedstawionym na rysunku 8.1.



Rys. 8.1. Schemat statyczny modeli MES

Wszystkie parametry materiałowe przyjęto zgodnie z poprzednimi częściami niniejszej pracy. Rozpiętość wszystkich belek w świetle podpór wyniosła $L = 3600$ mm, szerokość $b = 100$ mm, natomiast wysokość przekroju wynikała

głównie z liczby zastosowanych lameli drewnianych o wysokości $h_L = 40$ mm (Rys. 8.2).



Rys. 8.2. Przykłady konfiguracji i grup belek rozpatrywanych w uzgodnieniu modeli uproszczonych z wykorzystaniem przygotowanego modelu MES

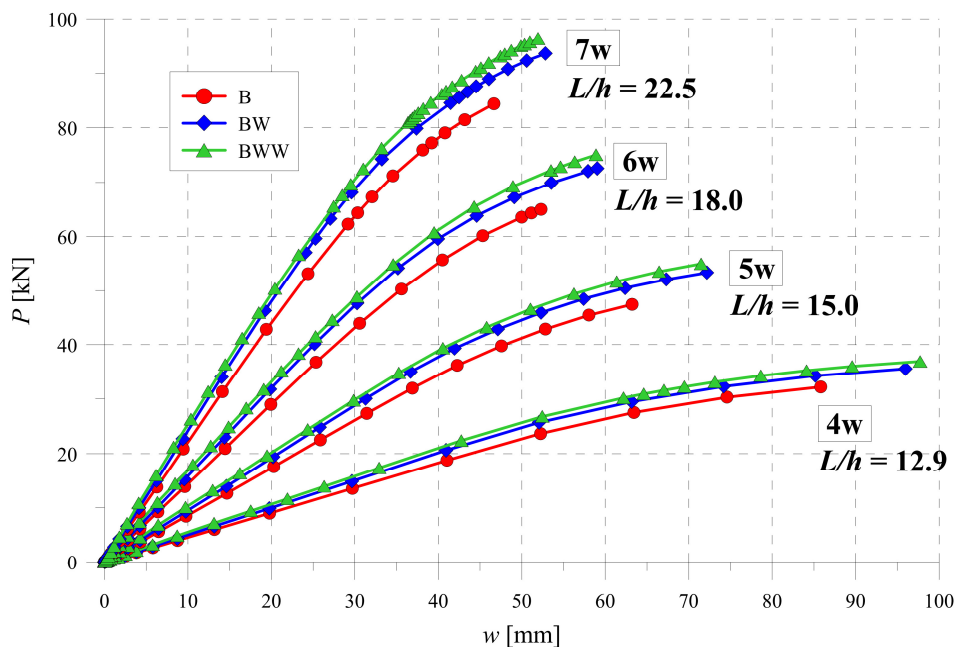
W modelu MES uwzględniane były również taśmy CFRP o grubości 1.4 mm oraz spoiny o grubości 0.1 mm znajdujące się pomiędzy każdym z łączonych elementów. Ze względu na nieznaczną grubość taśm CFRP i spoin względem wysokości całego przekroju, analizowane elementy można podzielić na cztery grupy – 4w, 5w, 6w i 7w (Rys. 8.2), gdzie liczby przy literze „w” odpowiadają liczbie zastosowanych lameli drewnianych. W ten sposób analizie poddano dźwigary o stosunku L/h , z zakresu używanego w konstrukcjach inżynierskich:

- 4w – $L/h = 3600 \text{ mm} / 160 \text{ mm} = 22.5$
- 5w – $L/h = 3600 \text{ mm} / 200 \text{ mm} = 18.0$
- 6w – $L/h = 3600 \text{ mm} / 240 \text{ mm} = 15.0$
- 7w – $L/h = 3600 \text{ mm} / 280 \text{ mm} = 12.9$

W ramach analizy dokonano porównań sztywności liniowo-sprężystej oraz osiąganego siła maksymalnej. Przebiegi siła-ugięcia dla każdej konfiguracji przedstawiono na rysunku 8.3, a w tabeli 8.1 zestawiono otrzymane wyniki.

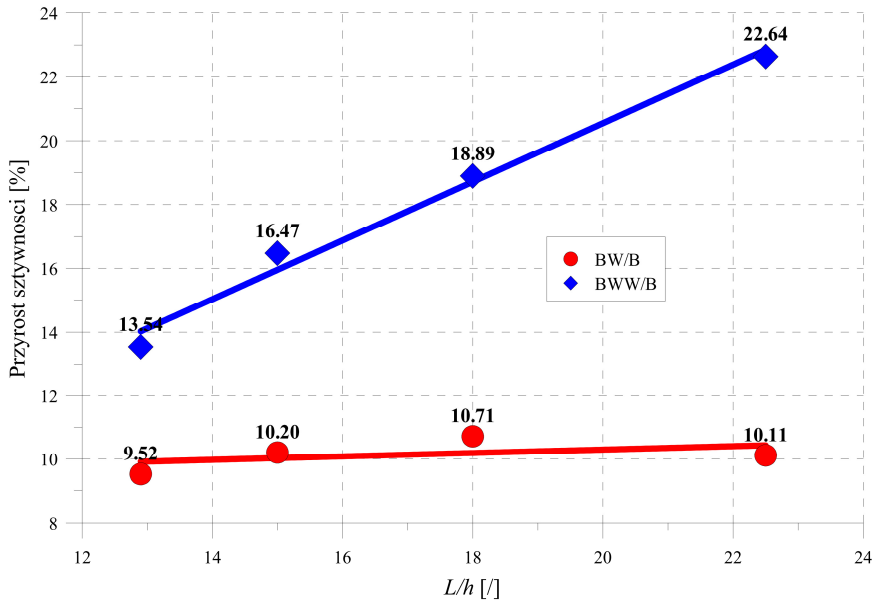
Tab. 8.1 Wyniki sztywności i siły maksymalnej belek z modelu MES we wszystkich analizowanych konfiguracjach i grupach

| Belka | Grupa „4w” | | Grupa „5w” | | Grupa „6w” | | Grupa „7w” | |
|-------|------------------|-------------------|------------------|-------------------|------------------|-------------------|------------------|-------------------|
| | K_u [kN/mm] | P_{max} [kN] | K_u [kN/mm] | P_{max} [kN] | K_u [kN/mm] | P_{max} [kN] | K_u [kN/mm] | P_{max} [kN] |
| B | 0.455 | 32.2 | 0.868 | 47.4 | 1.451 | 65.0 | 2.216 | 84.4 |
| BW | 0.501 | 35.5 | 0.961 | 53.3 | 1.599 | 72.6 | 2.427 | 93.7 |
| BWW | 0.558 | 36.9 | 1.032 | 55.0 | 1.690 | 75.1 | 2.516 | 96.4 |

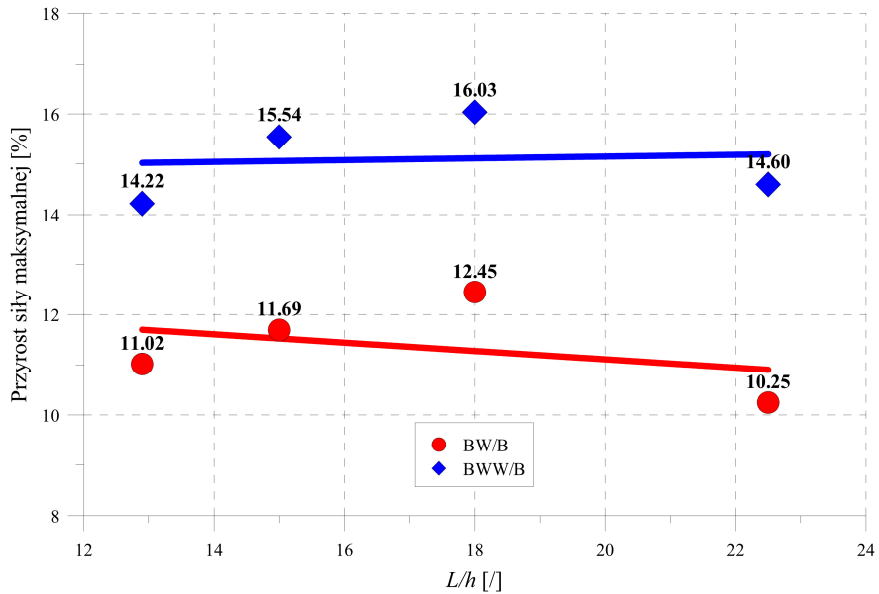


Rys. 8.3. Przebiegi siła-ugięcie (P/w) dla wszystkich konfiguracji i grup belek

W kolejnym kroku pokazano przyrosty procentowe obu wymienionych właściwości mechanicznych uzyskane w odniesieniu do belek referencyjnych w zależności od rozważanego stosunku L/h (Rys. 8.4–8.5).



Rys. 8.4. Przyrost sztywności belek zbrojonych wkładkami CFRP (BW, BWW) względem belek referencyjnych z drewna klejonego (B) w analizowanych grupach (4w, 5w, 6w,7w)



Rys. 8.5. Przyrost siły maksymalnej belek zbrojonych wkładkami CFRP (BW, BWW) względem belek referencyjnych z drewna klejonego (B) w analizowanych grupach (4w, 5w, 6w,7w)

Analizując belki wzmocnione jedną taśmą bliżej spodu przekroju (BW), można stwierdzić, że zarówno przyrost sztywności, jak i siły maksymalnej są na względnie stałym poziomie, niezależnym od stosunku L/h . Takie wzmocnienie spowodowało średni przyrost sztywności belek na poziomie 10% i przyrost siły maksymalnej na poziomie 11.5%. Odmienna sytuacja wystąpiła w przypadku zbrojenia dwoma taśmami w konfiguracji BWW. O ile przyrost siły maksymalnej również jest na stałym poziomie – około 15%, o tyle przyrost sztywności jest silnie zależny od stosunku L/h – im jest on wyższy, tym zbrojenie jest bardziej efektywne. Wynika to z faktu, że wraz ze zwiększaniem wysokości belki, taśmy CFRP w górnej części przekroju są bardziej narażone na ściskanie, a co za tym idzie – lokalną utratę stateczności. Przy belce niskiej i dłuższej ($L/h = 22.5$) przyrost sztywności jest dwukrotny względem zbrojenia jedną wkładką, natomiast przy belce wysokiej i krótkiej ($L/h = 12.9$) stanowi już niecałą połowę. Potwierdza to zasadność stosowania taśm CFRP w strefie rozciąganej lub w elementach o wysokim stosunku L/h .

W każdej belce wyznaczono również maksymalne naprężenia rozciągające w taśmach CFRP oraz maksymalne naprężenia styczne w spoinach. Wyniki zestawiono w tabelach 8.2–8.3. W przypadku naprężeń stycznych w spoinach pominięto miejsce wgniatania drewna w miejscu przyłożenia siły, gdzie pojawiały się wartości niereprezentatywne, tak jak miało to miejsce w rozdziale 6.

