

POLITECHNIKA LUBELSKA

WYDZIAŁ BUDOWNICTWA I ARCHITEKTURY

KATEDRA DRÓG I MOSTÓW

**WZMACNIANIE ELEMENTÓW STALOWYCH
KOMPOZYTAMI FRP**

mgr inż. Maciej Roman Kowal

Rozprawa doktorska

Promotor: dr hab. inż. Marek Łagoda, prof. IBDiM

POLITECHNIKA LUBELSKA, LUBLIN 2015

Praca doktorska wspomagana przez finansowanie ze środków Statutowych Katedry Dróg i Mostów Politechniki Lubelskiej w latach 2011-2015, Dotacji Młoda Kadra w latach 2012-2014 oraz wsparcia materiałowego firm S&P Polska Sp. z o.o. oraz Mota-Engil Central Europe S.A.

Pragnę wyrazić serdeczne podziękowanie wszystkim osobom, których pomoc i życzliwość przyczyniła się do powstania niniejszej rozprawy. W szczególności pragnę podziękować:

panu profesorowi Markowi Łagodzie, za podpowiedź wyboru ścieżki zawodowej, współpracę zawodową i naukową, cenne wskazówki i okazaną cierpliwość promotora,

dr inż. Sławomirowi Karasiowi, za poświęcony przez lata czas na ciągłe mobilizowanie i koleżeńską pomoc,

panu profesorowi Wacławowi Szcześniakowi za wskazówki i mobilizację w ostatniej fazie pracy nad rozprawą,

kolegom i koleżankom z Wydziału Budownictwa i Architektury Politechniki Lubelskiej

oraz panom Markowi Makarewiczowi, Andrzejowi Szkuatowi i Zdzisławowi Drączkowskiemu za pomoc od strony techniczno-materiałowej w wykonaniu badań.

Szczególne podziękowania składam:

mojej żonie Agnieszce, za zaufanie, mobilizowanie, cierpliwość oraz wsparcie,

rodzicom i bratu, za dopingowanie i za to że nie przestali pytać,

córeczce Edycie, której przyjście na świat ostatecznie zmobilizowało mnie do skończenia niniejszej rozprawy i za to, że jako jedyna nie pytała.

Dziękuję.

Spis treści

Wykaz oznaczeń	8
Ważniejsze skróty	12
1. WPROWADZENIE	13
1.1. Informacje ogólne	13
1.2. Połączenia klejowe	13
1.3. Konwencjonalne i innowacyjne metody wzmocnienia konstrukcji stalowych	13
1.4. Kompozyty	15
1.5. Stosowanie taśm kompozytowych	16
1.6. Efektywność użycia FRP (Fibre Reinforced Polymers) do wzmocnienia konstrukcji stalowych	17
1.7. Cel i zakres rozprawy doktorskiej	19
1.8. Tezy rozprawy doktorskiej do udowodnienia	19
2. STAN WIEDZY W DZIEDZINIE WZMACNIANIA KONSTRUKCJI STALOWYCH KOMPOZYTAMI FRP – PRZEGLĄD LITEARTURY	21
2.1. Wstęp	21
2.2. Przygotowanie podłoża i zachowanie się połączenia stal/kompozyt	24
2.3. Wytrzymałość złącza, postaci zniszczenia, ograniczanie naprężeń	26
2.4. Taśmy sprężone	29
2.5. Wzmocnienie na uderzenie	30
2.6. Wzmocnienie na wyboczenie i zwichrzenie	30
2.7. Starzenie złącza, uwarunkowania środowiskowe oraz obciążenia długotrwałe	32
2.8. Wzmocnienie złącz spawanych	35
2.9. Wzmocnienie przekrojów rurowych	35
2.10. Wzmocnienie na zmęczenie	39
2.11. Wzmocnienie belek stalowych	44
2.12. Wzmocnienie belek zespolonych stal-beton	47
2.13. Inne badania związane z użyciem FRP we wzmocnianiu konstrukcji	49
2.14. Długość zakotwienia	51
2.15. Wpływ opóźnienia ścinania	51
3. ZAŁOŻENIA I PROGRAM BADAŃ WŁASNYCH	53
3.1. Wstęp	53
3.2. Mierzone wielkości i sposób ich pomiaru, realizacja obciążenia	54
3.3. Właściwości materiałów użytych w badaniach	55
3.3.1. Kompozyty CFRP	55
3.3.2. Stal	56
3.3.3. Klej	56
3.4. Badania pierwszego etapu. Dobór geometrii zakończenia złącza	56
3.4.1. Próbkki do badań pierwszej fazy pierwszego etapu	56
3.4.2. Próbkki do badań w drugiej fazie pierwszego etapu	58

3.4.3. Rozmieszczenie tensometrów na próbkach w drugiej fazie pierwszego etapu	59
3.5. Badania drugiego etapu. Wpływ parametrów złącza na nośność wzmocnienia i efektywność wzmocnienia	60
3.5.1. Próbki do badań	60
3.5.2. Rozmieszczenie tensometrów na próbkach w drugim etapie	61
4. WYNIKI BADAŃ LABORATORYJNYCH	64
4.1. Wyniki pierwszej fazy pierwszego etapu	64
4.1.1. Postacie zniszczenia próbek	65
4.1.2. Wnioski z uzyskanych wyników	66
4.2. Wyniki drugiej fazy pierwszego etapu	67
4.2.1. Postacie zniszczenia próbek	69
4.2.2. Wnioski z uzyskanych wyników	70
4.3. Wyniki badań w drugim etapie	70
4.3.1. Postacie zniszczenia próbek	71
4.3.2. Wytrzymałość układu stal – klej – taśma CFRP	78
4.3.3. Wytrzymałość skleiny w zależności od typu zakończenia	81
4.3.4. Wytrzymałość skleiny w zależności od modułu sprężystości taśmy CFRP	81
4.3.5. Wytrzymałość skleiny w zależności od grubości warstwy kleju	82
4.3.6. Wytrzymałość skleiny w zależności od długości taśmy kompozytowej	83
4.3.7. Zachowanie złącza	84
4.3.8. Efektywna długość zakotwienia	95
4.3.9. Efektywność układu wzmocnienia	97
4.3.10. Wnioski z uzyskanych wyników	105
5. ANALIZA TEORETYCZNA ZŁĄCZ KLEJOWYCH POMIĘDZY STALĄ A KOMPOZYTAMI FRP	106
5.1. Wprowadzenie do analizy	106
5.2. Złącza i wzmocnienia jednostronne	106
5.2.1. Przegląd analiz połączeń klejonych	107
5.2.2. Wnioski	126
5.3. Wzmocnienia obustronne i złącza z obustronną nakładką	127
5.3.1. Przegląd analiz	127
5.3.2. Wnioski z przeglądu literatury pojedynczych złącz zakładkowych	136
5.4. Wzmocnienia belek na zginanie	136
5.4.1. Przegląd analiz	136
5.4.2. Wnioski z przeglądu literatury złącz z podwójną nakładką i wzmocnień obustronnych	153
5.5. Analiza wytrzymałości złącza wzmocnienia zginanej belki stalowej wykonana przez Autora	154
5.5.1. Różniczkowe równanie zadania o wykresie naprężeń ścinających w skleinie	155
5.5.2. Różniczkowe równanie zadania o wykresie naprężeń normalnych w skleinie	159
5.5.3. Równanie ogólne naprężeń ścinających w skleinie	161
5.5.4. Równanie ogólne naprężeń normalnych (odrywających) w skleinie	162

5.5.5. Wprowadzenie warunków brzegowych do wzorów ogólnych _____	162
5.6. Porównanie wyników teoretycznych z uwzględnieniem zróżnicowania geometrii wzmocnienia i właściwości materiałowych. Porównanie wyników laboratoryjnych z analizą matematyczną____	174
5.7. Wnioski z analizy teoretycznej _____	190
6. ANALIZA NUMERYCZNA _____	192
6.1. Wstęp _____	192
6.2. Model numeryczny _____	192
6.3. Wyniki analiz numerycznych _____	194
6.3.1. Zgodność modelu _____	194
6.3.2. Badania parametryczne _____	196
6.3.3. Porównanie przebiegu naprężeń po długości skleiny z pomiarów tensometrycznych, analizy matematycznej i analizy numerycznej _____	198
6.3.4. Zgodność wyników analizy numerycznej z pomiarami laboratoryjnymi i analizą matematyczną _____	201
6.4. Wnioski z przeprowadzonej analizy numerycznej _____	202
7. PODSUMOWANIE I WNIOSKI _____	205
7.1. Podsumowanie _____	205
7.2. Wnioski _____	206
7.3. Przyszłe prace _____	208
8. LITERATURA _____	210
Literatura poznana, nie cytowana w pracy _____	218

Wykaz oznaczeń

Indeksy

- 1 – dotyczy elementu wzmacnianego lub górnego elementu sklejonego;
- 2 – dotyczy materiału wzmacniającego lub dolnego elementu sklejonego;
- a – dotyczy kleju;
- i – dotyczy i -tego elementu/próbki;
- $\bar{s}r$ – wartość średnia;
- $\bar{s}r. m$ – wartość średnia miarodajna;
- 95% – wartość średnia miarodajna z prawdopodobieństwem wystąpienia 95%;
- z – dotyczy przekroju zespolonego/przetransformowanego;
- $I \div XIV$ – indeksy określające kolejność występowania w tekście powtarzających się współczynników lub parametrów o zmiennych wyrażeniach;

Duże litery łacińskie

- A_1 – pole przekroju poprzecznego górnego elementu sklejonego lub wzmacnianego;
- A_2 – pole przekroju poprzecznego dolnego elementu sklejonego lub wzmacniającego;
- A_z – pole powierzchni przekroju zespolonego;
- $B_1 \div B_{10}$ – stałe całkowania;
- $C_1 \div C_4$ – stałe całkowania;
- D – sztywność na zginanie elementu sklejonego;
- E – moduł sprężystości;
- E_a – moduł sprężystości kleju;
- E_{FRP} – moduł sprężystości taśmy CFRP;
- E_z – moduł Younga przekroju zespolonego;
- $E_z I_z$ – sztywność na zginanie przekroju zespolonego;
- E_1 – moduł sprężystości górnego elementu sklejonego lub wzmacnianego lub stali;
- E_2 – moduł sprężystości dolnego elementu sklejonego lub wzmacniającego lub taśmy CFRP;
- G – moduł Kirchhoffa lub szybkość uwalniania energii pęknięcia;
- G_a – moduł Kirchhoffa kleju;
- G_f – międzywarstwowa energia pęknięcia złącza;
- I_1 – moment bezwładności względem osi $x-x$ elementu wzmacnianego lub stalowego;
- I_2 – moment bezwładności względem osi $x-x$ elementu wzmacniającego lub taśmy CFRP;
- K – współczynnik;
- K_1 – sztywność sprężysta;
- K_2 – sztywność posprężysta;
- K_p – sztywność na odrywanie kleju;
- K_s – sztywność sprężysta kleju przy ścinaniu;
- L_p – długość taśmy wzmacniającej;
- L_t – rozpiętość teoretyczna wzmocnionej belki;
- L_z – długość zakotwienia;
- M – moment zginający na końcu zakładki w złączu zakładkowym lub moment zginający;
- $M(x)$ – moment zginający;

M_1, M_2 – momenty zginające w elementach sklejonych;
 M_0 – moment wywołany zginaniem elementów sklejanym na końcu złącza;
 M_p – moment zginający powodujący uplastycznienie w stali;
 M_T – całkowity moment zginający oddziałujący na wzmocniony przekrój;
 N_0 – siła rozciągająca w skleinie;
 N – siła normalna;
 P – siła skupiona oddziałująca na elementy skleione lub obciążenie złącza;
 F – wartość siły;
 \bar{P} – siła rozciągająca przyłożona na jednostkę szerokości w złączu zakładkowym;
 \check{P} – siła rozciągająca przyłożona na jednostkę długości;
 P_a – siła niszcząca złącze klejowe;
 P_{max} – maksymalna siła, którą jest zdolne przenieść złącze, siła niszcząca;
 P_s – wytrzymałość materiału sklejanego;
 P_2 – obciążenie taśmy kompozytowej
 P_{2U} – nośność maksymalna złącza poprzedzająca odspojenie odnosząca się do maksymalnej siły w taśmie kompozytowej;
 Q – szukana minimalna wartość sumy kwadratów różnic;
 R_a – energia odkształcenia kleju;
 R_d – nośność;
 R_{pom} – błąd pomiaru;
 $R_{pom.95}$ – wartość błęd pomiaru z prawdopodobieństwem wystąpienia 95%;
 \bar{R}_{pom} – wartość średnia błęd pomiaru;
 R_1 – współczynnik;
 R_2 – współczynnik;
 S – rozpiętość taśmy;
 T_g – temperatura zeszklenia kleju;
 V – siła poprzeczna na końcu zakładki w złączu zakładkowym lub siła poprzeczna;
 V_T – całkowita siła poprzeczna oddziałująca na wzmocniony przekrój;
 W_1 – wskaźnik wytrzymałości sprężystej przy zginaniu elementu wzmocnianego, stalowego;
 X – parametr;
 $X_{d,i}$ – projektowa wielkość materiałów użytych do wzmocniania albo istniejących materiałów;
 Z_α – moduł przekroju plastycznego, zależący od stopnia uplastycznienia przekroju od ściskania i rozciągania bisymetrycznego dwuteownika;

Małe litery łacińskie

a – odległość od osi podparcia do początku taśmy wzmocniającej;
 $a_{d,i}$ – nominalna wartość i – tych geometrycznych parametrów modelowych;
 b – odległość od osi podparcia do punktu przyłożenia siły lub szerokość skleiny;
 b_a – szerokość skleiny;
 b_z – szerokość przekroju zespolonego;
 b_1 – szerokość elementu wzmocnianego lub półki belki stalowej;

b_2 – szerokość elementu wzmacniającego lub taśmy kompozytowej;
 c – połowa długości zakładki w złączu zakładkowym;
 f_τ – funkcja bezwymiarowa;
 g – współczynnik;
 h – wysokość przekroju stalowego;
 k – współczynnik momentu zginającego w złączu zakładkowym lub stała;
 k' – współczynnik siły poprzecznej w złączu zakładkowym;
 k_{kor} – współczynnik korygujący;
 l – długość zakładki, skleiny;
 m – stosunek modułu sprężystości kompozytu do modułu sprężystości stali;
 m_1, m_2, m_3 – współczynnik;
 n – liczba próbek w populacji;
 n_1, n_2 – współczynniki;
 $q(x), q$ – obciążenie równomiernie rozłożone oddziałujące na belkę;
 t – grubości materiałów łączonych w złączu zakładkowym lub grubość elementu;
 t_a – grubość skleiny;
 t_{FRP} – grubość taśmy kompozytowej;
 t_w – grubość środka;
 t_1 – grubość półki dwuteownika lub górnego elementu sklejanego;
 t_2 – grubość taśmy CFRP lub dolnego elementu sklejanego;
 u – przemieszczenie w kierunku poziomym;
 u_1 – przemieszczenie poziome dolnej krawędzi elementu górnego/wzmacnianego;
 u_2 – przemieszczenie poziome górnej krawędzi elementu dolnego/wzmacniającego lub parametr;
 w – przemieszczenie w kierunku pionowym lub parametr;
 w_i – przemieszczenie w kierunku pionowym;
 w_{ar} – przemieszczenie poza płaszczyznę spowodowane obrotem nakładki;
 w_{pn} – skurczenie grubości materiału sklejanego wywołane współczynnikiem Poissona;
 w_{sf} – przemieszczenie poza płaszczyznę obciążenia niedokładnie wykonanej próbki;
 x – odległość od początku skleiny;
 x^* – parametr bezwymiarowy odległości;
 y – odległość od środka ciężkości przekroju zespolonego/przetransformowanego do dolnej krawędzi kompozytu;
 y_G – odległość od środka ciężkości do górnej krawędzi przetransformowanego przekroju;
 y – odległość od środka ciężkości elementu sklejanego do zewnętrznej krawędzi;

Duże litery greckie

Δ_l – współczynnik;
 Δl – odległość pomiędzy kolejnymi tensometrami;
 Δ_s – ostateczne odkształcenie w środku rozpiętości;
 ΔT – zmiana temperatury;
 $\Delta \varepsilon$ – różnica odkształceń postaciowych pomiędzy przyległymi tensometrami;

Małe litery greckie

α_1, α_2 – współczynniki efektywnego pola powierzchni na ścinanie;

α_{T1}, α_{T2} – współczynniki rozszerzalności cieplnej

β – współczynnik;

γ – odkształcenie ścinające w kleju;

γ_e – sprężyste odkształcenie ścinające w kleju;

$\gamma_{m,i}$ – częściowy współczynnik i – tego materiału i produktu;

γ_{Rd} – częściowy współczynnik bezpieczeństwa;

γ_s – częściowy współczynnik konstrukcji stalowej;

δ_F – odchylenie standardowe;

δ_I – miara zróżnicowania w sztywności materiałów sklejanych;

δ_{II} – współczynnik korekcyjny

δ_{III} – odkształcenie przy wytrzymałości na ścinanie;

ε_1 – odkształcenie na dolnej krawędzi elementu wzmacnianego/górnego lub pierwszym tensometrze;

ε_2 – odkształcenie na górnej krawędzi elementu wzmacniającego/dolnego lub drugim tensometrze;

ε_p – osiowe odkształcenie na końcu elementu;

ε_P – odkształcenie postaciowe odczytane tensometrem przy sile P;

$\varepsilon_{ref,P}$ – odkształcenie postaciowe odczytane tensometrem przy sile P na próbce referencyjnej;

ε_{70} – odkształcenie postaciowe odczytane tensometrem przy sile 70kN;

$\varepsilon_{ref,70}$ – odkształcenie postaciowe odczytane tensometrem przy sile 70kN na próbce referencyjnej;

ε – współczynnik;

ζ – współczynnik;

η – współczynnik zmienności lub współczynnik lub wartość odciętej;

η_a, η_l – współczynniki redukcyjne;

θ – współczynnik;

κ – różnica pomiędzy odkształceniami półki stalowej i laminatu CFRP, brana pod uwagę poprzez współczynnik;

λ – współczynnik

ν – współczynnik Poissona;

ξ – współczynnik;

ρ – współczynnik;

ϱ – współczynnik;

σ^* – parametr bezwymiarowy naprężeń odrywających;

σ_{max} – maksymalne naprężenie odrywające;

σ_s – naprężenie na wewnętrznej powierzchni materiału sklejanego wywołane momentem zginającym M ;

σ_t – podłużne naprężenie występujące w materiale sklejonym wywołane siłą P ;

σ_u – kryterium płynięcia Von Misesa;

σ_{1max} – maksymalne naprężenie główne, maksymalne naprężenie kombinacji naprężeń;

σ_y – granica plastyczności materiału sklejanego lub granica plastyczności stali;

σ_{1x} – naprężenia odrywające po długości złącza;
 σ_{1z} – naprężenia odrywające po szerokości złącza;
 $\tau, \tau_i, \bar{\tau}$ – naprężenie ścinające;
 τ^* – parametr bezwymiarowy naprężeń ścinających;
 τ_a – naprężenia ścinające w złączu klejowym lub wytrzymałość na ścinanie w międzywarstwie;
 τ_{a1} – naprężenia ścinające w pobliżu końca nakładki;
 τ_{a2} – naprężenia ścinające w pobliżu szczeliny między elementami łączonymi;
 τ_{max} – maksymalne naprężenie ścinające;
 $\tau_{max.i}$ – wartość naprężeń maksymalnych pomierzonych z jednej strony taśmy przy sile o wartości i ;
 $\tau_{min.i}$ – wartość naprężeń maksymalnych pomierzonych z drugiej strony taśmy przy sile o wartości i ;
 τ_p – plastyczne naprężenia ścinające w kleju;
 $\tau_{teor.i}$ – wartość ścinających naprężeń maksymalnych teoretycznych przy sile o wartości i ;
 τ_y – granica plastyczności kleju;
 τ_{3x} – naprężenia ścinające na długości złącza;
 τ_{3z} – naprężenia ścinające na szerokości złącza;
 ν – współczynnik;
 ϕ – współczynnik;
 χ – współczynnik; kąt
 ψ – stosunek grubości materiałów łączonych w złączu zakładkowym lub współczynnik;