Tab. 8.2 Maksymalne naprężenia rozciągające w dolnej taśmie CFRP wyznaczone z modelu MES we wszystkich analizowanych konfiguracjach

| Grupa belek | Maksymalne naprężenia rozciągające w dolnej taśmie CFRP [MPa] | |
|-------------|---|--------------------|
| | Konfiguracja „BW” | Konfiguracja „BWW” |
| 4w | 363.1 | 377.1 |
| 5w | 423.3 | 426.2 |
| 6w | 454.6 | 460.4 |
| 7w | 483.4 | 490.9 |

Tab. 8.3 Maksymalne naprężenia styczne w spoinach drewno-drewno i drewno-CFRP

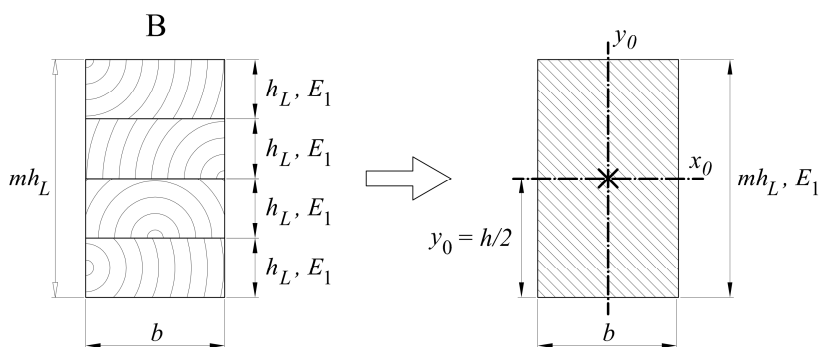
| Grupa belek | Maksymalne naprężenia styczne w spoinach [MPa] | | | | |
|-------------|--|--------------------------|------------------------|--------------------------|------------------------|
| | Konfiguracja „B” | Konfiguracja „BW” | | Konfiguracja „BWW” | |
| | | Połączenie drewno-drewno | Połączenie drewno-CFRP | Połączenie drewno-drewno | Połączenie drewno-CFRP |
| 4w | 2.48 | 3.25 | 2.58 | 3.17 | 2.55 |
| 5w | 2.82 | 3.44 | 2.54 | 3.36 | 2.46 |
| 6w | 3.02 | 3.47 | 2.50 | 3.75 | 2.45 |
| 7w | 3.19 | 3.76 | 2.51 | 3.74 | 2.45 |

Maksymalne wyężenie taśm CFRP wyniosło 17.5%. Delaminacja połączeń klejonych nie wystąpiła – maksymalne wyężenie spoin drewno-drewno wyniosło 37.9%, natomiast drewno-CFRP – 37.2%

8.2 Podstawowe formuły stosowane w modelu uproszczonym

W celu jańszego porównania wyników zachowano zbliżone nazwy typów belek. Bardziej uniwersalne rozwiązanie osiągnięto poprzez wprowadzenie zmiennej „ m ”, modyfikującej liczbę lameli, według oznaczeń zawartych na rysunkach.

Obliczenia dla belek typu „B” przy zginaniu są tożsame z obliczeniami dla przekroju pełnego (Rys. 8.6).



Rys. 8.6. Oznaczenia dla belki typu „B”: m – liczba lameli według oznaczenia, h_L – wysokość lameli, E_1 – podłużny moduł sprężystości drewna, h – całkowita wysokość przekroju, b – szerokość przekroju, y_0 – odległość spodu od środka ciężkości przekroju

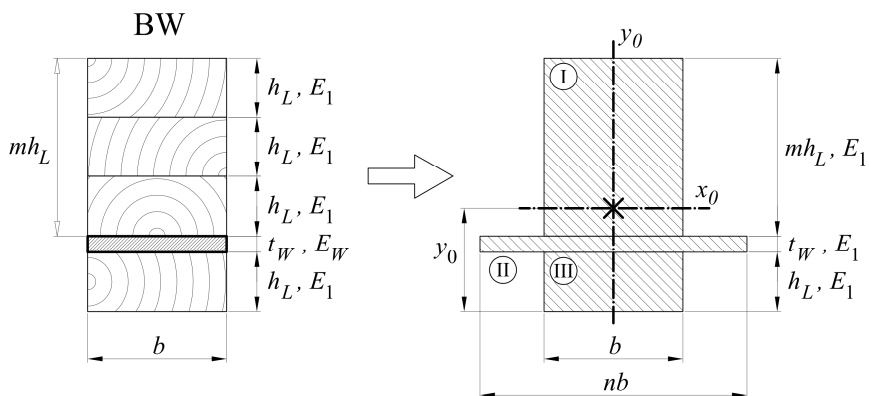
Pole przekroju należy obliczać z zależności:

$$A = bmh_L \quad (8.1)$$

Moment bezwładności przekroju wynika ze wzoru:

$$J = \frac{b(mh_L)^3}{12} \quad (8.2)$$

W przypadku belek typu BW pole przekroju oblicza się ze wzoru (8.4), natomiast rozważając moment bezwładności przy zginaniu należy wykonać przesunięcie osi obojętnej, a następnie obliczyć moment bezwładności (Rys. 8.7):



Rys. 8.7. Oznaczenia dla belki typu „BW”: m – liczba lameli według oznaczenia, h_L – wysokość lameli, E_1 – podłużny moduł sprężystości drewna, h – całkowita wysokość przekroju, b – szerokość przekroju, y_0 – odległość spodu od środka ciężkości przekroju, t_W – grubość taśmy CFRP, E_W – moduł sprężystości taśmy CFRP, n – współczynnik modyfikujący szerokość taśmy CFRP

$$n = \gamma_n \frac{E_W}{E_1}, \quad S_x = S_{x,I} + S_{x,II} + S_{x,III}, \quad J = J_I + J_{II} + J_{III}, \quad y_0 = \frac{S_x}{A} \quad (8.3)$$

$$A = b[h_L(m+1) + nt_W] \quad (8.4)$$

$$S_{x,I} = bmh_L \left(h_L + t_W + \frac{1}{2}mh_L \right) \quad (8.5)$$

$$S_{x,II} = nbt_W \left(h_L + \frac{1}{2}t_W \right) \quad (8.6)$$

$$S_{x,III} = \frac{1}{2}bh_L^2 \quad (8.7)$$

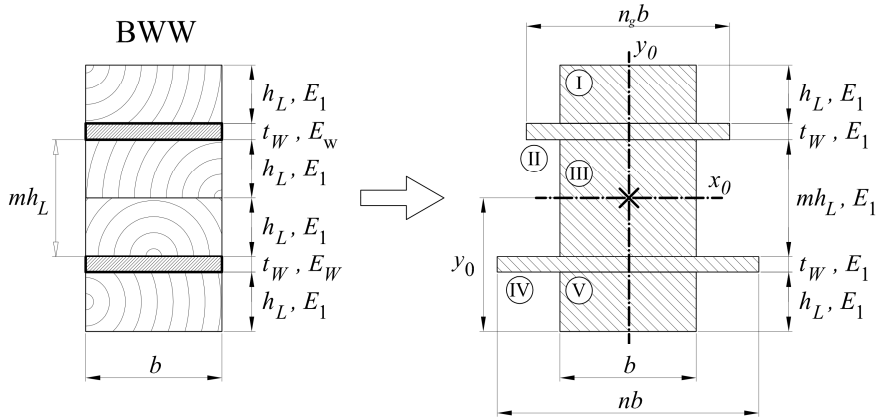
$$J_I = \frac{b(mh_L)^3}{12} + bmh_L \left(h_L + t_W + \frac{1}{2}mh_L - y_0 \right)^2 \quad (8.8)$$

$$J_{II} = \frac{nbt_W^3}{12} + nbt_W \left(y_0 - h_L - \frac{1}{2}t_W \right)^2 \quad (8.9)$$

$$J_{III} = \frac{bh_L^3}{12} + bh_L \left(y_0 - \frac{h_L}{2} \right)^2 \quad (8.10)$$

W przypadku belki ostatniego typu (BWW), pole przekroju opisane jest formułą (8.11), natomiast obliczenia momentu bezwładności przy zginaniu należy potraktować jeszcze bardziej szczegółowo. Głównym problemem jest umiejscowienie taśmy CFRP w strefie ściskanej, przez co włókna węglowe mogą ulegać utracie stateczności. W tym celu konieczne jest rozróżnienie dwóch współczynników modyfikujących szerokość przekroju (Rys. 8.8):

$$A = b[h_L(m+2) + t_W(n_g + n_d)] \quad (8.11)$$



Rys. 8.8. Oznaczenia dla belki typu „BWW”: m – liczba lameli według oznaczenia, h_L – wysokość lameli, E_1 – podłużny moduł sprężystości drewna, h – całkowita wysokość przekroju, b – szerokość przekroju, y_0 – odległość spodu od środka ciężkości przekroju, t_W – grubość taśmy CFRP, E_W – moduł sprężystości taśmy CFRP, n – współczynnik modyfikujący szerokość dolnej taśmy CFRP, n_g – współczynnik modyfikujący szerokość górnej taśmy CFRP.

$$n = \gamma_n \frac{E_W}{E_1}, \quad n_g = \gamma_g \frac{E_W}{E_1}, \quad n_g \leq n \quad (8.12)$$

$$S_x = S_{x,I} + S_{x,II} + S_{x,III} + S_{x,IV} + S_{x,V}, \quad y_0 = \frac{S_x}{A} \quad (8.13)$$

$$S_{x,I} = bh_L \left(\frac{3}{2} h_L + 2t_W + mh_L \right) \quad (8.14)$$

$$S_{x,II} = n_g b t_W \left(h_L + \frac{3}{2} t_W + mh_L \right) \quad (8.15)$$

$$S_{x,III} = mbh_L \left(h_L + t_W + \frac{1}{2} mh_L \right) \quad (8.16)$$

$$S_{x,IV} = nbt_w \left(h_L + \frac{1}{2}t_w \right) \quad (8.17)$$

$$S_{x,V} = \frac{1}{2}bh_L^2 \quad (8.18)$$

$$J = J_I + J_{II} + J_{III} + J_{IV} + J_V \quad (8.19)$$

$$J_I = \frac{bh_L^3}{12} + bh_L \left(\frac{3}{2}h_L + 2t_w + mh_L - y_0 \right)^2 \quad (8.20)$$

$$J_{II} = \frac{n_g bt_w^3}{12} + n_g bt_w \left(h_L + \frac{3}{2}t_w + mh_L - y_0 \right)^2 \quad (8.21)$$

$$J_{III} = \frac{b(mh_L)^3}{12} + bmh_L \left(h_L + t_w + \frac{1}{2}mh_L - y_0 \right)^2 \quad (8.22)$$

$$J_{IV} = \frac{nbt_w^3}{12} + nbt_w \left(y_0 - h_L - \frac{1}{2}t_w \right)^2 \quad (8.23)$$

$$J_V = \frac{bh_L^3}{12} + bh_L \left(y_0 - \frac{1}{2}h_L \right)^2 \quad (8.24)$$

8.3 Dostosowanie ugięcia modeli uproszczonych do modeli MES

Drewno charakteryzuje się stosunkowo niewielkim modułem sprężystości poprzecznej, dlatego w ugięciu należy uwzględnić wpływ odkształceń poprzecznych. Według pracy [94] można to zrobić w sposób uproszczony, poprzez redukcję podłużnego modułu sprężystości (E_1) o około 10%. Takie rozwiązanie zastosował również autor rozprawy w jednej z publikacji [135], jednak w drodze szczegółowych analiz stwierdzono, że powoduje ono zawyżanie sztywności belek o większej wysokości. W tym przypadku postanowiono skorzystać ze wzoru (8.25), a następnie, w drodze wprowadzenia empirycznych funkcji dostosowujących, uwzględnić również efekty nieliniowe.

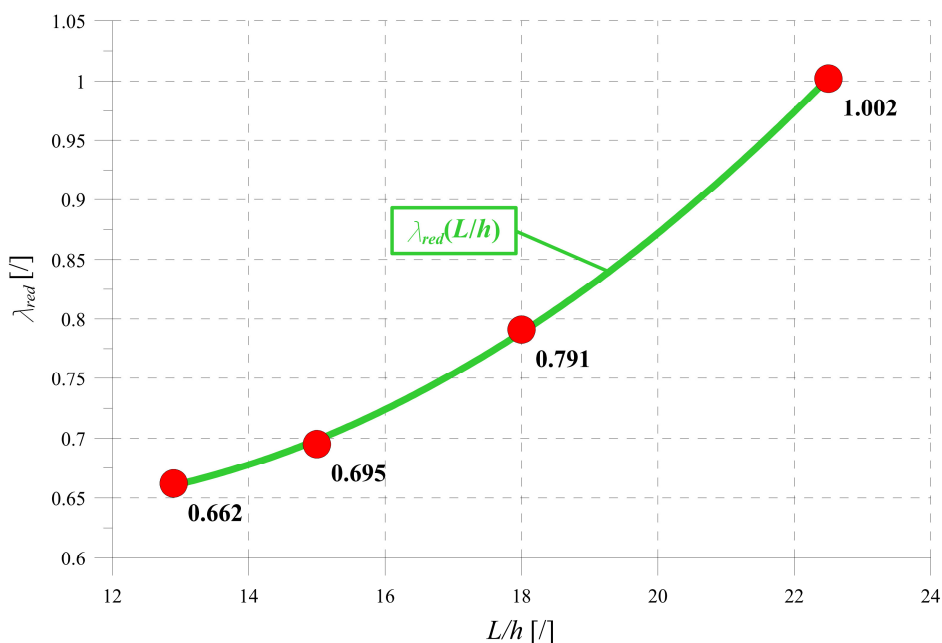
W celu obliczenia ugięcia belki w sposób uproszczony, niezbędna jest znajomość wartości parametrów, takich jak: długość belki (L), statyczny moment bezwładności przekroju przy zginaniu (J), pole przekroju poprzecznego (A), moduł sprężystości materiału (E_1), moduł ścinania (G_{12}) oraz wartość siły (P), przy której obliczane jest ugięcie. Rozpatrując przykład czteropunktowego zginania, ogólny wzór na ugięcie (w), z uwzględnieniem odkształceń poprzecznych, przedstawia się następująco:

$$w = \frac{23}{1296} \frac{PL^3}{E_1J} + \frac{PL}{5G_{12}A} \quad (8.25)$$

Nawiązując do analiz numerycznych, teoretyczne modele uproszczone powinny uwzględniać dodatkowe efekty wpływające na sztywność poprzeczną. Analiza przekrojów o różnym stosunku L/h umożliwiła dobór uniwersalnych współczynników uzgadniających wyniki modelu teoretycznego z modelem MES. Po uwzględnieniu modułu ścinania drewna na poziomie $E_1/16$ oraz wprowadzeniu empirycznej funkcji redukującej $\lambda_{red}(L/h)$, wzór na ugięcie belki przy czteropunktowym zginaniu, można przedstawić następująco:

$$w(L/h) = \frac{23}{1296} \frac{PL^3}{E_1J} + \frac{16}{5} \frac{PL}{\lambda_{red}(L/h)E_1A} \quad (8.26)$$

Redukującą funkcję empiryczną (8.27) dobrano na podstawie wariantów belek typu B, określając jej wartość w każdym analizowanym wariancie (4w, 5w, 6w, 7w), co przedstawia rysunek 8.9.



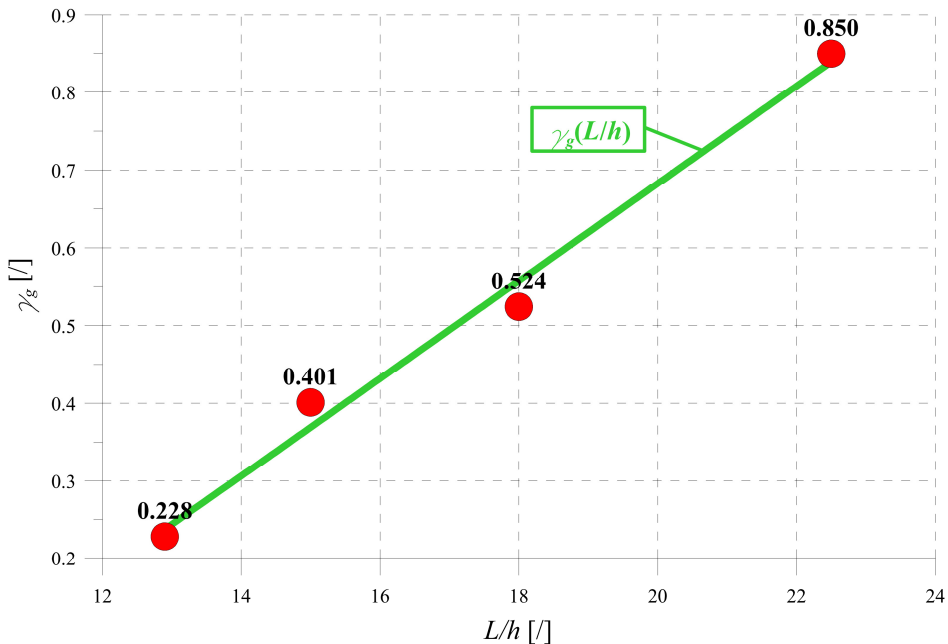
Rys. 8.9. Empiryczna funkcja redukująca $\lambda_{red}(L/h)$

$$\lambda_{red}(L/h) = \frac{1}{438} \left(\frac{L}{h}\right)^2 - \frac{7}{149} \left(\frac{L}{h}\right) + \frac{873}{995} \quad (8.27)$$

Zależność części ugięcia, wynikająca z odkształceń poprzecznych, została uzależniona od stosunku L/h . Wraz ze wzrostem wysokości belki względem jej długości, rośnie bowiem wpływ sztywności poprzecznej.

W kolejnym kroku uzgodniony został model belki typu BW. Nieidealne połączenie pomiędzy taśmą a drewnem uzyskano poprzez redukcję sztywności taśmy CFRP przy rozciąganiu. Wartość współczynnika generująca najmniejszy błąd względny, określona w drodze iteracji, wyniosła $\gamma_n = 0.85$.

Obliczenia dla belki typu BWV wymagały uwzględnienia kolejnego nieliniowego efektu, jakim jest lokalna utrata stateczności włókien węglowych w taśmie CFRP w wyniku ściskania. Efekt ten sprawia, że wzmocnienie jest mniej efektywne wraz ze zmniejszaniem się stosunku L/h , kiedy naprężenia ściskające w miejscu taśmy się zwiększają. Ze względu na złożoność problemu współczynnik $\gamma_g(L/h)$ przedstawiono w postaci funkcji liniowej, zależnej od stosunku L/h (8.28).



Rys. 8.10. Funkcja współczynnika empirycznego $\gamma_g(L/h)$

$$\gamma_g(L/h) = \frac{18}{287} \left(\frac{L}{h} \right) - \frac{4}{7} \quad (8.28)$$

Tak uzgodnioną funkcję ugięcia można stosować w zakresie stosunku L/h rozważanego w niniejszej pracy.

8.4 Nośność na zginanie i ścinanie

Siła maksymalna podczas czteropunktowego zginania może zostać obliczona zgodnie z formułą (8.29), natomiast maksymalne naprężenia styczne ze wzoru Żurawskiego (8.30):

$$P_{\max} = \frac{6Jf_m}{Ly_0} \quad (8.29)$$

$$\tau_{\max} = \frac{P_{\max} S_{x0}}{2bJ} \quad (8.30)$$

W modelach MES nie występowało zniszczenie belek wskutek naprężeń stycznych, a osiągnięcie siły maksymalnej oznaczało pęknięcie lameli dolnej po przekroczeniu wytrzymałości drewna na rozciąganie przy zginaniu. Z założenia modele teoretyczne dotyczą obliczeń na parametrach normowych, uwzględniających materiałowe współczynniki bezpieczeństwa. Realnie nie występuje zatem możliwość osiągnięcia maksymalnych naprężeń stycznych w modelu uproszczonym, poza przypadkiem wadliwego wykonania spoiny klejowej. Taka sytuacja nie była brana pod uwagę w niniejszej rozprawie, zostały jednak wyprowadzone wzory umożliwiające obliczenie wartości naprężeń stycznych.

Siła maksymalna może zostać wyznaczona na podstawie wyprowadzonych wzorów, natomiast maksymalne naprężenia styczne wymagają obliczenia momentu statycznego względem osi neutralnej przekroju, gdzie będą one największe. Zależności dla poszczególnych belek: B (8.31), BW (8.32) i BWW (8.33), będą następujące:

$$S_{x0} = \frac{1}{8} b(mh_L)^2 \quad (8.31)$$

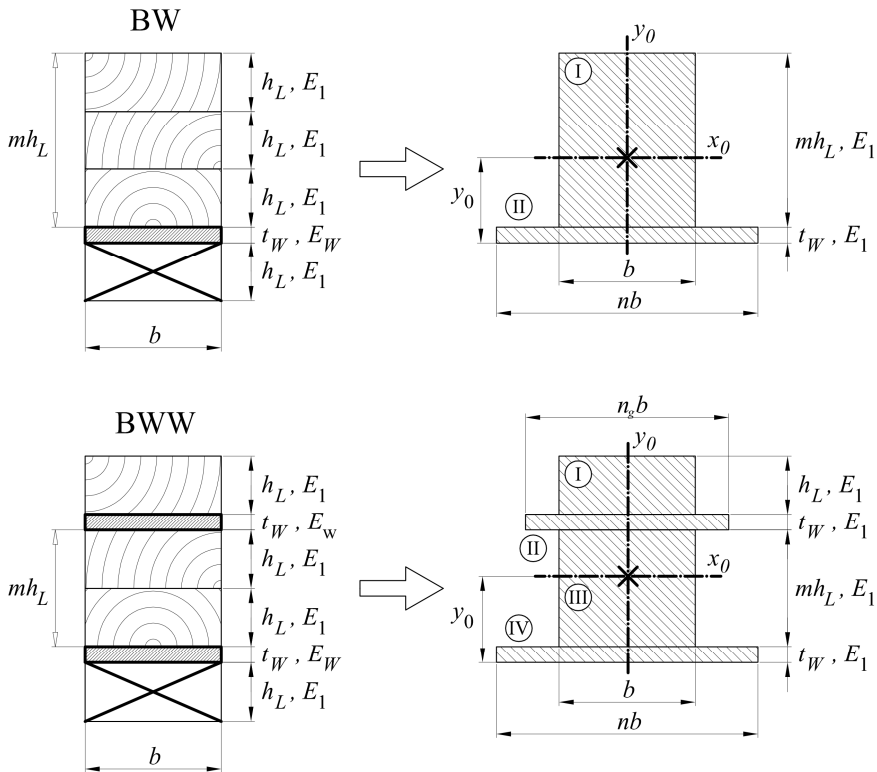
$$S_{x0} = \frac{1}{2} b[h_L(m+1) + t_w - y_0]^2 \quad (8.32)$$

$$S_{x0} = b \left[\frac{1}{2} (y_0 - t_w - h_L)^2 + nt_w \left(y_0 - h_L - \frac{1}{2} t_w \right) + h_L \left(y_0 - \frac{1}{2} h_L \right) \right] \quad (8.33)$$

Istotne z punktu widzenia bezpieczeństwa konstrukcji mogą być też naprężenia rozciągające w dolnej taśmie CFRP w momencie przekroczenia nośności kompozytu na zginanie. Nawet po pęknięciu lameli dolnej sama taśma CFRP powinna posiadać pewien zapas nośności, co zmniejsza ryzyko gwałtownego zniszczenia całego elementu. Wartość tych naprężeń można obliczać ze wzoru (8.34):

$$\sigma_{CFRP} = \frac{nP_{\max} Ly_0^*}{6J^*} \quad (8.34)$$

Bezpiecznie naprężenia rozciągające w taśmie CFRP, występujące po zniszczeniu lameli dolnej, można szacować na zasadzie zmiany charakterystyk przekroju. Siła maksymalna obliczana jest na podstawie wszystkich założeń przedstawionych w poprzedniej części pracy, natomiast naprężenia w taśmie dolnej wyznaczane są dla przekroju zredukowanego o lamelę dolną, według rysunku 8.11.