Ważniejsze skróty

FRP (ang. Fibre Reinforced Polymers) – polimery wzmocnione włóknami;
CFRP (ang. Carbon Fibre Reinforced Polymers) – polimery wzmocnione włóknami węglowymi;
GFRP (ang. Glass Fibre Reinforced Polymers) – polimery wzmocnione włóknami szklanymi;
AFRP (ang. Aramid Fibre Reinforced Polymers) – polimery wzmocnione włóknami aramidowymi;
SRP (ang. Steel Reinforced Polymers) – polimery wzmocnione włóknami stalowymi;
PUR (ang. prestressed unbonded reinforcement) – układ wzmocnienia taśmą sprężoną nie przyklejoną do konstrukcji,
PBR (ang. prestressed bonded reinforcement) – układ wzmocnienia taśmą sprężoną przyklejoną do konstrukcji,
NM CFRP – kompozyty węglowe o normalnym module sprężystości,
WM CFRP – kompozyty węglowe o wysokim module sprężystości,
BWM CFRP – kompozyty węglowe o bardzo wysokim module sprężystości,

1. WPROWADZENIE

1.1. Informacje ogólne

Obiekty budownictwa mostowego i przemysłowego, których część stanowią konstrukcje stalowe, z biegiem czasu podlegają degradacji i niszczeniu. Wiele obiektów użytkowanych dzisiaj to konstrukcje ponad półwieczne, a zdarzają się i starsze.

Stalowe obiekty mostowe to niejednokrotnie mosty kolejowe i drogowe kratownicowe, blachownicowe lub łukowe, ale również kładki dla pieszych, mosty o konstrukcji pomostu ortotropowego czy konstrukcje z ustrojem nośnym zespolonym stalowo-betonowym. Konstrukcje przemysłowe to słupy, dźwigary blachownicowe i kratowe służące, jako oparcie stropów lub dachów hal oraz wieże, maszty i kominy.

Część obiektów mostowych, wymaga wzmocnienia. Wynika to zarówno z ciągłego wzrostu wartości obciążeń użytkowych, jak również obniżenia nośności obiektów spowodowanej pogorszeniem się stanu przekrojów elementów konstrukcyjnych poddanych działaniu warunków atmosferycznych w długiej perspektywie czasu, a także zaniedbaniom konserwacyjnym, nieprawidłowemu utrzymaniu czy wandalizmowi.

W wielu przypadkach obniżenie zdolności eksploatacyjnych odnosi się jedynie do konkretnych elementów konstrukcji i bardziej ekonomicznym może okazać się rozważenie naprawy lub wzmocnienia tych elementów, wobec wymiany całej konstrukcji, np. obiektu mostowego. Co więcej, w przypadku mostu, z reguły, odnowa zajmuje mniej czasu, bowiem może być przeprowadzona tylko przy ograniczeniu eksploatacji i dzięki temu znacznie redukuje zakłócenie użytkowania i koszty społeczne.

1.2. Połączenia klejowe

Dzięki badaniom Blumera, wynalazcy żywicy epoksydowych (1930 r.), zapoczątkowano technikę klejenia elementów konstrukcyjnych. Pierwszą w świecie produkcję przemysłową kleju na bazie żywicy epoksydowych podjęły w 1946 r. zakłady CIBA w Szwajcarii. W Polsce sztuczne żywice epoksydowe, znane jako epidiany, wprowadzono do użycia w latach pięćdziesiątych dwudziestego wieku przez Instytut Chemii Przemysłowej w Warszawie i Zakłady Nowa Sarzyna k. Rzeszowa (w okolicy Leżajska) [1].

Pionierem w stosowaniu klejów na bazie żywicy epoksydowych do łączenia konstrukcji był przemysł lotniczy. Pierwsze zastosowanie klejenia w obiekcie mostowym miało miejsce w Polsce w 1963 r. [2]. Od 1966 roku kleje epoksydowe wykorzystywano do uzupełnienia zbrojenia w mostach betonowych przez zewnętrzne doklejenie stalowych płaskowników [3,4].

Od ostatniego dziesięciolecia XX wieku ważną pozycję we wzmocnianiu konstrukcji mostowych sukcesywnie zyskują materiały kompozytowe [5 – 8].

1.3. Konwencjonalne i innowacyjne metody wzmocniania konstrukcji stalowych

Generalnie, konstrukcja wymaga wzmocnienia w chwili, gdy nie przenosi przewidywanych, zwiększonych momentów zginających lub przekroczeniu ulegają siły poprzeczne. Zastosowanie materiałów kompozytowych we wzmocnianiu podpór, zwłaszcza słupowych, trudno jest przecenić. Owinięcie słupów matami kompozytowymi zwiększa

znakomicie nośność konstrukcji betonowej, wielokrotnie podnosząc jej nośność graniczną [9 – 16]. Prowadzone na świecie badania kolumn stalowych wzmocnionych poprzez owinięcie matami kompozytowymi pokazują dużą efektywność tego rodzaju wzmocnienia na ściskanie osiowe. Podniesienie nośności na ściskanie osiowe może być nawet osiągnięte dwukrotnie [17 – 20], może również podnieść sztywność elementu stalowego, jest to zwłaszcza pożądane w warunkach obciążeń sejsmicznych [21].

Projektowanie wzmocnienia konstrukcji mostowych jest trudną i bardzo ważną dziedziną działalności inżynierskiej. Stosowanie technik wzmocniania konstrukcji stalowych, takich jak np.: wycięcie i wstawienie nowego elementu, zwiększenie przekrojów konstrukcji ze stali trudno spawalnych przez stosowanie nakładek z blachy stalowej przymocowanej na śruby sprężające lub nity, zwiększenie przekrojów konstrukcji ze stali spawalnych przez przyspawanie blach nakładkowych, wymiana nitów na śruby sprężające, zewnętrzne sprężenie czy stosowanie konstrukcji linowo – rozporowych może okazać się mało opłacalne lub technicznie trudne do wykonania. W zależności od wielkości wzmocnianego obiektu, ciężar własny konstrukcji może zostać znacząco zwiększony. Mogą zostać zakłócone schematy statyczne, a układ wzmocnienia może być trudny do aplikacji, podatny na korozję i zmęczenie, a efekt ostateczny nie musi być w pełni zadowalający.

Szybki rozwój w ostatnim ćwierćwieczu materiałów kompozytowych FRP (Fibre Reinforced Polymers) – polimerów wzmocnianych włóknami i ich aplikacji w przemyśle lotniczym pokazał, że materiały kompozytowe dobrze sprawdzają się w ciężkich warunkach atmosferycznych oraz przy wysokich obciążeniach.

Użycie materiałów kompozytowych z polimerów wzmocnionych włóknami węglowymi (CFRP – Carbon Fibre Reinforced Polymers), jest obiecującą alternatywą do wykonywanych obecnie metod wzmocniania konstrukcji stalowych. Kompozyty CFRP są niewrażliwe na korozję, charakteryzują się niską gęstością i bardzo wysoką wytrzymałością na rozciąganie. Dodatkowo, technika doklejania elementów kompozytowych charakteryzuje się wieloma zaletami, z których najważniejsza to łatwość aplikacji.

W ostatnich dwóch dekadach, użycie tych materiałów poskutkowało obiecującą technologią w inżynierii konstrukcyjnej, szczególnie przy wzmocnianiu konstrukcji betonowych, murowych i drewnianych, a także w inżynierii lotniczej. [22] Wzrasta również liczba aplikacji taśm kompozytowych w celu podniesienia nośności mostów stalowych. W Polsce wzmocniony został most przez Wisłę w Chełmnie. [5]

W Europie, głównie w Wielkiej Brytanii liczba wzmocnień obiektów mostowych materiałami kompozytowymi jest bardziej znaczna i skierowana została głównie na konstrukcje metalowe. Są to m.in.: Tickford Bridge (z 1810 roku) niedaleko Newport Pagnell, najstarszy używany drogowy most żelazny na Świecie [23]; Hythe Bridge (1861) nad rzeką Tamizą [24]; Slattocks Canal Bridge (1936) niedaleko Rochdale; wiadukt w ciągu New Moss Road w Bristolu; mosty nad Redmile Canal [25]; Underbridge D65A w Acton w Londynie – wiadukt z drewnianym pokładem i stalowymi dźwigarami, który jest częścią infrastruktury londyńskiego metra [26]; kolejowy most King Street Bridge w Mold w Walii [27]; most Bid Road Bridge (1876) w Hildenborough w Kent; wiadukt drogowy nad koleją, Bow Road Bridge (1850) w East London; wiadukt drogowy Linney Lane Rail Bridge nad linią kolejową w Oldham; trzyprzęsłowy wiadukt drogowy Hammersmith Bridge (1860-80) nad linią kolejową i linią metra w Londynie; wiadukt nad koleją Waterloo Bridge (1848)

w Liverpoolu; wiadukt kolejowy Newcastle High Level Bridge (1849) w Newcastle przez rzekę Tyne [28]; wiadukt drogowy Maunders Road Bridge (1870) nad linią kolejową w Stoke on Trent [29]; wiadukt Bridge EL31 na stacji londyńskiego metra Surrey Quays [30]; żelazna kładka dla pieszych Ponte de la Corona (1851) w Wenecji we Włoszech [23]. Kilka stalowych obiektów zostało wzmocnionych również w USA. Są to mosty drogowe o konstrukcji zespolonej – Christina Creek Bridge, Ashland Bridge oraz 7838.5S092 Bridge w stanie Delaware [31].

Stosowanie przyklejanego zewnętrznego zbrojenia w postaci taśm i mat kompozytowych oraz stosowanie opasania kompozytowego podpór słupowych, można zaliczyć do rozwiązań najnowszej generacji w skali światowej, chociaż poznanej w niedostatecznym zakresie.

1.4. Kompozyty

Określenie kompozyt stosuje się we wszystkich technicznych dziedzinach działalności człowieka. Materiały kompozytowe to materiały złożone z dwu lub więcej składników, których połączenie zachodzi na poziomie makroskopowym. Wynikiem połączenia jest nowy materiał o właściwościach różniących się od właściwości materiałów pierwotnych [32].

Najpopularniejszym i najbardziej rozpowszechnionym w budownictwie materiałem kompozytowym jest beton, którego modyfikacją jest żelbet.

Kompozyty polimerowe są szeroko stosowane do produkcji samolotów, łodzi, sprzętu sportowego oraz samochodów [33 – 39]. Materiały te, znalazły szereg zastosowań również w budownictwie. Używa się ich m.in. do produkcji zbiorników, rurociągów, elementów armatury sanitarnej, ale również wzmocnień starych lub napraw uszkodzonych budowli [33, 34, 40 – 45].

Kompozyty mogą być zbrojone cząstkami, dyspersyjnie lub włóknami. Najszerze zastosowanie mają kompozyty wzmocniane włóknami. Generalnie, jako zbrojenie kompozytów służą włókna szklane, aramidowe, węglowe oraz bazaltowe. W przemyśle, największe znaczenie mają kompozyty o matrycy polimerowej, wykonywane przede wszystkim na bazie żywic epoksydowych, poliestrowych i aminowych [46].

Do głównych zadań matrycy należą: związanie ze sobą włókien zbrojenia, przenoszenie obciążeń zewnętrznych na zbrojenie, ochrona włókien przed czynnikami zewnętrznymi, nadawanie kształtu elementom [39].

Do głównych zadań włókien należą [47 – 51]: przenoszenie obciążeń zewnętrznych; zapewnienie sztywności i wytrzymałości; zapewnienie przewodności lub oporności elektrycznej, w zależności od rodzaju zastosowanych włókien. Włókna zbrojące powinny charakteryzować się wysoką wytrzymałością na rozciąganie. Wydłużenie całkowite włókna w stosunku do wydłużenia osnowy ma istotny wpływ na charakter uszkodzenia.[52]

Kompozyty FRP mają wysoki stosunek wytrzymałości do ciężaru, kilkukrotnie wyższy w porównaniu do stali konstrukcyjnej. Kompozyty FRP są odporne na korozję. Te właściwości powodują, że kompozyty FRP są bardzo atrakcyjnymi materiałami do stosowania w inżynierii budowlanej. Dodatkowymi zaletami materiałów kompozytowych FRP jest prostota ich aplikacji, polegająca głównie na przyklejaniu, co stwarza ogromne możliwości do stosowania tychże materiałów do wzmocniania istniejących konstrukcji, jak również użycia do nowobudowanych konstrukcji.

Użycie kompozytów FRP do wzmacniania betonu, który ma dobrą wytrzymałość na ściskanie, ale słabą na rozciąganie, pozwoliło na wykorzystanie dobrej wytrzymałości na rozciąganie FRP, tworząc bardzo korzystną kombinację konstrukcyjną. Użycie FRP do wzmacniania konstrukcji betonowych spowodowało rozwój badań nad kompozytami FRP w budownictwie. W ostatnich czasach, o czym świadczy literatura światowa, zastosowanie kompozytów FRP do wzmacniania konstrukcji stalowych cieszy się co raz większym zainteresowaniem [53 – 56].

Dodatkowo, kompozyty FRP pozwalają na bardzo efektywne wzmocnienia konstrukcji bez zmian w widoku zewnętrznym, co ma wielkie znaczenie w aspekcie architektonicznym. Dalsze wdrażanie i akceptacja tych technologii będzie w dużej mierze zależęć od postępów poczynionych w zakresie edukacji, rozwoju tanich i niezawodnych metod produkcji, rozwoju właściwych wytycznych i norm oraz potwierdzenie ich trwałości i efektywności [57].

1.5. Stosowanie taśm kompozytowych

Tworzywa wielowarstwowe otrzymywane przez prasowanie lub nakładanie warstw nośnika w postaci arkuszy, które są nasycone lub przełożone sztuczną żywicą [34] nazywamy laminatami. Są to kompozyty o budowie warstwowej, których wytrzymałości zależą nie tylko od rodzaju użytych materiałów, ale sposobu formowania oraz ułożenia włókien wewnątrz [58].

Natomiast taśmy kompozytowe używane do wzmacniania konstrukcji z reguły składają się z jednokierunkowo ułożonych włókien w matrycy klejowej. Jedną z nieodłącznych cech tej struktury jest anizotropia. Taśma kompozytowa w różnych kierunkach charakteryzuje się inną sztywnością i wytrzymałością. W kierunku podłużnym, sztywność i wytrzymałość są bardzo wysokie, podczas gdy poprzecznie, sztywność i wytrzymałość są dużo słabsze. Moduł sprężystości jednokierunkowego laminatu w kierunku poprzecznym jest jedynie dwa, trzy razy większy niż moduł samej matrycy klejowej, podobnie jest z wytrzymałością, a w niektórych przypadkach bywa ona jeszcze niższa [59]. Z drugiej strony, wytrzymałość w klejach konstrukcyjnych, jeśli porównać ze ścinaniem [59], jest bardzo ograniczona przy rozciąganiu. Porównując do konstrukcji betonowych, w których zniszczenie zachodzi głównie w betonie z powodu jego niskiej wytrzymałości na rozciąganie, formy zniszczenia we wzmocnionych FRP elementach konstrukcji stalowych są inne. Wytrzymałość stali jest wyższa od wytrzymałości konwencjonalnych klejów używanych w aplikacjach wzmacniających konstrukcje, co powoduje różnorodność możliwych postaci zniszczenia. Uszkodzenie kohezyjne w warstwie kleju, odspojenie adhezyjne wzdłuż powierzchni styków klej-kompozyt lub stal-klej, rozwarstwienie FRP, są możliwymi formami, które należy rozpatrzyć przy projektowaniu wzmocnienia stali o takiej strukturze. Z powodu różnorodności w możliwych postaciach zniszczenia i niepełnej wiedzy w dziedzinie zachowania materiałów kompozytowych przyklejonych do stali, wskazane jest przeprowadzenie większej ilości badań przed możliwym szerokim wprowadzeniem technologii do stosowania w praktyce.

1.6. Efektywność użycia FRP (Fibre Reinforced Polymers) do wzmocnienia konstrukcji stalowej

W odróżnieniu do betonu, stal ma wysoki moduł sprężystości i wysoką wytrzymałość, w związku z tym wymaga bardziej innowacyjnych zastosowań, aby móc wykorzystać zalety lepszych właściwości FRP. Kompozyty FRP mają wiele zalet w stosunku do stali. Należą do nich wyższy stosunek wytrzymałość – waga, co powoduje łatwość w transporcie i aplikacji materiału, co wpływa na czas wbudowania i zakłócenia w użytkowaniu konstrukcji. Minimalizowane są ekonomiczne straty spowodowane ograniczeniem użytkowania obiektu. Komponenty materiałów kompozytowych FRP mogą być także dostarczane oddzielnie w formie suchych mat i żywic impregncyjnych do formowania ostatecznej formy kompozytu FRP na placu wbudowania przez tzw. proces nakładania na mokro, który pozwala na użycie FRP na zakrzywionych i nieregularnych powierzchniach, gdzie aplikacja wzmocnienia płytami stalowymi może być niemożliwa lub niezmiernie wymagająca.

Owinięcie FRP rur stalowych lub stalowych wypełnionych betonem przeciw lokalnej utraty stateczności rury [60] jest bardzo atrakcyjną możliwością użycia FRP, gdzie elastyczność kształtowania, uczyniła możliwą aplikację wzmocnienia kompozytem FRP.

Wzmacnianie materiałami kompozytowymi FRP przez przyklejanie staje się metodą obiecującą szczególnie we wzmacnianiu konstrukcji wrażliwych na zmęczenie. Tradycyjne metody, tj. dospawanie stalowych taśm/płyt, mają wady w postaci występowania naprężeń spawalniczych osłabiających wytrzymałość zmęczeniową. Stalowe elementy również mogą być przyklejane w miejsce FRP jednak, aby charakteryzowały się tą samą wytrzymałością na rozciąganie co taśmy FRP, muszą mieć dużo większą grubość, a więc wyższą sztywność na zginanie, co powoduje występowanie wyższych naprężeń odrywających w kleju pomiędzy stalową taśmą a stalowym podłożem elementu wzmacnianego. Takie naprężenia są główną przyczyną odspojenia elementu wzmacniającego i muszą być minimalizowane w układzie wzmacniania. Co więcej, w związku z wyższą wagą elementów stalowych w porównaniu do FRP, zachodzi potrzeba użycia więcej sprzętu i pracochłonności do ich aplikacji w miejscu wzmocnienia. Powoduje to, że stal staje się mniej atrakcyjnym materiałem od kompozytów FRP do wzmocnień.

Nośność projektowanego kompozytu FRP, wzmacniającego element metalowy może zostać wyrażona w poniższy sposób [23, 61]:

$$R_d = \frac{1}{\gamma_{Rd}} R\{X_{d,i}; a_{d,i}\} = \frac{1}{\gamma_{Rd}} R\left\{\frac{X_{k,i}}{\gamma_{m,i}} X_{d,i}; a_{d,i}\right\} \quad (1.1)$$

gdzie:

$R\{\}$ – funkcja określonego modelu mechanicznego (np. zginania, ścinania itp.),

γ_{Rd} – częściowy współczynnik bezpieczeństwa założonego modelu.

Argumenty funkcji $R\{\}$ są typowymi, projektowymi wielkościami $X_{d,i}$ materiałów użytych do wzmacniania albo istniejących materiałów i nominalnych wartości $a_{d,i}$ (i – tych geometrycznych parametrów modelowych). W dodatku η jest współczynnikiem zmienności, $\gamma_{m,i}$ jest częściowym współczynnikiem i – tego materiału i produktu.

Częściowy współczynnik konstrukcji stalowej (γ_s) należy przyjmować zgodnie z odpowiednimi normami projektowania, natomiast w przypadku kompozytów zgodnie z tablicą 1.1, a klejów zgodnie z tablicą 1.2. W celu uwzględnienia różnych modeli nośności

w stanach granicznych nośności należy przyjmować współczynniki bezpieczeństwa zgodnie z tabelą 1.3 [23, 61].