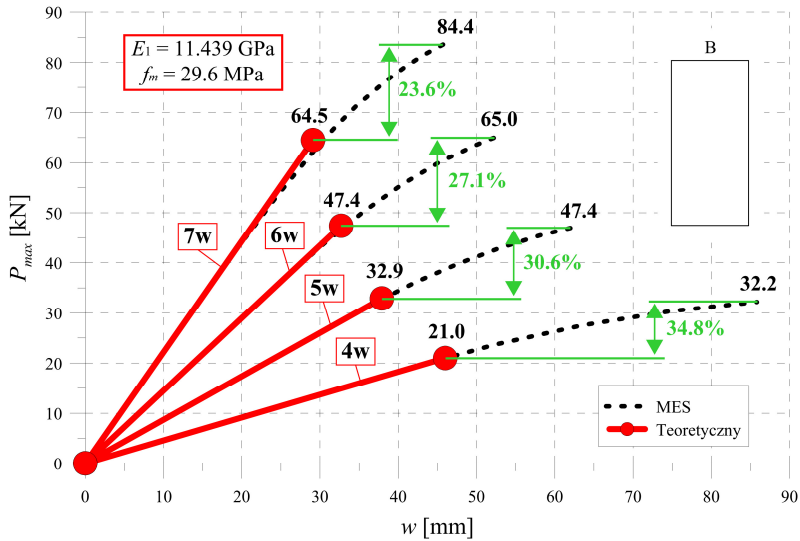


Rys. 8.11. Przekroje zastępcze do szacowania naprężeń w dolnej taśmie CFRP po pęknięciu dolnej lameli drewnianej

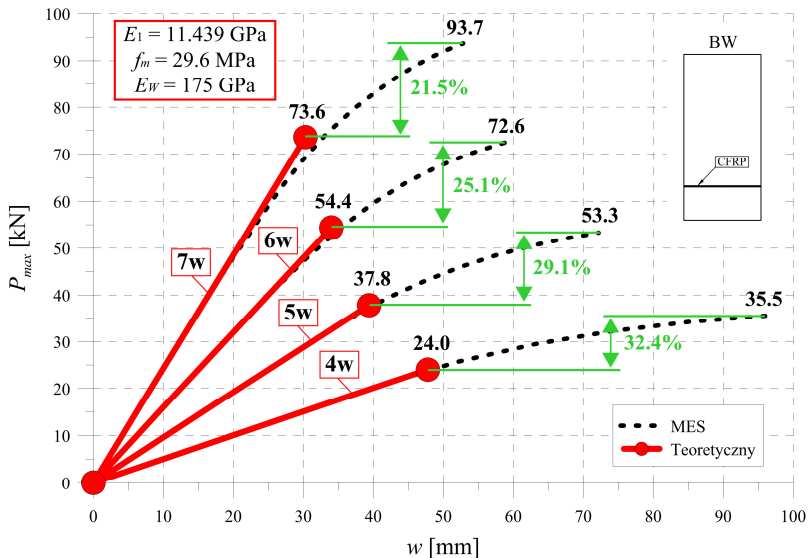
Zasady obliczania charakterystyk przekroju są identyczne jak przy wyprowadzeniu równań dla przekrojów zawierających dolną lamelę. We wzorach wystarczy pominąć jedynie części odpowiedzialne za tę lamelę, dlatego pominięto kolejne wyprowadzenia.

8.5 Sprawdzenie poprawności założeń modeli uproszczonych

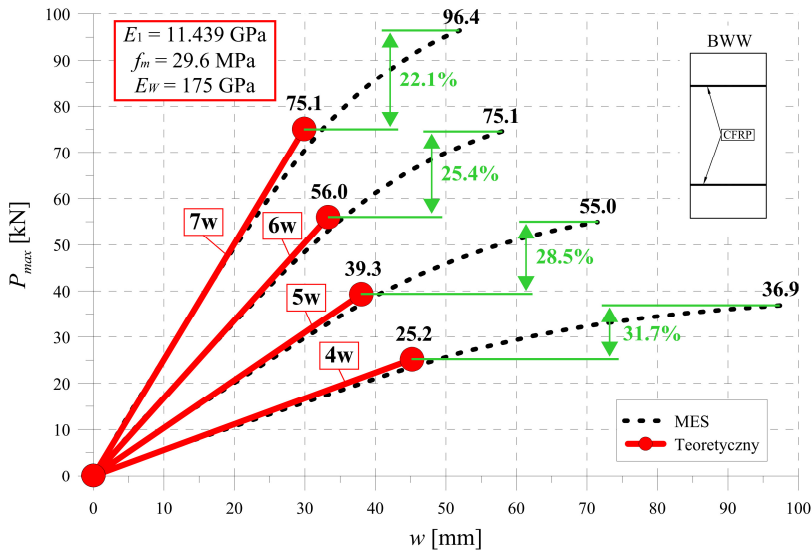
W kolejnym kroku wykonano sprawdzenie założeń modeli uproszczonych, porównując odpowiedź odpowiednich układów w zakresie liniowo-sprężystym do modeli MES. Porównane zostały zależności P/w , co przedstawiono na rysunkach 8.12–8.14.



Rys. 8.12. Sprawdzenie zależności P/w dla belki typu B



Rys. 8.13. Sprawdzenie zależności P/w dla belki typu BW



Rys. 8.14. Sprawdzenie zależności P/w dla belki typu BWW

Tab. 8.4 Wyniki wartości maksymalnych ugięcia i siły z modelu teoretycznego we wszystkich analizowanych grupach

| Belka | Grupa „4w” | | Grupa „5w” | | Grupa „6w” | | Grupa „7w” | |
|-------|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|
| | w_{max} [mm] | P_{max} [kN] | w_{max} [mm] | P_{max} [kN] | w_{max} [mm] | P_{max} [kN] | w_{max} [mm] | P_{max} [kN] |
| B | 46.0 | 21.0 | 37.9 | 32.9 | 32.7 | 47.4 | 29.1 | 64.5 |
| BW | 47.8 | 24.0 | 39.4 | 37.8 | 34.0 | 54.4 | 30.3 | 73.6 |
| BWW | 45.2 | 25.2 | 38.0 | 39.3 | 33.3 | 56.0 | 29.9 | 75.1 |

Modele teoretyczne dokładnie oddają sztywność belek. Dzięki wprowadzeniu wytrzymałości drewna na ściskanie stosowanej w modelu MES, jako wytrzymałości granicznej przy zginaniu, siła maksymalna jest granicą pracy liniowo-sprężystej. Powoduje to zapas bezpieczeństwa na poziomie przynajmniej 20%.

Sprawdzone zostały również maksymalne naprężenia styczne występujące przy działaniu siły maksymalnej, wynikającej z wytrzymałości belki na zginanie. Jak widać w tabeli 8.5, maksymalne wyężenie przekroju na ścinanie przy najmniejszym stosunku L/h , czyli przy najwyższej belce (7w), wynosi niespełna 80%. Potwierdza to stwierdzenie, że w zaproponowanym uproszczonym modelu teoretycznym dla analizowanych stosunków L/h , zniszczenie każdego typu belek nastąpi poprzez przekroczenie wytrzymałości na zginanie i pęknięcie dolnej lameli, a nie poprzez przekroczenie naprężeń stycznych.

Tab. 8.5 Wyniki wartości maksymalnych naprężeń stycznych przy sile maksymalnej i wyężenie przekroju na ścinanie przy wytrzymałości drewna klasy C24 na ścinanie $f_v = 2.5$ MPa

| Belka | Grupa „4w” | | Grupa „5w” | | Grupa „6w” | | Grupa „7w” | |
|-------|-----------------------|-------------------------|-----------------------|-------------------------|-----------------------|-------------------------|-----------------------|-------------------------|
| | τ_{max} [MPa] | τ_{max}/f_v [%] | τ_{max} [MPa] | τ_{max}/f_v [%] | τ_{max} [MPa] | τ_{max}/f_v [%] | τ_{max} [MPa] | τ_{max}/f_v [%] |
| B | 0.99 | 39.5 | 1.23 | 49.3 | 1.48 | 59.2 | 1.73 | 69.2 |
| BW | 1.14 | 45.8 | 1.42 | 57.0 | 1.69 | 67.7 | 1.96 | 78.2 |
| BWW | 1.21 | 48.4 | 1.48 | 59.2 | 1.73 | 69.2 | 1.98 | 79.3 |

Tab. 8.6 Wyniki wartości naprężeń rozciągających w dolnej taśmie CFRP przy sile maksymalnej i wyężenie przekroju taśmy przy naprężeniach zrywających $\sigma_{max} = 2800$ MPa

| Belka | Grupa „4w” | | Grupa „5w” | | Grupa „6w” | | Grupa „7w” | |
|-------|--------------------------|-------------------------------------|--------------------------|-------------------------------------|--------------------------|-------------------------------------|--------------------------|-------------------------------------|
| | σ_{CFRP} [MPa] | $\sigma_{CFRP}/\sigma_{max}$ [%] | σ_{CFRP} [MPa] | $\sigma_{CFRP}/\sigma_{max}$ [%] | σ_{CFRP} [MPa] | $\sigma_{CFRP}/\sigma_{max}$ [%] | σ_{CFRP} [MPa] | $\sigma_{CFRP}/\sigma_{max}$ [%] |
| BW | 494.5 | 17.7 | 481.8 | 17.2 | 472.2 | 16.9 | 463.5 | 16.6 |
| BWW | 509.1 | 18.2 | 486.9 | 17.4 | 473.9 | 16.9 | 464.0 | 16.6 |

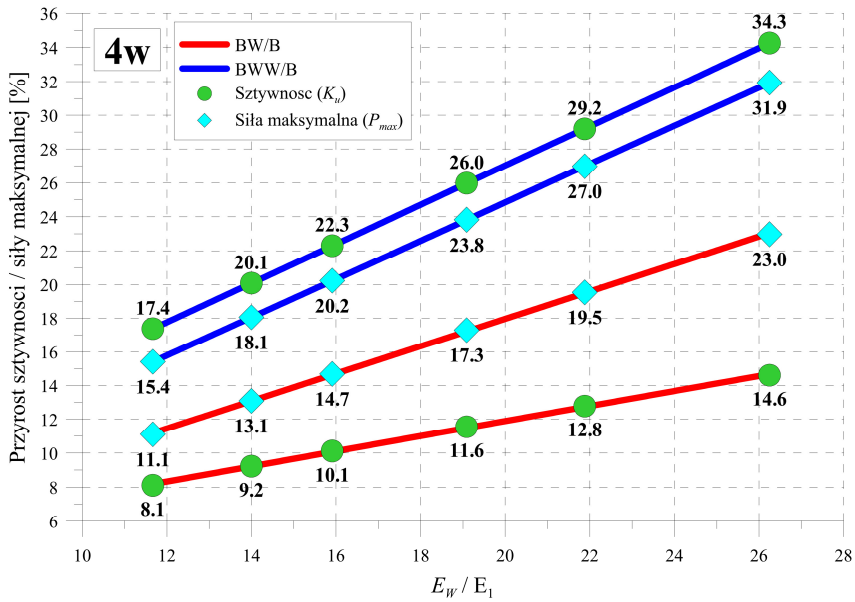
Wykonano również sprawdzenie wartości naprężeń rozciągających w taśmie CFRP po zniszczeniu lameli dolnej, według zaproponowanego sposobu. Wyniki przedstawiono w tabeli 8.6. Wyężenie taśm na poziomie 20% gwarantuje, że ewentualne pęknięcie dolnej lameli nie spowoduje gwałtownego zniszczenia całego elementu konstrukcyjnego.

8.6 Obliczenia dla normowych parametrów materiałowych

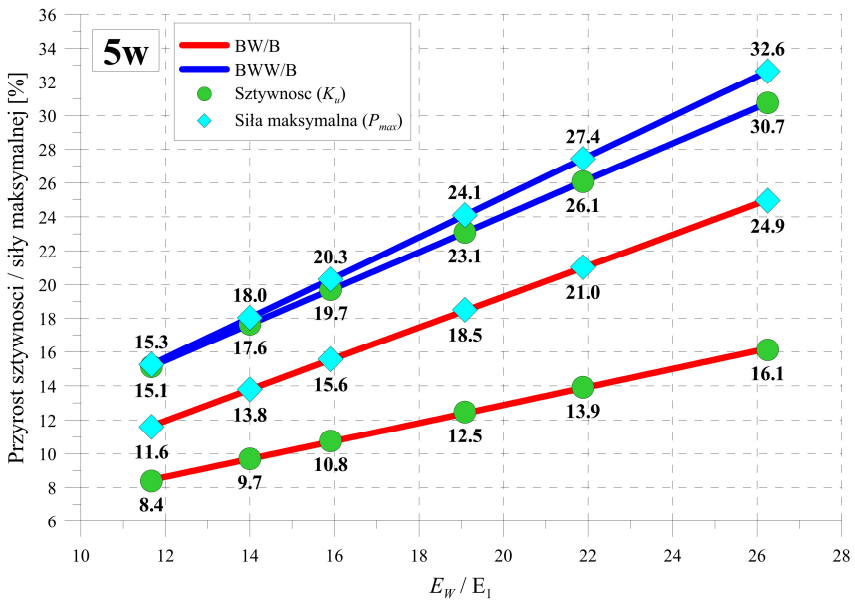
Dostosowanie modelu teoretycznego umożliwiło wykonanie dodatkowych analiz wpływu poszczególnych parametrów materiałowych na efektywność zbrojenia belek z drewna klejonego taśmami CFRP. Analizy przeprowadzono na wariantach parametrów drewna według normy PN-EN-338:2016 [136] oraz parametrów taśm CFRP według karty technicznej firmy S&P [129], które przedstawiono w tabeli 8.7. Wyniki obliczeń pokazano na rysunkach 8.15–8.18.