Tablica 1.1. Częściowe współczynniki bezpieczeństwa kompozytów

Nr	Rodzaj kompozytu	Typ aplikacji A ¹⁾	Typ aplikacji B ²⁾
1	Wszystkie	1,10	1,25
¹⁾ Zastosowanie materiałów kompozytowych w formie prefabrykatów, np.: taśm, kształtek, łupin, paneli itp., wyprodukowanych pod stałą kontrolą jakości w powtarzalnych warunkach przemysłowych ²⁾ Zastosowanie materiałów laminowanych <i>in situ</i> w różnych, miejscowych warunkach, pod kontrolą jakości odpowiedniej do robót terenowych			

Tablica 1.2. Częściowe współczynniki bezpieczeństwa klejów

Nr	Rodzaj kompozytu	Typ aplikacji A ¹⁾	Typ aplikacji B ²⁾
1	Wszystkie	1,20	1,50
¹⁾ Zastosowanie materiałów kompozytowych w formie prefabrykatów, np.: taśm, kształtek, łupin, paneli itp., wyprodukowanych pod stałą kontrolą jakości w powtarzalnych warunkach przemysłowych ²⁾ Zastosowanie materiałów laminowanych <i>in situ</i> w różnych, miejscowych warunkach, pod kontrolą jakości odpowiedniej do robót terenowych			

Tablica 1.3. Częściowe współczynniki bezpieczeństwa SGN(ULS)

Nr	Nośność (model)	γ_{Rd}
1	Zginanie / zginanie i obciążenie osiowe	1,00
2	Ścinanie / skręcanie	1,00
3	Rozwarstwienie (delaminacja)	1,20
4	Zmęczenie	1,20

Konstrukcje stalowe są wrażliwe na negatywne działania środowiska (o wiele bardziej od konstrukcji betonowych, drewnianych czy murowanych) i należy fakt ten uwzględnić w projektowaniu wzmacniania. Do najważniejszych skutków środowiskowych można zaliczyć redukcję właściwości mechanicznych (wytrzymałość, moduł sprężystości) w warunkach zasadowych, w ekstremalnych temperaturach, przy promieniowaniu UV, przy częstych cyklach zamrażania i odmrażania. Współczynniki przedstawiono w tabelicy 1.4 [23, 61].

Tablica 1.4. Współczynnik redukcyjny η_a z uwagi na środowisko

Nr	Rodzaj ekspozycji	Typ kompozytu / kleju	Współczynnik η_a
1	Wewnątrz	szklany / epoksydowy	0,75
2		aramidowy / epoksydowy	0,85
3		węglowy / epoksydowy	0,95
4	Na zewnątrz	szklany / epoksydowy	0,65
5		aramidowy / epoksydowy	0,75
6		węglowy / epoksydowy	0,85
7	Środowisko agresywne	szklany / epoksydowy	0,50
8		aramidowy / epoksydowy	0,70
9		węglowy / epoksydowy	0,85

Wartości współczynnika redukcyjnego η_a , przedstawionego w tabelicy 1.4, mogą być zwiększone do 10% w przypadku stosowania warstw ochronnych.

Z uwagi na zmienność cykliczną obciążeń ruchomych na mostach proponuje się również stosować współczynnik redukcyjny η_I , przedstawiony w tabelicy 1.5 [23, 61].

Tabela 1.5. Współczynnik redukcyjny η_I z uwagi na efekt cyklicznych obciążeń

Nr	Rodzaj obciążenia	Typ kompozytu / kleju	Współczynnik η_I
1	Stałe (skurcz i pełzanie, relaksacja)	szklany / epoksydowy	0,30
2		aramidowy / epoksydowy	0,50
3		węglowy / epoksydowy	0,80
4	Zmienne (zmęczenie)	wszystkie	0,50

Wytrzymałość stali jest wyższa od wytrzymałości konwencjonalnych klejów, używanych w aplikacjach wzmacniających konstrukcje, co powoduje różnorodność możliwych postaci zniszczenia. Głównymi możliwymi formami zniszczenia, są uszkodzenia kohezyjne w warstwie kleju albo uszkodzenia adhezyjne (odspojenie) wzdłuż powierzchni styków klej – kompozyt lub klej – stal. Z powodu niewielu dostępnych wyników doświadczeń i ograniczonej wiedzy w dziedzinie zachowania się materiałów kompozytowych, przyklejonych do stali, wskazane jest przeprowadzenie dogłębnych studiów teoretycznych i badań doświadczalnych [61].

Analizując badania wykonywane w świecie, polegające na ocenie zachowania się różnorodnych połączeń materiałów kompozytowych ze stalą, możliwe było określenie rzeczywistych form zniszczenia. Badaniom pod działaniem sił ściskających, rozciągających i zginania poddawane były następujące typy elementów próbnych [61]:

- a) typ 1: próbka tak skonstruowana, że obciążenie jest przekazywane bezpośrednio na stal i CFRP. W tym typie łatwe są do określenia naprężenia ścinające i rozciągające, wywołane przez zginanie (odwzorowanie wzmacniania belek dwuteowych),
- b) typ 2: obciążenie bezpośrednio przyłożone do stali, skąd siła przekazywana jest na CFRP. Ten typ odpowiada badaniu efektywności wzmocnienia,
- c) typ 3: obciążenie bezpośrednio przekazane na element stalowy, połączony z drugim elementem stalowym za pomocą kompozytu, pomiędzy elementami stalowymi stosowana jest przerwa. Niejednokrotnie jest to złącze z podwójną nakładką do badania połączeń pomiędzy stalą i kompozytem CFRP,
- d) typ 4: obciążenie bezpośrednio przyłożone do CFRP (zarówno siła ściskająca, jak i rozciągająca).

W stanie granicznym wystąpiły następujące formy (postacie) zniszczenia [61]:

- a) zniszczenie adhezyjne na granicy stal – klej,
- b) zniszczenie kohezyjne (wewnątrz kleju),
- c) zniszczenie adhezyjne na granicy CFRP – klej,
- d) rozwarstwienie wewnątrz kompozytu (delaminacja CFRP),
- e) zerwanie CFRP,
- f) płygnięcie stali.

1.7. Cel i zakres rozprawy doktorskiej

Niniejsza praca ma na celu próbę przedstawienie możliwości stosowania przyklejonych kompozytów FRP (głównie CFRP), jako materiałów odpowiednich do wzmacniania konstrukcji stalowych. W rozprawie doktorskiej przedstawiono wyniki szeregu wykonanych oryginalnych badań, zarówno teoretycznych jak i przede wszystkim doświadczalnych, stalowych elementów wzmocnionych kompozytami CFRP w przypadkach rozciągania i zginania, osiągając cel rozprawy i udowadniając sformułowane tezy pracy.

1.8. Tezy rozprawy doktorskiej do udowodnienia

O ile liczne badania wzmacniania z użyciem kompozytów FRP konstrukcji betonowych i murowych zostały już przeprowadzone, o tyle potencjał zewnętrznie przyklejanych kompozytów FRP do wzmacniania konstrukcji stalowych został zbadany w stosunkowo niewielkim do wyżej wymienionych zakresie. Wiele aspektów musi być jeszcze rozpoznanych, szczególnie zachowanie klejowego złącza pomiędzy stalą i CFRP. Odnosząc się do niewielkiej liczby dostępnych badań oraz potencjału materiałów kompozytowych do wzmacniania konstrukcji stalowych, założono główne tezy niniejszej rozprawy doktorskiej, które udowodniono w następujących rozdziałach:

1. Doklejanie elementów FRP do elementów stalowych może być efektywną metodą podnoszenia nośności konstrukcji stalowych.
2. Odpowiednie ukształtowanie końca taśmy FRP lub kleju, może wpływać na wytrzymałość i trwałość złącza.
3. Grubość kleju i taśmy kompozytowej może wpływać na długość zakotwienia.

Zaprezentowane tezy przedstawiają podstawowe zależności kształtowania geometrii złącza i jego wpływu na wytrzymałość układu wzmocnienia. Badania zaprezentowane w pracy pogłębiają wiedzę o zachowaniu się złącza, jego modelowaniu oraz o możliwościach aplikacji do wzmocnienia konstrukcji. Dają też lepszy pogląd o zachowaniu się wzmocnianych elementach stalowych i wzmacniających taśmach CFRP, co jest niezbędne do modelowania i projektowania układów wzmacniania konstrukcji stalowych elementami CFRP. W niniejszej pracy zostały również przedstawione badania teoretyczne i numeryczne wzmocnianych przy pomocy CFRP konstrukcji stalowych.

2. STAN WIEDZY W DZIEDZINIE WZMACNIANIA KONSTRUKCJI STALOWYCH KOMPOZYTAMI FRP – PRZEGLĄD LITERATURY

2.1. Wstęp

Zastosowanie kompozytów FRP do wzmocnienia konstrukcji żelbetowych, murowych czy drewnianych okazało się metodą bardzo efektywną i stosunkowo niedrogą.

Naturalną kolejną rzeczą jest sprawdzenie, jaki wpływ materiały kompozytowe FRP mają na wzmocnienie konstrukcji stalowych.

Wiele badań zostało wykonanych z zakresu wzmocnienia konstrukcji żelbetowych drewnianych i murowanych przez doklejenie FRP. Na podstawie tych badań i licznych aplikacji taśm, mat czy kształtowników FRP, opracowano wytyczne dla zastosowania kompozytów FRP do wzmocnienia. Jednakże liczba dostępnych badań i aplikacji we wzmocnieniu konstrukcji stalowych lub zespolonych typu stal-beton w stosunku do konstrukcji betonowych jest niewielka.

W ramach niniejszej pracy przeprowadzony został przegląd literatury opisującej rozwój stosowania materiałów kompozytowych do wzmocnienia konstrukcji stalowych w Polsce i na świecie.

W literaturze światowej dostępne są pozycje, których głównym celem jest przegląd piśmiennictwa z zakresu wzmocnienia konstrukcji stalowych i zespolonych stal-beton materiałami kompozytowymi FRP [53 – 56, 59, 62, 63]. Ogólne wnioski, które można znaleźć w opisanych pozycjach przedstawiają się następująco:

1. Zastosowanie mat i taśm FRP (zwłaszcza CFRP) jest nie tylko skuteczną techniką naprawy w przywracaniu utraconej nośności przekroju stalowego, ale jest również bardzo efektywne w podnoszeniu nośności konstrukcji stalowych. W związku z tym, można zwiększyć obciążenie użytkowe [53].
2. Przyklejone na żywice epoksydowe maty i taśmy są bardzo obiecujące w przedłużaniu trwałości zmęczeniowej konstrukcji stalowych. FRP ma znaczący wpływ na obniżenie propagacji pęknięć [53].
3. W przypadku bliskiego kontaktu stali i CFRP w warunkach wilgotnych, powstaje warstwa elektrolitu i może wystąpić korozja galwaniczna. Może zachodzić reakcja katodowa na CFRP. Można podjąć środki zapobiegawcze w celu wyeliminowania tego zjawiska za pomocą nieprzewodzącej warstwy pomiędzy węglem i stalą lub chroniąc obszar wzmocnienia przed wpływem wilgoci [53].
4. Rozwarstwienie FRP po stronie ściskanej dźwigara może nastąpić przed rozwarstwieniem po stronie rozciąganej z powodu wyboczenia kompozytu. Dlatego przyklejanie FRP do elementu ściskanego może nie być tak efektywne jak przyklejenie do elementu rozciąganego [53].
5. Niższe wartości modułu sprężystości wielu obecnie dostępnych FRP, w porównaniu do stali, może spowodować zwiększenie liczby warstw wymaganych do zwiększania sztywności przekroju, co może mieć wpływ na wątpliwą opłacalność tej techniki do podnoszenia sztywności konstrukcji [53].
6. Kiedy liczba warstw FRP wzrasta, wydajność wykorzystania pełnej wytrzymałości materiału FRP maleje, ponieważ naprężenie w obszarze kompozytu FRP jednej

warstwy jest znacznie wyższa niż w układzie wielu warstw. Im grubszy materiał wzmacniający, tym wyższe prawdopodobieństwo uszkodzenia połączenia [53].

7. Wzmocnienie rozciąganej półki dwuteowników, powoduje zwiększenie ich nośności na zginanie. W związku z tym, wyboczenie skrętne boczne półki ściskanej może stać się postacią zniszczenia. Dlatego też, taka technika wzmacniania jest bardziej skuteczna, gdy zwiększamy sztywność półki ściskanej np. wprowadzając żebra poprzeczne [53].
8. Przy wzmacnianiu na zmęczenie, moduł sprężystości FRP jest ważniejszym parametrem niż wytrzymałość na rozciąganie lub odkształcenie graniczne. Sprężenie FRP jest wysoko pożądane, ale metody sprężenia i kotwienia FRP są dość skomplikowane.
9. Stosowanie siły sprężającej do taśm CFRP jest bardzo skuteczne we wzmacnianiu konstrukcji stalowych, zwłaszcza narażonych na obciążenia zmęczeniowe. Następuje redukcja amplitudy naprężeń. Zapobiega to dalszemu rozwojowi pęknięcia oraz zamyka rysy, co zwiększa sztywność części popękanych [53].
10. Badania czteropunktowego zginania wykazują niewielki wpływ długości zakotwienia FRP na postać zniszczenia przez rozwarstwienie zwłaszcza, gdy cały przyklejony FRP znajduje się w strefie czystego zginania. Testy trzypunktowego zginania wykazały znaczenie długości wiązania na tę konkretną postać zniszczenia ze względu na obecność naprężeń ścinających na całej rozpiętości belki [53].
11. Aby poprawić zachowanie mostu stalowego, który jest obciążony ruchem w sposób ciągły w trakcie wzmacniania, należy użyć odpowiedniego kompozytu i kleju, które włączają się do współpracy niemal natychmiastowo [54].
12. Eksperymenty wykazały także, że temperatura utwardzania w 80 ° C przez 4 godziny jest co najmniej tak samo skuteczna jak w niższej temperaturze 65 ° C przez 16 godzin ulepszania stalowych elementów konstrukcyjnych. Istnieją specjalne urządzenia grzewcze podnoszące temperaturę klejenia [54].
13. W celu poprawy pracy stalowych belek, wymagany jest raczej materiał ciągliwy niż kruchy (tj. wysoko modułowy kompozyt CFRP/GFRP) [54].
14. Badania próbek w normalnej skali dowiodły, że wysoko modułowe kompozyty CFRP mogą znacząco podnieść sztywność sprężystą, granicę plastyczności oraz nośność belek stal-beton [62].
15. Wybór klejów do wzmacniania wymaga rozważenia zachowania się mechanicznego krótko terminowego, ale również długotrwałej wytrzymałości i łatwości użycia na budowie [56].
16. Zniszczenie przez odspojenie taśmy jest najważniejszym problemem we wzmacnianiu zginanych belek i cienkościennych konstrukcji na lokalne wyboczenie. Ponieważ klej jest najsłabszym ogniwem, odspojenie zależy od właściwości kleju. Istnieje konieczność przeprowadzania badań z uwzględnieniem większej liczby odpowiednich modeli naprężenie-odkształcenie w warstwie kleju pod obciążeniem ścinającym i złożonym [56].
17. Przy modelowaniu teoretycznym wzmocnienia sprężonymi FRP na zmęczenie, głównym zagadnieniem jest współdziałanie pomiędzy odspojeniem taśmy i rozwojem rysy. Uważa się, że model naprężenie-odkształcenie w sklepinie poddawanej obciążeniu cyklicznemu jest głównym elementem w przewidywaniu żywotności zmęczeniowej stali wzmocnionej FRP.
18. Należy jeszcze rozpoznać i wyprowadzić efektywne metody wzmocnienia słupów o przekrojach kwadratowych lub prostokątnych przez ich owinięcie [56].

19. Przyklejanie taśm CFRP może być skuteczną metodą naprawy np. w celu przywrócenia nośności zniszczonych stalowych elementów z powodu korozji. Przy tej strukturze wzmocnienia podniesienie nośności giętej stalowych belek jest ograniczone przez wytrzymałość belki na ściskanie [59].
20. Niejednorodny wykres naprężeń na szerokości skleiny jest kolejnym, ważnym zagadnieniem, które należy rozważyć w kryterium projektowania, ponieważ analizy analityczne na ogół nie zakładają tych różnicowań i zazwyczaj niedoszacowują wartości naprężeń między warstwowymi [59].
21. Zewnętrzne przyklejanie zbrojenia FRP zostało jasno określone przez istniejące badania, jako obiecująca alternatywa technik wzmocnienia stalowych konstrukcji. Im więcej badań, tym więcej niezawodnych wytycznych projektowych staje się dostępnych, technika jest akceptowalna w praktyce. Niezbędne są jednak dalsze badania m.in. wpływu przygotowania powierzchni stalowej pod klejenie kompozytów [56,59].
22. Innymi problemami niezbędnymi poświęcenia uwagi są trwałość kleju, wytrzymałość pożarowa konstrukcji stalowych wzmocnionych FRP, wzmocnienie konstrukcji na wybuch i uderzenie, użycie FRP, jako kombinacji wzmocnienia i warstwy antykorozji [56].
23. W zakresie parametrów materiałowych, osiągnięto wystarczającą wiedzę w obszarze właściwości mechanicznych materiałów kompozytowych i klejów. Istnieje jednak szereg pytań i wątpliwości na temat długoterminowego zachowania materiałów wzmocniających i ich kombinacji. Dalsze badania są niezbędne, zwłaszcza wzmocnianych elementów stalowych, w których istnieje niezgodność pomiędzy właściwościami rozszerzalności cieplnej stali i materiałów kompozytowych [59].
24. Istniejące modele wzmocnienia oparte są na założeniu zniszczenia kohezyjnego. Zgodnie z wynikami wielu badań takie założenie jest niepełne, a nawet wątpliwe, ponieważ najbardziej znaczące początki uszkodzenia połączenia (skleiny) zachodzą w warstwie kontaktowej stal/FRP. Opracowanie odpowiedniego kryterium projektowania wymaga dysponowania modelem do oceny naprężeń w miejscach krytycznych, czyli tam gdzie występuje koncentracja naprężeń i nieciągłość, a następnie do przewidywania postaci zniszczenia złącza [59].
25. Zakończenie końca taśmy w formie jej przycinania w celu ograniczenia koncentracji naprężeń powinno być wykonane z uwzględnieniem dwóch ważnych powodów. Po pierwsze, w zależności od właściwości materiału i geometrii, ścinanie może spowodować wzrost naprężeń odrywających w złączu. Po drugie, wytrzymałość taśmy na jej grubości może być przez ścięcie zredukowane. Stosując ścięcie taśmy, znaczenie nadmiaru kleju rośnie i powinny być podjęte specjalne środki ostrożności w ochronie tegoż nadmiaru kleju. Zaprezentowane wyniki oparto na analizach MES złącz klejowych [59].

W literaturze można znaleźć również pozycje, które można zakwalifikować do wskazówek projektowania wzmocnienia konstrukcji stalowych materiałami kompozytowymi FRP. [64 – 68] Prace te, wstępnie wprowadzają praktyczne wytyczne projektowe, doboru, uszczegółowienia, instalacji i utrzymania zewnętrznie przyklejonych kompozytów do konstrukcji metalowych. Opisują zalety i wady każdej metody, zarówno w aspekcie efektywności ekonomicznej jak i długoterminowej trwałości. Skierowane są do tych, którzy projektują wzmocnianie oraz zajmują się ich wykonaniem. Wytyczne projektowe i wykonawcze mogą być użyte przez praktyków do zastosowania różnych typów materiałów FRP w celu wzmocnienia konstrukcji. Mogą służyć za uproszczone analityczne narzędzia do określenia układu wzmocnienia i wymaganych właściwości materiałowych FRP oraz do

odpowiedniego przewidywania ich zachowania się. Z biegiem czasu prezentowane rozwiązania muszą być weryfikowane i uaktualniane, zgodnie z rozwojem dostępnych wyników badań numerycznych i laboratoryjnych.