Tab. 8.7 Warianty normowych parametrów materiałowych zastosowane w analizie

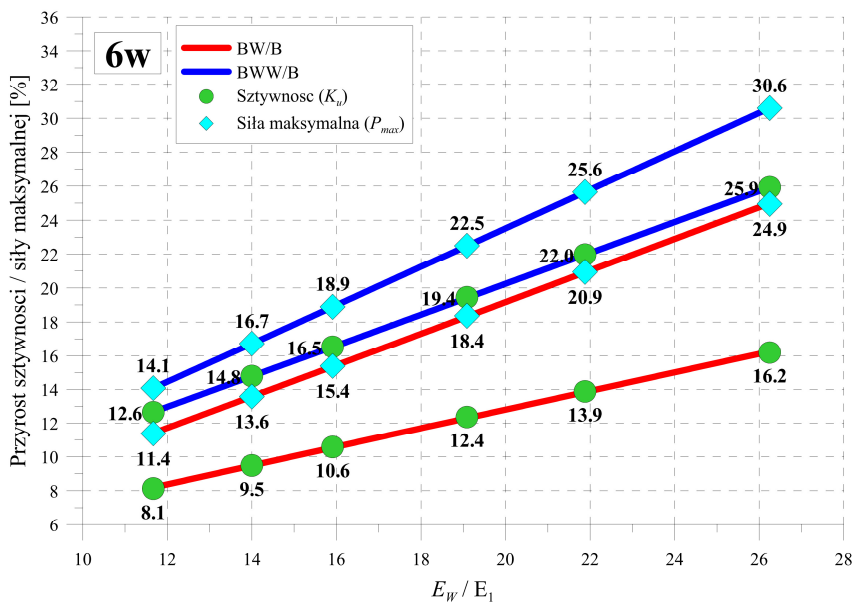
| Numer przypadku | Parametry materiałowe | | | | Zależność E_W / E_1 |
|-----------------|-----------------------|-----------------------------|---------------------------------------|---|-----------------------|
| | Taśma CFRP E_W | Klasa drewna PN-EN-338:2016 | Moduł sprężystości drewna E_1 [GPa] | Wytrzymałość drewna na zginanie f_m [MPa] | |
| 1 | 210 | C16 | 8 | 16 | 26.25 |
| 2 | 175 | | 8 | | 21.88 |
| 3 | 210 | C24 | 11 | 24 | 19.09 |
| 4 | 175 | | 11 | | 15.91 |
| 5 | 210 | C45 | 15 | 45 | 14.00 |
| 6 | 175 | | 15 | | 11.67 |



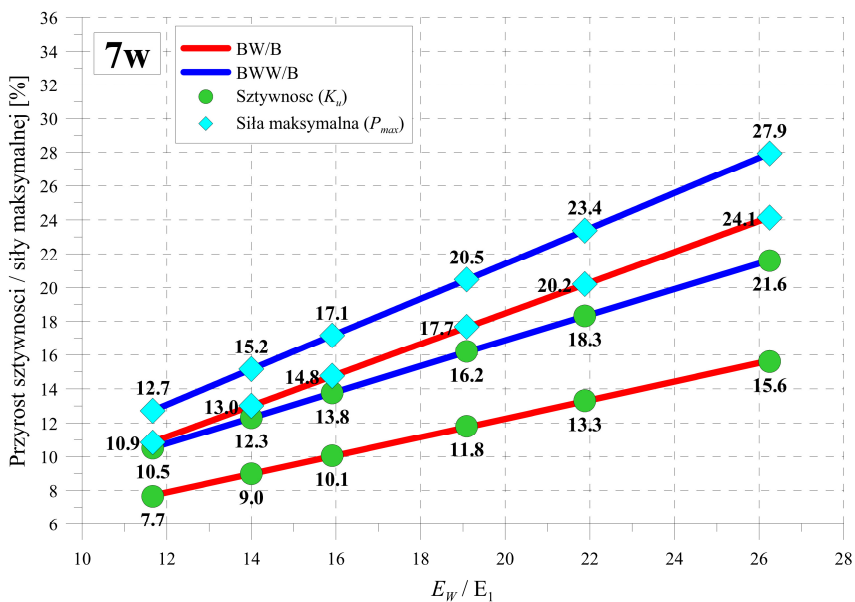
Rys. 8.15. Przyrosty sztywności i siły maksymalnej dla grupy belek 4w



Rys. 8.16. Przyrosty sztywności i siły maksymalnej dla grupy belek 5w



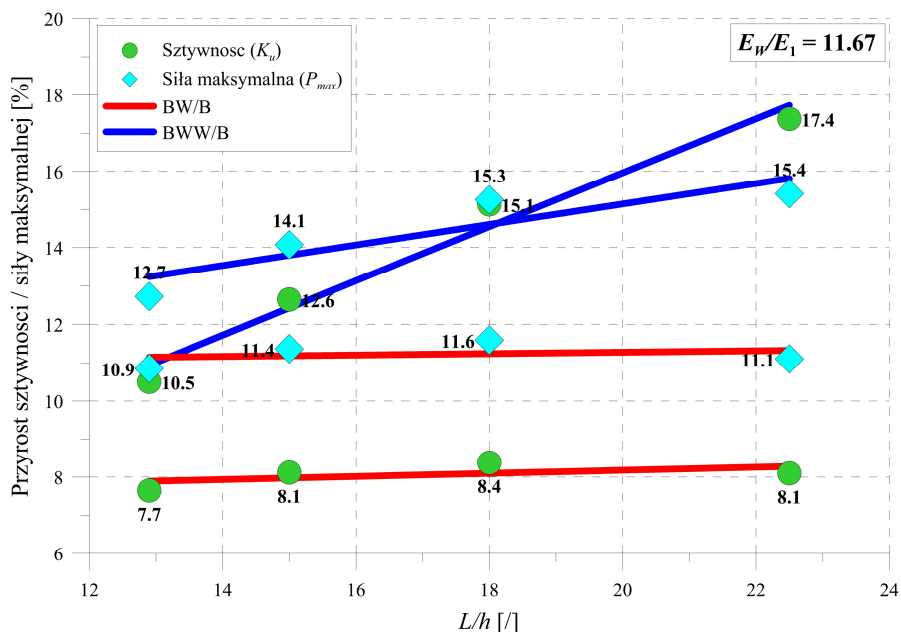
Rys. 8.17. Przyrosty sztywności i siły maksymalnej dla grupy belek 6w



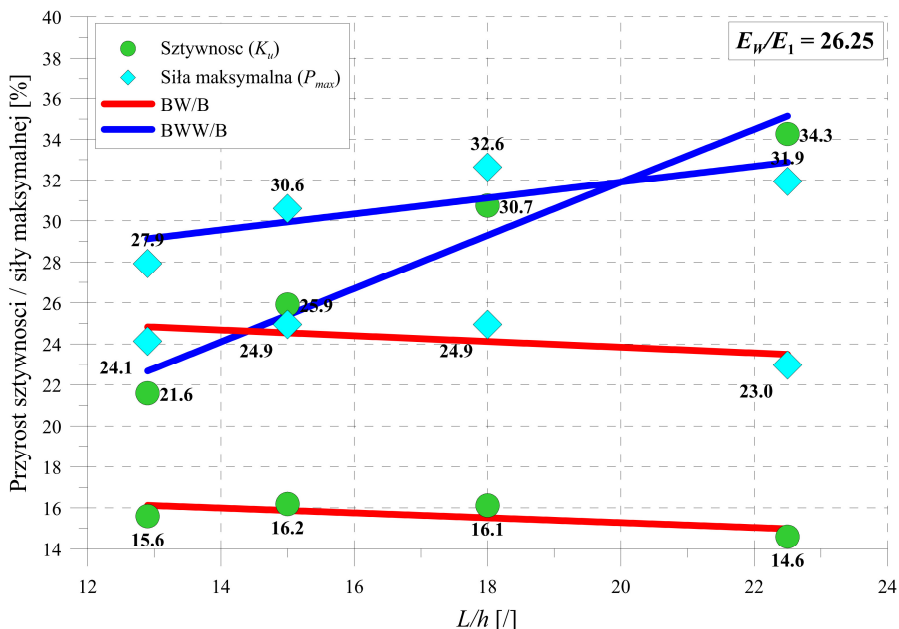
Rys. 8.18. Przyrosty sztywności i siły maksymalnej dla grupy belek 7w

Funkcje aproksymujące wszystkich otrzymanych wyników charakteryzują się liniowością. Wyraźnie widoczne jest, że efektywność zbrojenia taśmami CFRP rośnie wraz z obniżaniem się klasy drewna. Przy wyższych klasach wzmocnienie może podnosić klasę o jedną, a przy niższych nawet o dwie. Jest to istotna informacja z punktu widzenia zmniejszającej się dostępności drewna o wyższych klasach wytrzymałościowych.

Do dalszej interpretacji wyników wybrano dwa skrajne stosunki: $E_W/E_1 = 11.67$ oraz $E_W/E_1 = 26.25$. Wyniki przedstawiono na rysunkach 8.19–8.20. Następnie wyznaczono linie trendu dla otrzymanych wyników. Wyraźnie widać, że w przypadku stosowania taśmy CFRP bliżej spodu belki (w strefie rozciąganej), wyniki prawie nie zależą od stosunku L/h . Można zatem przyjąć, że przy zastosowaniu jednej taśmy w strefie rozciąganej, przyrost sztywności w zależności od E_W/E_1 będzie mieścił się średnio w przedziale 8.1–15.6%, a siły maksymalnej – 11.2–24.2%. W przypadku dołożenia wkładki blisko góry belki, przyrost sztywności wygląda inaczej – następuje gwałtowny spadek efektywności zbrojenia wraz ze zmniejszaniem się stosunku L/h . W przypadku siły maksymalnej możliwe jest jednak przyjęcie wartości średniej jako punktu odniesienia, ze względu na nieznaczne nachylenie linii trendu. Dołożenie dodatkowej wkładki w strefie ściskanej będzie zatem powodowało zwiększenie nośności belki w przedziale 14.3–30.7%, natomiast przyrost sztywności należy wyznaczać względem stosunku L/h .



Rys. 8.19. Przyrost sztywności i siły maksymalnej w zależności od L/h dla $E_W/E_1 = 11.67$



Rys. 8.20. Przyrost sztywności i siły maksymalnej w zależności od L/h dla $E_w/E_1 = 26.25$

Z powyższej analizy możliwe jest wyciągnięcie kilku istotnych wniosków:

- Zarówno sztywność, jak i siła maksymalna, w każdym przypadku zwiększają się wraz ze wzrostem stosunku modułu sprężystości taśmy CFRP (E_w) do modułu sprężystości drewna (E_1),
- Stosowanie taśm CFRP o wysokim module sprężystości (210 GPa) w drewnie słabszym (klasa C16 – 8 GPa) – $E_w/E_1 = 26.25$ – umożliwia uzyskanie 15-procentowego przyrostu sztywności oraz około 24-procentowego przyrostu siły niszczącej dla jednej wkładki, względem zwykłego drewna klejonego. Zastosowanie jednej wkładki w strefie rozciąganej umożliwia zatem podniesienie klasy zwykłego drewna klejonego o przynajmniej jedną klasę,
- Dodanie taśmy CFRP w strefie ściskanej powoduje około dwukrotne zwiększenie siły maksymalnej, natomiast przyrost sztywności zależy od stosunku długości do wysokości belki (L/h). Im jest on większy, tym zbrojenie w strefie ściskanej jest bardziej efektywne.
- Do przypadków inżynierskich możliwe jest stosowanie zaproponowanego teoretycznego modelu uproszczonego, który nie wymaga posiadania profesjonalnego oprogramowania MES ani dużej mocy obliczeniowej do przeliczenia złożonych modeli.

9 PODSUMOWANIE I WNIOSKI OGÓLNE

W ramach niniejszej pracy przeprowadzono badania laboratoryjne oraz modelowanie komputerowe pełnych dźwigarów wykonanych z kompozytu drewno-CFRP. Badania laboratoryjne zrealizowano na dużej liczbie próbek oraz zastosowano różnorodne techniki pomiarowe. Próbkę zostały wykonane przez certyfikowanego producenta drewna klejonego z zachowaniem reżimu technologicznego. Przełożyło się to na otrzymanie wiarygodnych wyników, które umożliwiły analizę rzeczywistych zjawisk zachodzących w kompozycie.