2.2. Przygotowanie podłoża i zachowanie się połączenia stal/kompozyt

Ważnym etapem wzmocnienia konstrukcji stalowych materiałami kompozytowymi jest etap przygotowania powierzchni kontaktowych wzmocnianego elementu i materiału przyklejanego do połączenia za pomocą klejenia oraz określenie naprężeń w warstwie kleju, którego wytrzymałość ma duże znaczenie w nośności całego wzmocnienia. W literaturze światowej można znaleźć pozycje, w których opisano znaczenie tego etapu wzmocnienia konstrukcji [69 – 73].

Jednym z podstawowych sposobów przygotowania powierzchni stalowej pod przyklejanie wzmocnienia jest oczyszczenie mechaniczne (obróbka strumieniowo-cierna) poprzez piaskowanie.

Harris i. Beevers [72] zajmowali się wpływem zastosowania grysu o różnej średnicy ziaren do piaskowania na wytrzymałość początkową złącza klejowego oraz wytrzymałością próbek poddanych starzeniu w warunkach wody o temperaturze 60°C przez 12 tygodni. Ich pomiary potwierdziły, że grubszy grys dał bardziej szorstką powierzchnię a na ogół chropowate powierzchnie wykazywały niższą energię powierzchniową. Ten trend jest częściowo tłumaczony przez wpływ cech geometrycznych powierzchni na rozprzestrzenianie kropli i pomiar kąta zwilżania. Jednakże określono również, że piaskowanie wprowadza zmiany chemiczne powierzchni wzmocnianych, a te wpływają na sprężystą energię powierzchniową. Zmiany w strukturze powierzchni są powiązane z pozostałościami materiałów ściernych i zanieczyszczeń różniących się rodzajami ziarna. Pomimo, że piaskowanie wpływa na wyższą wytrzymałość złącza w porównaniu do powierzchni ścieranych, nie było różnicy w wytrzymałości pomiędzy drobnym i grubym grysem.

Wpływem szorstkości na energię powierzchniową zajmował się w podejściu teoretycznym Packham [73], według niego, mechaniczna teoria klejenia jest powiązana z przyklejaniem elementów do szorstkich i porowatych powierzchni. Klejenie do szorstkich powierzchni może być efektywne z powodu wewnętrznie wysokiej energii powierzchniowej atomów na powierzchni chropowatej. Chropowate powierzchnie pod wpływem nacisku, mogą tak redystrybuować naprężenia, aby zwiększyć rozpraszanie energii w czasie awarii złącza. Wzmocnienie warstwy kontaktowej wynikające z rosnącej chropowatości może zmienić mechanizm złamania z niższej do wyższej energetycznie postaci. Ze wzrostem chropowatości warstwy kontaktowej pomiędzy niekompatybilnymi polimerami, mechanizm może zmienić się z odrywania łańcuchowego do spękania siatkowego lub innych form deformacji plastycznej.

Zachowanie się złącza klejowego przy wzmocnianiu konstrukcji stalowych jest inne niż w przypadku skleiny przy wzmocnianiu konstrukcji betonowych. Wysokie naprężenia w skleinie w większości aplikacji występują z powodu wymiarów kompozytu niezbędnego do wzmocnienia konstrukcji stalowych. Przygotowanie powierzchni jest kluczowe w połączeniu pomiędzy FRP a stalą, które będzie zdolne do przeniesienia wysokich naprężeń między warstwowymi, niezbędnymi do wykorzystania pełnej wytrzymałości tych materiałów. Pierwszym wyzwaniem w celu sukcesywnego stosowania materiałów FRP we wzmocnianiu

stali jest wytrzymałość połączenia [69]. Należy rozpatrywać jednakże nie tylko zachowanie krótkotrwałe, ale również należy rozpatrywać zachowanie długoterminowe złącza pod obciążeniem w środowisku użytkowania.

Według Schnercha i in. [70], odpowiednie przygotowanie powierzchni jest niezbędne do zapewnienia należytego wykonania połączeń klejowych między elementami stalowymi i FRP. Podstawowym wyzwaniem w kierunku pomyślnego wdrożenia materiałów FRP do wzmacniania stali jest nośność wiązania. Bardzo ważne w podejściu do projektowania złącza jest, aby nie rozpatrywać jedynie krótkoterminowej nośności wiązania, ale również nośność długoterminową.

Dawood w swojej rozprawie doktorskiej [71] zajmował się zachowaniem złącza i trwałością wzmocnienia. W zakresie swojej pracy przeprowadził między innymi badania wpływu przygotowania podłoża na wytrzymałość złącza. Program badawczy składał się z różnych układów przyklejonych kompozytowych taśm polimerowych wzmocnionych włóknami węglowymi (CFRP) do stalowych powierzchni. Pierwsza polegała na przyklejeniu taśmy na cienki klej. Druga zawierała wstępne przygotowanie stali z użyciem silanów przed nałożeniem kleju. W trzeciej pomiędzy CFRP i stal wklejono warstwę polimerów wzmocnionych włóknami szklanymi (GFRP), aby zapobiec korozji galwanicznej. W ostatniej użyto silanów i warstwy GFRP łącznie.

Wyniki jego badań wykazały, że próbki bez dodatkowych zabezpieczeń przed wpływami środowiskowymi charakteryzowały się 60 % redukcji wytrzymałości złącza po pół rocznym narażeniu na warunki ekspozycji w stosunku do wytrzymałości początkowej. Zniszczenie głównie spowodowane było degradacją warstwy kontaktowej pomiędzy klejem a stalą oraz degradacją powierzchni stalowej z powodu wpływu wilgoci i możliwe, że również z powodu degradacji właściwości kleju.

Zastosowanie wstępnie na powierzchni stalowej silanów było kluczowe do zapewnienia trwałości układu wzmocnienia. Próbki z ich użyciem nie wykazały żadnej znaczącej degradacji wytrzymałości złącza po pół roku ekspozycji. Powierzchnia stalowa powinna być oczyszczona acetonem, wypięskowana i ponownie oczyszczona acetonem. Aplikacja silanów powinna nastąpić jak najszybciej po piaskowaniu, a silany pozostawione do wyschnięcia na godzinę przed klejeniem.

Obecność jednokierunkowej warstwy GFRP podniosło średnią początkową wytrzymałość złącza pomiędzy stalą i klejem o 74% w stosunku do próbki tylko z klejem. Obecność włókien GFRP podziało jak zbrojenie kleju zapobiegając rozwojowi rys w warstwie kleju. Jednakże, odchylenie standardowe pomierzonej wytrzymałości było w przybliżeniu potrójne w stosunku do próbek z samym klejem. Założono, że układ włókien w warstwie kleju prowadzi do znaczącego zróżnicowania pomierzonej wytrzymałości złącza. Należy zatem uważać aby odpowiednio ułożyć włókna w czasie aplikacji oraz aby zapobiec ich przemieszczeniu.

Obecność GFRP natomiast nie podniosła znacząco trwałości złącza w środowisku. Próbki z GFRP w kleju wykazały 55 % redukcję średniej pomierzonej wytrzymałości po pół roku ekspozycji, co jest porównywalne do próbek z samym klejem. Wniknięcie wody wzdłuż suchych włókien może przyczynić się do degradacji złącza.

Kombinacja silanów i GFRP poprawiła średnią pomierzoną wytrzymałość początkową i trwałość po pół roku ekspozycji złącza klejowego. Po pół roku ekspozycji środowiskowych

średnia wytrzymałość spadła o 16% w stosunku do próbki zwykłej. Sugeruje to, że mimo poprawy trwałości granicy stal-klej przez zastosowanie silanów, nadal możliwe jest wnikanie wody do włókien powodujące prawdopodobieństwo obniżenia właściwości kleju i degradację wytrzymałości złącza.

Próbki z GFRP i bez wykazały podobną wytrzymałość na wpływy środowiskowe. Pomierzona degradacja wytrzymałości wynikała głównie z degradacji granicy stal/klej, czemu zapobiegano przez użycie podkładu z silanów, sugeruje to, że wprowadzenie odpowiedniej izolacji kleju od powierzchni stalowej i CFRP zapobiega korozji galwanicznej.

Aplikacja długotrwałego obciążenia nie przyspieszyła znacznie degradacji w porównaniu do testowanych próbek nieobciążonych, a pomierzone obniżenie sztywności złącza klejowego było pomijalne dla wszystkich badanych konfiguracji.

O przygotowaniu złącz klejowych z klejami utwardzalnymi w wysokich temperaturach traktuje praca [74]. Autorzy opisali tu dwie metody usuwania pęcherzyków powietrza z warstwy kleju, tj. odgazowanie za pomocą próżni oraz nakładanie kleju pod ciśnieniem. Obie metody mają ograniczenia i nie zawsze mogą być zastosowane w dowolnych przypadkach.

2.3. Wytrzymałość złącza, postaci zniszczenia, ograniczanie naprężeń

W projektowaniu wzmocnienia elementu stalowego materiałami kompozytowymi kluczowe jest określenie wytrzymałości złącza klejowego i możliwych postaci zniszczenia. W przypadku wzmocnienia kompozytami konstrukcji stalowej w odróżnieniu od wzmocnianych konstrukcji betonowych, najsłabszym ogniwem nie jest wzmocniana konstrukcja, a klej. Dlatego ważne jest odpowiednie poznanie właściwości używanego kleju, ale również jego współpracy z materiałem kompozytowym. Przekroczenie naprężeń granicznych w kleju powodujące odspojenie wzmocnienia na powierzchni styku stal – klej jest główną, ale nie jedyną postacią zniszczenia. Pozostałe, spotykane postaci zniszczenia dotyczące konstrukcji stalowych, wzmocnionych materiałami kompozytowymi FRP to zniszczenie adhezyjne na zniszczenie kohezyjne (wewnątrz kleju), zniszczenie adhezyjne na granicy CFRP – klej, rozwarstwienie wewnątrz kompozytu (delaminacja CFRP), zerwanie CFRP oraz płynięcie stali.

Naukowcy zajmujący się dziedziną wzmocniania konstrukcji stalowych materiałami kompozytowymi poszukują działań mających na celu dobranie takich rozwiązań, które pozwolą na uzyskanie możliwie trwałego układu wzmocnienia, o wysokiej wydajności. W tym celu rozpatrywane są różnego rodzaju rozwiązania mające za zadanie podniesienie wytrzymałości złącza [75 – 84].