W ramach analiz numerycznych, przygotowano kilka szczegółowych modeli MES, uwzględniających zachowanie się kompozytu w różnym stanie naprężenia. Modelowanie przeprowadzono, bazując na własnym modelu drewna miękkiego przy zginaniu, potwierdzonego badaniami. Uwzględniono zjawiska zachodzące w spoinach, analizując ich sztywność kohezyjną oraz możliwość wystąpienia delaminacji. Udowodniono, że pomijanie sztywności kohezyjnej połączeń, poprzez uznawanie ich za idealne, może prowadzić do zaniżenia ugięcia konstrukcji, a w konsekwencji do przyjęcia zbyt małych przekrojów elementów. Analizę pracy połączeń klejonych przeprowadzono na próbkach prostopadłościennych w schemacie ścinanego połączenia dwu-zakładkowego. Na podstawie badań laboratoryjnych, modeli teoretycznych oraz analiz numerycznych stwierdzono, że przy zastosowaniu kleju poliuretanowego, połączenie drewno-CFRP wykazuje znacznie mniejszą sztywność oraz wytrzymałość niż połączenie drewno-drewno. Istotnie wpływa to na skuteczność zbrojenia oraz determinuje miejsce jego lokalizacji.

Opracowano model numeryczny umożliwiający nieliniową analizę dźwigarów pełnowymiarowych, zbrojonych taśmami CFRP, którą można prowadzić do momentu pęknięcia lameli dolnej. Model pozwala na precyzyjne wyznaczenie sztywności liniowo-sprężystej projektowanych dźwigarów oraz na względnie dokładne przewidywanie siły niszczącej. Przedstawione założenia zezwalają również na tworzenie i analizę kompozytów o innych układach zbrojenia niż przedstawione w niniejszej pracy, pod warunkiem pełnego przekroju dźwigarów.

W końcowej części niniejszej pracy przedstawiono uproszczony model zastępczego pola przekroju wraz z jego dostosowaniem, w oparciu o badania laboratoryjne i analizy MES. Zastosowane modyfikacje umożliwiły wykonywanie dokładniejszych obliczeń, bliższych rzeczywistej pracy elementów. Przeprowadzone z wykorzystaniem tego modelu analizy szacunkowe umożliwiły wyciągnięcie ogólnych wniosków i zaleceń do projektowania konstrukcji z kompozytów drewno-CFRP.

10 BIBLIOGRAFIA

- [1] Silva M. A. L., de Moura M. F. S. F., Morais J. J. L., *Numerical analysis of the ENF test for mode II wood fracture*, Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, vol. 37, p. 1334–1344, 2006.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.compositesa.2005.08.014>
- [2] Kossakowski P., *Influence of anisotropy on the energy release rate GI for highly orthotropic materials*, Journal of Theoretical and Applied Mechanics, vol. 45, p. 739–752, 2007.
- [3] Kossakowski P. G., *Fracture toughness of pine wood for I and II loading modes*, Archives of Civil Engineering, vol. 54, p. 509–529, 2008.
- [4] Prokopski G., *Investigation of wood fracture toughness using mode II fracture (shearing)*, Journal of Materials Science, vol. 30, p. 4745–4750, 1995. DOI: <https://doi.org/10.1007/BF01153088>
- [5] Yoshihara H., Ohta M., *Measurement of mode II fracture toughness of wood by the end-notched flexure test*, Journal of Wood Science, vol. 46, p. 273–278, 2000. DOI: <https://doi.org/10.1007/BF00766216>
- [6] Stanzl-Tschegg S., Tan D.-M., Tschegg E., *New splitting method for wood fracture characterization*, Wood Science and Technology, vol. 29, p. 31–50, 1995. DOI: <https://doi.org/10.1007/BF00196930>
- [7] Vasic S., Stanzl-Tschegg S., *Experimental and numerical investigation of wood fracture mechanisms at different humidity levels*, Holzforschung, vol. 61, p. 367–374, 2007. DOI: <https://doi.org/10.1515/HF.2007.056>
- [8] Fortino S., Zagari G., Mendicino A. L., Dill-Langer G., *A simple approach for FEM simulation of Mode I cohesive crack growth in glued laminated timber under short-term loading*, Rakenteiden Mekaniikka (Journal of Structural Mechanics), vol. 45, p. 1–20, 2012.
- [9] Qiu L. P., Zhu E. C., Zhou H. Z., Liu L. Y., *Fracture Toughness of Northeast China Larch*, Key Engineering Materials, vol. 517, p. 661–668, 2012. DOI: <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.517.661>
- [10] Qiu L. P., Zhu E. C., van de Kuilen J. W. G., *Modeling crack propagation in wood by extended finite element method*, European Journal of Wood and Wood Products, vol. 72, p. 273–283, 2014. DOI: <https://doi.org/10.1007/s00107-013-0773-5>
- [11] Sandhaas C., Van De Kuilen J. W. G., *Material model for wood*, Heron Special Issue: Timber Modelling, vol. 58, p. 173–193, 2013.
- [12] Orlando N., Taddia Y., Benvenuti E., Pizzo B., Alessandri C., *End-repair of timber beams with laterally-loaded glued-in rods: Experimental trials and failure prediction through modelling*, Construction and Building Materials, vol. 195, p. 623–637, 2019.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.11.045>
- [13] Khorsandnia N., Valipour H. R., Crews K., *Nonlinear finite element analysis of timber beams and joints using the layered approach and*

- hypoelastic constitutive law*, Engineering Structures, vol. 46, p. 606–614, 2013. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2012.08.017>
- [14] Valipour H., Khorsandnia N., Crews K., Foster S., *A simple strategy for constitutive modelling of timber*, Construction and Building Materials, vol. 53, p. 138–148, 2014.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2013.11.100>
- [15] Mascia N. T., Simoni R. A., *Analysis of failure criteria applied to wood*, Engineering Failure Analysis, vol. 35, p. 703–712, 2013.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2013.07.001>
- [16] Oudjene M., Khelifa M., *Elasto-plastic constitutive law for wood behaviour under compressive loadings*, Construction and Building Materials, vol. 23, p. 3359–3366, 2009.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2009.06.034>
- [17] Oudjene M., Khelifa M., *Experimental and numerical analyses of single double shear dowel-type timber joints*, 11th World Conference on Timber Engineering (WCTE) 2010, p. 476–481, 2010.
- [18] Reiterer A., Stanzl-Tschegg S. E., *Compressive behaviour of softwood under uniaxial loading at different orientations to the grain*, Mechanics of Materials, vol. 33, p. 705–715, 2001.
DOI: [https://doi.org/10.1016/S0167-6636\(01\)00086-2](https://doi.org/10.1016/S0167-6636(01)00086-2)
- [19] dos Santos C. L., Morais J. J. L., de Jesus A. M. P., *Mechanical behaviour of wood T-joints. Experimental and numerical investigation*, Frattura Ed Integrità Strutturale, vol. 9, p. 23–37, 2014.
DOI: <https://doi.org/10.3221/IGF-ESIS.31.03>
- [20] Lavisci P., Berti S., Pizzo B., Triboulot P., Zanuttini R., *A shear test for structural adhesives used in the consolidation of old timber*, Holz Als Roh- Und Werkstoff, vol. 59, p. 145–152, 2001.
DOI: <https://doi.org/10.1007/s001070050486>
- [21] Gereke T., Hering S., Niemz P., *Finite element analysis of wood adhesive joints*, Annals of Warsaw University of Life Sciences - SGGW. Forestry and Wood Technology, vol. 89, p. 36–49, 2015.
- [22] Henrique de Almeida D., Schmitt Cavalheiro R., Borges de Macêdo L., Calil Neto C., Luis Christoforo A., Calil Junior C., Antonio Rocco Lahr F., *Evaluation of Quality in the Adhesion of Glued Laminated Timber (Glulam) of Paricá and Lyptus Wood Species*, International Journal of Materials Engineering, vol. 4, p. 114–118, 2014.
DOI: <https://doi.org/10.5923/j.ijme.20140403.07>
- [23] Cavalheiro R. S., Neto C. C., Christoforo A. L., Junior C. C., Lahr F. A. R., *Evaluation of Shear Strength and Cyclic Delamination of Paricá (Schizolobium amazonicum) Glued Laminated Timber*, International Journal of Materials Engineering, vol. 6, p. 60–65, 2016.
DOI: <https://doi.org/10.5923/j.ijme.20160602.07>
- [24] Wang V. Z., Ginger J. D., Narayan K., *Intralaminar and interlaminar*

- fracture characterization in glued-laminated timber members using image analysis*, Engineering Fracture Mechanics, vol. 82, p. 73–84, 2012. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2011.11.024>
- [25] Xu B. H., Zhao Y. H., Guo J. H., Wang Y. X., *Fracture toughnesses of interlaminar fracture of glued-laminated timber*, Wood Research, vol. 61, p. 951–958, 2016.
- [26] Aicher S., Ohnesorge D., *Shear strength of glued laminated timber made from European beech timber*, European Journal of Wood and Wood Products, vol. 69, p. 143–154, 2011. DOI: <https://doi.org/10.1007/s00107-009-0399-9>
- [27] Lorenzis L. De, Scialpi V., Tegola A. La, *Analytical and experimental study on bonded-in CFRP bars in glulam timber*, Composites Part B: Engineering, vol. 36, p. 279–289, 2005. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2004.11.005>
- [28] Titirla M., Michel L., Ferrier E., *Mechanical behaviour of glued-in rods (carbon and glass fibre-reinforced polymers) for timber structures—An analytical and experimental study*, Composite Structures, vol. 208, p. 70–77, 2019. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2018.09.101>
- [29] Zhu H., Faghani P., Tannert T., *Experimental investigations on timber joints with single glued-in FRP rods*, Construction and Building Materials, vol. 140, p. 167–172, 2017. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.02.091>
- [30] Grunwald C., Kaufmann M., Alter B., Vallée T., Tannert T., *Numerical investigations and capacity prediction of G-FRP rods glued into timber*, Composite Structures, vol. 202, p. 47–59, 2018. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2017.10.010>
- [31] Ling Z., Yang H., Liu W., Zhu S., Chen X., *Local bond stress-slip relationships between glue laminated timber and epoxy bonded-in GFRP rod*, Construction and Building Materials, vol. 170, p. 1–12, 2018. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.03.052>
- [32] Sena-Cruz J., Branco J., Jorge M., Barros J. A. O., Silva C., Cunha V. M. C. F., *Bond behavior between glulam and GFRP's by pullout tests*, Composites Part B: Engineering, vol. 43, p. 1045–1055, 2012. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2011.10.022>
- [33] Yeboah D., Taylor S., McPolin D., Gilfillan R., *Pull-out behaviour of axially loaded Basalt Fibre Reinforced Polymer (BFRP) rods bonded perpendicular to the grain of glulam elements*, Construction and Building Materials, vol. 38, p. 962–969, 2013. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2012.09.014>
- [34] Corradi M., Righetti L., Borri A., *Bond Strength of Composite CFRP Reinforcing Bars in Timber*, Materials, vol. 8, p. 4034–4049, 2015. DOI: <https://doi.org/10.3390/ma8074034>
- [35] Vessby J., Serrano E., Enquist B., *Contact-free measurement and*

- numerical and analytical evaluation of the strain distribution in a wood-FRP lap-joint*, *Materials and Structures*, vol. 43, p. 1085–1095, 2010.
DOI: <https://doi.org/10.1617/s11527-009-9568-x>
- [36] Wan J., Smith S. T., Qiao P. Z., *FRP-to-Softwood Joints: Experimental Investigation*, *Advances in FRP Composites in Civil Engineering*, p. 1–5, 2011. DOI: https://doi.org/10.1007/978-3-642-17487-2_210
- [37] Wan J., Smith S. T., Qiao P., Chen F., *Experimental Investigation on FRP-to-Timber Bonded Interfaces*, *Journal of Composites for Construction*, vol. 18, p. 1–9, 2014.
DOI: [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CC.1943-5614.0000418](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000418)
- [38] Biscaia H. C., Cruz D., Chastre C., *Analysis of the debonding process of CFRP-to-timber interfaces*, *Construction and Building Materials*, vol. 113, p. 96–112, 2016.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.03.033>
- [39] Subhani M., Globa A., Al-Ameri R., Moloney J., *Effect of grain orientation on the CFRP-to-LVL bond*, *Composites Part B: Engineering*, vol. 129, p. 187–197, 2017.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2017.07.062>
- [40] Vahedian A., Shrestha R., Crews K., *Effective bond length and bond behaviour of FRP externally bonded to timber*, *Construction and Building Materials*, vol. 151, p. 742–754, 2017.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.06.149>
- [41] Vahedian A., Shrestha R., Crews K., *Width effect of FRP externally bonded to timber*, 9th International Conference on Fibre-Reinforced Polymer (FRP) Composites in Civil Engineering (CICE) 2018, p. 558–565, 2018.
- [42] Vahedian A., Shrestha R., Crews K., *Bond strength model for externally bonded FRP-to-timber interface*, *Composite Structures*, vol. 200, p. 328–339, 2018. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2018.05.152>
- [43] Vahedian A., Shrestha R., Crews K., *Analysis of externally bonded Carbon Fibre Reinforced Polymers sheet to timber interface*, *Composite Structures*, vol. 191, p. 239–250, 2018.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2018.02.064>
- [44] Vahedian A., Shrestha R., Crews K., *Experimental Investigation on the Effect of Bond Thickness on the Interface Behaviour of Fibre Reinforced Polymer Sheet Bonded to Timber*, *International Journal of Structural and Construction Engineering*, vol. 12, p. 1157–1163, 2018.
- [45] Biscaia H. C., Chastre C., Cruz D., Viegas A., *Prediction of the interfacial performance of CFRP laminates and old timber bonded joints with different strengthening techniques*, *Composites Part B: Engineering*, vol. 108, p. 1–17, 2017.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2016.09.097>
- [46] Arriaga F., Íñiguez-Gonzales G., Esteban M., *Bonding shear strength in*

- timber and gfrp glued with epoxy adhesives*, Wood Research, vol. 56, p. 297–310, 2011.
- [47] Juvandes L. F. P., Barbosa R. M. T., *Bond Analysis of Timber Structures Strengthened with FRP Systems*, Strain, vol. 48, p. 124–135, 2012.
DOI: <https://doi.org/10.1111/j.1475-1305.2011.00804.x>
- [48] Sena-Cruz J., Jorge M., Branco J. M., Cunha V. M. C. F., *Bond between glulam and NSM CFRP laminates*, Construction and Building Materials, vol. 40, p. 260–269, 2013.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2012.09.089>
- [49] Fava G., Carvelli V., Poggi C., *Pull-out strength of glued-in FRP plates bonded in glulam*, Construction and Building Materials, vol. 43, p. 362–371, 2013. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2013.02.035>
- [50] Lee Y., Park J., Hong S., Kim S., *A Study of Bond of Structural Timber and Carbon Fiber Reinforced Polymer Plate*, Materials Science, vol. 21, p. 563–567, 2015. DOI: <https://doi.org/10.5755/j01.ms.21.4.9702>
- [51] Schober K.-U., Harte A. M., Klinger R., Jockwer R., Xu Q., Chen J.-F., *FRP reinforcement of timber structures*, Construction and Building Materials, vol. 97, p. 106–118, 2015.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.06.020>
- [52] Franke S., Franke B., Harte A. M., *Failure modes and reinforcement techniques for timber beams – State of the art*, Construction and Building Materials, vol. 97, p. 2–13, 2015.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.06.021>
- [53] Johnsson H., Blanksvärd T., Carolin A., *Glulam members strengthened by carbon fibre reinforcement*, Materials and Structures, vol. 40, p. 47–56, 2007. DOI: <https://doi.org/10.1617/s11527-006-9119-7>
- [54] Raftery G. M., Kelly F., *Basalt FRP rods for reinforcement and repair of timber*, Composites Part B: Engineering, vol. 70, p. 9–19, 2015.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2014.10.036>
- [55] Raftery G. M., Whelan C., *Low-grade glued laminated timber beams reinforced using improved arrangements of bonded-in GFRP rods*, Construction and Building Materials, vol. 52, p. 209–220, 2014.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2013.11.044>
- [56] Yang H., Ju D., Liu W., Lu W., *Prestressed glulam beams reinforced with CFRP bars*, Construction and Building Materials, vol. 109, p. 73–83, 2016. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.02.008>
- [57] Bergner K., Tosch M., Zauer M., Spickenheuer A., Wagenführ A., Heinrich G., *Process development for the manufacture of fiber reinforced wood composites (FRWC)*, Construction and Building Materials, vol. 180, p. 275–284, 2018.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.04.001>
- [58] Fiorelli J., Dias A. A., *Analysis of the strength and stiffness of timber beams reinforced with carbon fiber and glass fiber*, Materials Research,

- vol. 6, p. 193–202, 2003.
DOI: <https://doi.org/10.1590/S1516-14392003000200014>
- [59] Kossakowski P. G., *Load – Bearing Capacity of Wooden Beams Reinforced with Composite Sheets*, Structure, p. 1–9, 2011.
DOI: <https://doi.org/10.30540/sae-2018-029>
- [60] Kim Y. J., Harries K. A., *Modeling of timber beams strengthened with various CFRP composites*, Engineering Structures, vol. 32, p. 3225–3234, 2010. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2010.06.011>
- [61] Kim Y. J., Hossain M., Harries K. A., *CFRP strengthening of timber beams recovered from a 32year old quonset: Element and system level tests*, Engineering Structures, vol. 57, p. 213–221, 2013.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2013.09.028>
- [62] Corradi M., Borri A., Righetti L., Speranzini E., *Uncertainty analysis of FRP reinforced timber beams*, Composites Part B: Engineering, vol. 113, p. 174–184, 2017.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2017.01.030>
- [63] de Jesus A. M. P., Pinto J. M. T., Morais J. J. L., *Analysis of solid wood beams strengthened with CFRP laminates of distinct lengths*, Construction and Building Materials, vol. 35, p. 817–828, 2012.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2012.04.124>
- [64] Khelifa M., Achet S., Méausoone P.-J., Celzard A., *Finite element analysis of flexural strengthening of timber beams with Carbon Fibre-Reinforced Polymers*, Engineering Structures, vol. 101, p. 364–375, 2015. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2015.07.046>
- [65] Andor K., Lengyel A., Polgár R., Fodor T., Karácsonyi Z., *Experimental and statistical analysis of spruce timber beams reinforced with CFRP fabric*, Construction and Building Materials, vol. 99, p. 200–207, 2015.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.09.026>
- [66] Borri A., Corradi M., Grazini A., *A method for flexural reinforcement of old wood beams with CFRP materials*, Composites Part B: Engineering, vol. 36, p. 143–153, 2005.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2004.04.013>
- [67] de la Rosa García P., Cobo Escamilla A., González García M. N., *Analysis of the flexural stiffness of timber beams reinforced with carbon and basalt composite materials*, Composites Part B: Engineering, vol. 86, p. 152–159, 2016.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2015.10.003>
- [68] de la Rosa García P., Escamilla A. C., Nieves González García M., *Bending reinforcement of timber beams with composite carbon fiber and basalt fiber materials*, Composites Part B: Engineering, vol. 55, p. 528–536, 2013. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2013.07.016>
- [69] Rescalvo F., Valverde-Palacios I., Suarez E., Gallego A., *Experimental Comparison of Different Carbon Fiber Composites in Reinforcement*

- Layouts for Wooden Beams of Historical Buildings*, Materials, vol. 10, p. 1113, 2017. DOI: <https://doi.org/10.3390/ma10101113>
- [70] Jankowski L. J., Jasieńko J., Nowak T. P., *Experimental assessment of CFRP reinforced wooden beams by 4-point bending tests and photoelastic coating technique*, Materials and Structures, vol. 43, p. 141–150, 2010. DOI: <https://doi.org/10.1617/s11527-009-9476-0>
- [71] Nowak T. P., Jasieńko J., Czepiżak D., *Experimental tests and numerical analysis of historic bent timber elements reinforced with CFRP strips*, Construction and Building Materials, vol. 40, p. 197–206, 2013. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2012.09.106>
- [72] Schober K. U., Rautenstrauch K., *Post-strengthening of timber structures with CFRP's*, Materials and Structures, vol. 40, p. 27–35, 2007. DOI: <https://doi.org/10.1617/s11527-006-9128-6>
- [73] Morales-Conde M. J., Rodríguez-Liñán C., Rubio-de Hita P., *Bending and shear reinforcements for timber beams using GFRP plates*, Construction and Building Materials, vol. 96, p. 461–472, 2015. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.07.079>
- [74] Basterra L. A., Balmori J. A., Morillas L., Acuña L., Casado M., *Internal reinforcement of laminated duo beams of low-grade timber with GFRP sheets*, Construction and Building Materials, vol. 154, p. 914–920, 2017. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.08.007>
- [75] Nadir Y., Nagarajan P., Ameen M., Arif M M., *Flexural stiffness and strength enhancement of horizontally glued laminated wood beams with GFRP and CFRP composite sheets*, Construction and Building Materials, vol. 112, p. 547–555, 2016. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.02.133>
- [76] Vahedian A., Shrestha R., Crews K., *Experimental and analytical investigation on CFRP strengthened glulam laminated timber beams: Full-scale experiments*, Composites Part B: Engineering, vol. 164, p. 377–389, 2019. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2018.12.007>
- [77] Thorhallsson E. R., Hinriksson G. I., Snæbjörnsson J. T., *Strength and stiffness of glulam beams reinforced with glass and basalt fibres*, Composites Part B: Engineering, vol. 115, p. 300–307, 2017. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2016.09.074>
- [78] Brunetti M., Christovasilis I. P., Micheloni M., Nocetti M., Pizzo B., *Production feasibility and performance of carbon fibre reinforced glulam beams manufactured with polyurethane adhesive*, Composites Part B: Engineering, vol. 156, p. 212–219, 2019. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2018.08.075>
- [79] Glišović I., Stevanović B., Todorović M., *Flexural reinforcement of glulam beams with CFRP plates*, Materials and Structures, vol. 49, p. 2841–2855, 2016. DOI: <https://doi.org/10.1617/s11527-015-0690-7>
- [80] Glišović I., Stevanović B., Todorović M., Stevanović T., *Glulam beams*

- externally reinforced with cfrp plates*, Wood Research, vol. 61, p. 141–154, 2016.
- [81] Glišović I., Pavlović M., Stevanović B., Todorović M., *Numerical Analysis of Glulam Beams Reinforced with CFRP Plates*, Journal of Civil Engineering and Management, vol. 23, p. 868–879, 2017.
DOI: <https://doi.org/10.3846/13923730.2017.1341953>
- [82] Subhani M., Globa A., Al-Ameri R., Moloney J., *Flexural strengthening of LVL beam using CFRP*, Construction and Building Materials, vol. 150, p. 480–489, 2017.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.06.027>
- [83] Nguyen Trung V. A., Le Roy R., Caron J.-F., *Multi-reinforcement of timber beams with composite materials: Experiments and fracture modeling*, Composite Structures, vol. 123, p. 233–245, 2015.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2014.12.004>
- [84] Fiorelli J., Dias A. A., *Glulam beams reinforced with FRP externally-bonded: theoretical and experimental evaluation*, Materials and Structures, vol. 44, p. 1431–1440, 2011.
DOI: <https://doi.org/10.1617/s11527-011-9708-y>
- [85] Raftery G. M., Harte A. M., *Nonlinear numerical modelling of FRP reinforced glued laminated timber*, Composites Part B: Engineering, vol. 52, p. 40–50, 2013.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2013.03.038>
- [86] Raftery G. M., Harte A. M., *Low-grade glued laminated timber reinforced with FRP plate*, Composites Part B: Engineering, vol. 42, p. 724–735, 2011. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2011.01.029>
- [87] Raftery G. M., Rodd P. D., *FRP reinforcement of low-grade glulam timber bonded with wood adhesive*, Construction and Building Materials, vol. 91, p. 116–125, 2015.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.05.026>
- [88] Osmannezhad S., Faezipour M., Ebrahimi G., *Effects of GFRP on bending strength of glulam made of poplar (Populus deltoids) and beech (Fagus orientalis)*, Construction and Building Materials, vol. 51, p. 34–39, 2014. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2013.10.035>
- [89] Shi H., Liu W., Fang H., Bai Y., Hui D., *Flexural responses and pseudo-ductile performance of lattice-web reinforced GFRP-wood sandwich beams*, Composites Part B: Engineering, vol. 108, p. 364–376, 2017.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2016.10.009>
- [90] Bal B. C., *Flexural properties, bonding performance and splitting strength of LVL reinforced with woven glass fiber*, Construction and Building Materials, vol. 51, p. 9–14, 2014.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2013.10.041>
- [91] Yang H., Liu W., Lu W., Zhu S., Geng Q., *Flexural behavior of FRP and steel reinforced glulam beams: Experimental and theoretical evaluation*,

- Construction and Building Materials, vol. 106, p. 550–563, 2016.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.12.135>
- [92] Kawecki B., Podgórski J., *3D ABAQUS Simulation of Bent Softwood Elements*, Archives of Civil Engineering, vol. 66, p. 323–337, 2020.
DOI: <https://doi.org/10.24425/ace.2020.134400>
- [93] *Simulia ABAQUS, User's Guide*, 2019.
- [94] Ross R. J., Risbrudt C. D., Ritter M. A., Wegner T. H., *Wood Handbook: Wood as an Engineering Material*, Forest Products Laboratory, 2010.
- [95] Hemanth R. H., Ruchin P., Gourav G., Venkatesha K. S., Ravi Kumar G. V. V., Sklyut H., Kulak M., Heinimann M., *Performance Evaluation of Finite Elements for Analysis of Advanced Hybrid Laminates*, ABAQUS User's Conference, p. 1–15, 2010.
- [96] Kawecki B., Podgórski J., *Numerical and Experimental Research on Delamination of Glulam Elements*, Archives of Civil Engineering, vol. 64, p. 15–29, 2018. DOI: <https://doi.org/10.2478/ace-2018-0026>
- [97] Kawecki B., Podgórski J., *Numerical model of glulam beam delamination in dependence on cohesive strength*, AIP Conference Proceedings, p. 1–7, 2018. DOI: <https://doi.org/10.1063/1.5019059>
- [98] Kawecki B., Podgórski J., *Numerical Analysis and Its Laboratory Verification in Bending Test of Glue Laminated Timber Pre-Cracked Beam*, Materials, vol. 12, p. 955, 2019.
DOI: <https://doi.org/10.3390/ma12060955>
- [99] Ramamurthi M., Lee J.-S., Yang S.-H., Kim Y.-S., *Delamination characterization of bonded interface in polymer coated steel using surface based cohesive model*, International Journal of Precision Engineering and Manufacturing, vol. 14, p. 1755–1765, 2013.
DOI: <https://doi.org/10.1007/s12541-013-0235-3>
- [100] Needleman A., *Some Issues in Cohesive Surface Modeling*, Procedia IUTAM, vol. 10, p. 221–246, 2014.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.piutam.2014.01.020>
- [101] Ali A., Lo Conte A., Biffi C. A., Tuissi A., *Cohesive surface model for delamination and dynamic behavior of hybrid composite with SMA-GFRP interface*, International Journal of Lightweight Materials and Manufacture, vol. 2, p. 146–155, 2019.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.ijlmm.2019.01.006>
- [102] Camanho P. P., Davila C. G., de Moura M. F., *Numerical Simulation of Mixed-mode Progressive Delamination in Composite Materials*, Journal of Composite Materials, vol. 37, p. 1415–1438, 2003.
DOI: <https://doi.org/10.1177/0021998303034505>
- [103] Song K., Davila C., Rose C., *Guidelines and parameter selection for the simulation of progressive delamination*, ABAQUS User's Conference, p. 1–15, 2008.
- [104] Moslemi M., Khoshravan M., *Cohesive Zone Parameters Selection for*

- Mode-I Prediction of Interfacial Delamination*, Strojniški Vestnik – Journal of Mechanical Engineering, vol. 61, p. 507–516, 2015.
DOI: <https://doi.org/10.5545/sv-jme.2015.2521>
- [105] Lepore M. A., Perrella M., *From test data to FE code: a straightforward strategy for modelling the structural bonding interface*, Frattura Ed Integrità Strutturale, vol. 11, p. 191–201, 2016.
DOI: <https://doi.org/10.3221/IGF-ESIS.39.19>
- [106] de Moura M. F. S. F., Campilho R. D. S. G., Gonçalves J. P. M., *Pure mode II fracture characterization of composite bonded joints*, International Journal of Solids and Structures, vol. 46, p. 1589–1595, 2009. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2008.12.001>
- [107] Stuparu F. A., Constantinescu D. M., *Interface damage characterization through cohesive parameters*, Journal of Engineering Studies and Research, vol. 18, p. 129–139, 2012.
- [108] Mohammadi B., Salimi-Majd D., *Investigation of delamination and damage due to free edge effects in composite laminates using cohesive interface elements*, Engineering Solid Mechanics, vol. 2, p. 101–118, 2014. DOI: <https://doi.org/10.5267/j.esm.2014.2.001>
- [109] Soroush M., Fard K. M., Shahravi M., *Finite Element Simulation of Interlaminar and Intralaminar Damage in Laminated Composite Plates Subjected to Impact*, Latin American Journal of Solids and Structures, vol. 15, 2018. DOI: <https://doi.org/10.1590/1679-78254609>
- [110] Sitnikova E., Li D., Wei J., Yi X., Li S., *On the Representativeness of the Cohesive Zone Model in the Simulation of the Delamination Problem*, Journal of Composites Science, vol. 3, p. 22, 2019.
DOI: <https://doi.org/10.3390/jcs3010022>
- [111] Turon A., Dávila C. G., Camanho P. P., Costa J., *An engineering solution for mesh size effects in the simulation of delamination using cohesive zone models*, Engineering Fracture Mechanics, vol. 74, p. 1665–1682, 2007. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2006.08.025>
- [112] Alfano G., Crisfield M. A., *Finite element interface models for the delamination analysis of laminated composites: mechanical and computational issues*, International Journal for Numerical Methods in Engineering, vol. 50, p. 1701–1736, 2001.
DOI: <https://doi.org/10.1002/nme.93>
- [113] Falk M. L., Needleman A., Rice J. R., *A critical evaluation of dynamic fracture simulations using cohesive surfaces*, Journal de Physique IV, p. 43–50, 2001.
- [114] Davila C., Camanho P., de Moura M., *Mixed-mode decohesion elements for analyses of progressive delamination*, 42nd AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics Materials Conference and Exhibit, p. 1–12, 2001. DOI: <https://doi.org/10.2514/6.2001-1486>
- [115] Wu E. M., Reuter R. C., *Crack extension in fiberglass reinforced*

- plastics*, Materials Science, 1965.
DOI: <https://doi.org/10.21236/ad0613576>
- [116] Benzeggagh M. L., Kenane M., *Measurement of mixed-mode delamination fracture toughness of unidirectional glass/epoxy composites with mixed-mode bending apparatus*, Composites Science and Technology, vol. 56, p. 439–449, 1996.
DOI: [https://doi.org/10.1016/0266-3538\(96\)00005-X](https://doi.org/10.1016/0266-3538(96)00005-X)
- [117] Panettieri E., Fanteria D., Firrincieli A., *Damage initialization techniques for non-sequential FE propagation analysis of delaminations in composite aerospace structures*, Meccanica, vol. 50, p. 2569–2585, 2015.
DOI: <https://doi.org/10.1007/s11012-015-0214-0>
- [118] Abdulla K. F., Cunningham L. S., Gillie M., *Simulating masonry wall behaviour using a simplified micro-model approach*, Engineering Structures, vol. 151, p. 349–365, 2017.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2017.08.021>
- [119] Zoghbi B. El, *Modelling of Failure Mechanism in Unidirectional Carbon Fiber-Reinforced Polyamide Composites Using Cohesive Zone Model*, International Journal of Composite Materials, vol. 9, p. 16–23, 2019.
DOI: <https://doi.org/10.5923/j.cmaterials.20190901.03>
- [120] Demir A., Ozturk H., Edip K., Stojmanovska M., Bogdanovic A., *Effect of Viscosity Parameter on the Numerical Simulation of Reinforced Concrete Deep Beam Behavior*, The Online Journal of Science and Technology, vol. 8, p. 50–56, 2018.
- [121] Kowalewski Z. L., Dietrich L., Kopeć M., Szymczak T., Grzywina P., *Nowoczesne systemy optyczne w badaniach mechanicznych - budowa, działanie, zastosowania*, XXII Seminarium - Nieniszczące Badania Materiałów, p. 1–32, 2016.
- [122] Tsai M. Y., Oplinger D. W., Morton J., *Improved theoretical solutions for adhesive lap joints*, International Journal of Solids and Structures, vol. 35, p. 1163–1185, 1998.
DOI: [https://doi.org/10.1016/S0020-7683\(97\)00097-8](https://doi.org/10.1016/S0020-7683(97)00097-8)
- [123] Tsai M. Y., Morton J., *An investigation into the stresses in double-lap adhesive joints with laminated composite adherends*, International Journal of Solids and Structures, vol. 47, p. 3317–3325, 2010.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2010.08.011>
- [124] Xiao X. (Sharon), Foss P. H., Schroeder J. A., *Stiffness prediction of the double lap shear joint. Part I: Analytical solution*, International Journal of Adhesion and Adhesives, vol. 24, p. 229–237, 2004.
DOI: <https://doi.org/10.1016/j.ijadhadh.2003.10.003>
- [125] Kläusler O., Clauß S., Lübke L., Trachsel J., Niemz P., *Influence of moisture on stress–strain behaviour of adhesives used for structural bonding of wood*, International Journal of Adhesion and Adhesives, vol. 44, p. 57–65, 2013. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.ijadhadh.2013.01.015>

- [126] Clauß S., Gabriel J., Karbach A., Matner M., Niemz P., *Influence of the adhesive formulation on the mechanical properties and bonding performance of polyurethane prepolymers*, Holzforschung, vol. 65, p. 835–844, 2011. DOI: <https://doi.org/10.1515/HF.2011.095>
- [127] Hillerborg A., Modéer M., Petersson P.-E., *Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements*, Cement and Concrete Research, vol. 6, p. 773–781, 1976. DOI: [https://doi.org/10.1016/0008-8846\(76\)90007-7](https://doi.org/10.1016/0008-8846(76)90007-7)
- [128] PN-EN-14080:2013 - *Konstrukcje drewniane - Drewno klejone warstwowo i konstrukcyjne sklezione drewno lite - Wymagania*, Polski Komitet Normalizacyjny, Warszawa, Polska, 2013.
- [129] S&P, *C-LAMINATE - Karta techniczna*. https://www.sp-reinforcement.pl/sites/default/files/field_product_col_doc_file/c-laminates_polska_ver012019-low.pdf
- [130] S&P, *Resin 220 - Karta techniczna*. https://www.sp-reinforcement.pl/sites/default/files/field_product_col_doc_file/resin220_polska_ver20190523.pdf
- [131] Vu-Quoc L., Tan X. G., *Optimal solid shells for non-linear analyses of multilayer composites. I. Statics*, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, vol. 192, p. 975–1016, 2003. DOI: [https://doi.org/10.1016/S0045-7825\(02\)00435-8](https://doi.org/10.1016/S0045-7825(02)00435-8)
- [132] Jones R. M., *Mechanics of Composite Materials*, 2nd Edition, Taylor&Francis, New York, USA, 1999.
- [133] Kaw A. K., *Mechanics of Composite Materials*, 2nd Edition, CRC Press, Boca Raton, USA, 2006.
- [134] Gere J. M., Goodno B. J., *Mechanics of Materials*, Cengage Learning, Cambridge, UK, 2013.
- [135] Kawecki B., Podgórski J., *The Effect of Glue Cohesive Stiffness on the Elastic Performance of Bent Wood–CFRP Beams*, Materials, vol. 13, p. 1–23, 2020. DOI: <https://doi.org/10.3390/ma13225075>
- [136] PN-EN-338:2016 - *Drewno konstrukcyjne - Klasy Wytrzymałości*, Polski Komitet Normalizacyjny, Warszawa, Polska, 2016.