Jednym z podstawowych sposobów podnoszenia wytrzymałości złącza klejowego jest możliwie maksymalne ograniczenie naprężeń w warstwie kleju. Z przeprowadzonych eksperymentów i badań numerycznych [75] wywnioskowano, że w złączu kompozytowym z pojedynczą nakładką, koncentracja naprężeń ścinających i odrywających (lub odkształceń), ogólnie zachodzi na końcu nakładki wzmocniającej i możliwe jest ograniczanie tego zjawiska za pomocą pozostawienia wypływu kleju poza kompozyt. Tę redukcję koncentracji naprężeń przypisano zdolności wypływu do przenoszenia pewnych naprężeń ścinających, a przez to odgrywanie roli w przekazywaniu podłużnych obciążeń z jednego materiału do drugiego. Geometrycznie nieliniowe odkształcenie w znacznym stopniu wpływa na koncentrację

naprężeń (odkształceń) kleju, która w odróżnieniu do deformacji liniowej, zmienia się ze zmianą zaaplikowanego obciążenia.

Podobne wnioski można znaleźć w pracy [76], w której przeprowadzono analizę numeryczną MES w celu określenia wpływu geometrii wypływu kleju na stan naprężeń w złączu z pojedynczą nakładką. Rozważano kształty pełne i połowicznie trójkątne, pełne i połowicznie okrągłe, okrągłe z wypływem, owalne, kwadratowe i łukowe. Zostało przeprowadzone porównanie do zakończenia zwykłego w celu określenia procentowej redukcji naprężeń dla każdego z kształtów zakończenia kleju.

Innych rozwiązań podnoszenia wytrzymałości złącza klejowego pojedynczej nakładki wzmacniającej poszukiwali m.in. Lang i Mallick [77]. Opisali wyniki badań nad zastosowaniem przerywania warstwy kleju w obszarze końca złącza klejowego. W badaniu określone zostały naprężenia złącz przerywanych z różnymi długościami wiązania (skleiny), a następnie porównane do naprężeń w złączach ciągłych. Stwierdzono, że przerywanie kleju w złączu z pojedynczą nakładką nie powoduje znaczącego wzrostu naprężeń maksymalnych w pobliżu końca wypływu kleju. Ponieważ stwierdzono brak znaczących zmian warunków naprężeń poprzez przerywanie warstwy kleju, wydaje się, że złącza przerywane mogą być rozważane, jako realna alternatywa do aplikacji konstrukcyjnych gdzie oszczędność wagi i kosztów są wysoce pożądane. Złącze z małą efektywną długością wiązania będzie podobne do spawanego punktowo, ponieważ klej jest używany tylko w pobliżu końców nakładki. Z punktu widzenia zniszczenia zmęczeniowego, mała długość wiązania może nie być pożądana, jednakże jest możliwe mieszanie punktowo klejonych warstw z innymi typami łączników, by stworzyć wytrzymałe na zmęczenie złącze. Należy odnotować, że duże przerwy powodują lokalne wzrosty naprężeń na końcach przerw.

Al-Emrani i in. [78] zbadali wpływ różnych kombinacji kompozytów na wytrzymałość wzmocnienia. Ich badania zaowocowały otrzymaniem postaci zniszczenia, które można uzyskać przy wzmacnianiu elementów stalowych materiałami kompozytowymi CFRP w tym zerwanie od rozciągania laminatu, odspojenie i rozwarstwienie taśmy w środku oraz na końcu taśmy. Sztywność kompozytu i kleju odegrały dominującą rolę na postać zniszczenia, a przez to na nośność.

Hollaway [79] przedstawił badania opisujące zalety i ograniczenia zaproponowanych częściowo prefabrykowanych taśm CFRP oraz klejów używanych w inżynierii konstrukcyjnej. Rozważane były dwa typy włókien węglowych, o bardzo wysokim i wysokim module sprężystości. Kompozyty przyklejano do stali na grubości 0,1 mm oraz 0,5 mm. Użyte zostały dwie techniki określania właściwości materiałów, tj. test ścinania próbki stalowej z podwójną nakładką oraz test zginania z użyciem kompozytu, jako wzmocnienia sztucznie zginanej belki stalowej. We wzmacnianiu na zginanie użyte zostały dwa różne przekroje wzmocnienia. Badania pokazały, że częściowo przygotowane w fabrycznie kompozyty, kształtowane ostatecznie geometrycznie na miejscu wbudowania zawierające warstwę klejącą, stosowane do aplikacji w niskich temperaturach mają przewagę nad innymi klejami szczególnie, kiedy brane są pod uwagę bardzo wysoko modułowe CFRP. Badania pokazały, że pocienianie grubości kleju redukowało do minimum wpływy środowiskowe na odkryte powierzchnie kleju, a przez to podnosiło trwałość kleju. Jednakże uzyskanie wartości grubości kleju poniżej 0,5 mm w warunkach budowlanych jest praktycznie niemożliwe do osiągnięcia.

Stratford i Chen w artykule [80] zwrócili uwagę, że zmiana geometrii taśmy wzmacniającej dobrym sposobem na zmniejszenie koncentracji naprężeń kleju. Stopniowanie taśm wzmacniających dawało 20% redukcję naprężeń w kleju. Fazowanie taśmy ograniczało naprężenia ścinające o 25%, a naprężenia odrywające o 50%. Odwrotne fazowanie taśmy jest najbardziej efektywną metodą ograniczania naprężeń w kleju. Pozwala na ograniczenie naprężeń ścinających o około 50% a odrywających w przybliżeniu 75%. Odwrotne fazowanie jest jednak rzadko używane w aplikacjach inżynierskich z powodu trudności w przygotowaniu. Jeżeli zmiana geometrii nie daje oczekiwanego ograniczenia naprężeń, należy zastosować mechaniczne klamry na końcach taśm. Valle'e i Keller [81] badając złącza z podwójną nakładką z kompozytu GFRP stwierdzili, że fazowanie zauważalnie redukuje i wygładza naprężenia szczytowe od rozciągania i ścinania wzdłuż grubości w kierunku fazowanej krawędzi złącza, natomiast fazowanie taśmy nie poprawiło znacząco wytrzymałości złącza.

Autorzy w pracy [80] stwierdzili również, że liniowo sprężyste analizy niskiego rzędu naprężeń w kleju są poważnym narzędziem przy projektowaniu doklejanego do konstrukcji metalowych wzmocnienia FRP. Metody te są najlepsze w projektowaniu wzmocnienia ze zwykłym zakończeniem.

W pracy [82] Deng i Lee opisali badania numeryczne MES, w których sprawdzali wpływ wypływu kleju i fazowania taśmy na naprężenia w skleinie i odkształcenia CFRP. Rozpatrzyli osiem konfiguracji zmian geometrii końca złącza. Na podstawie swoich analiz stwierdzili, że wpływ kleju redukuje zarówno koncentrację naprężeń ścinających i normalnych wewnątrz krawędzi kleju oraz wygładzał wykres naprężeń blisko końca kleju. Dodatkowo stwierdzili, że mały kąt natarcia pomiędzy krawędzią wypływu a belką stalową jest bardziej korzystny w redukcji maksymalnych naprężeń niż rozmiar wypływu. Co więcej, fazowanie taśmy ogranicza naprężenia maksymalne, ale koncentracja naprężeń w kleju jest nadal znacząca. Z badań wynika, że większą korzyść przynosi odwrotne fazowanie taśmy niż fazowanie, co potwierdza wnioski z pracy [80]. Dodatkowo, w redukcji naprężeń normalnych lepszy jest wpływ kleju niż fazowanie taśmy, ale odwrotne fazowanie jest bardziej efektywne w redukcji naprężeń ścinających niż wpływ kleju. Dlatego, kombinacja odwrotnego fazowania z wypływem jest najlepszym sposobem do redukcji naprężeń w kleju złącza.

Badaniami numerycznymi w MES zajmowali się również Haghani, Al-Emrani i Kliger [83], którzy zbadali wpływ fazowania końca taśmy z wypływem lub bez wypływu kleju na stan naprężeń w stalowej belce wzmocnionej CFRP z użyciem MES. Rozważyli sześć różnych konfiguracji, a fazowanie i wpływ kleju ograniczyli do kąta 45 stopni. Ich wnioski z badań były zbliżone do [80, 82]. Określili również, że z powodu znaczącego wpływu wypływu kleju na obniżenie naprężeń, należy podjąć środki zabezpieczające klej przed atakami środowiskowymi. Autorzy [83] nie zalecają zwykłego fazowania z powodu nieznacznego wpływu ograniczania naprężeń.

Kolejnym możliwym sposobem poprawy wydajności złącza może być zastosowanie złącza klejowego wykonanego z różnych klejów [84]. Złącza takie mogą zredukować koncentrację naprężeń, podnieść wytrzymałość złącza jak również zredukować rozrzuty w wartościach wytrzymałości oraz zmienić postać zniszczenia. Najbardziej znaczącą poprawę wytrzymałości złącza zauważono w nie zoptymalizowanym pojedynczym złączu klejowym przy naprężeniach niższych od wytrzymałości na ścinanie. Klej o wyższej wytrzymałości

i sztywności powinny być zastosowane w środku skleiny natomiast kleje o większej ciągliwości należy stosować na końcach złącza.

2.4. Taśmy sprężone

W literaturze światowej [85, 86] znaleźć już można wstępne badania wpływu sprężenia taśm kompozytowych w aplikacjach wzmacniających konstrukcje stalowe.

Colombi i Bassetti [85] przeprowadzili analizy numeryczne badania pękniętych elementów stalowych wzmocnionych sprężonymi taśmami. Badania przeprowadzone zostały w celu oceny stopnia szybkości uwalniania energii pęknięcia odspojenia i zbadania wpływu niektórych parametrów projektowych dotyczących szybkości uwalniania energii pęknięcia odspojenia. W zbadanych przez nich elementach stalowych wzmocnionych sprężonymi taśmami kompozytowymi, odspojenie taśmy nie było dominującą postacią zniszczenia. Wynikało to z wysokiej sztywności elementu stalowego. Wysoka sztywność płyty stalowej w porównaniu do taśm kompozytowych zmniejszała wpływ sztywności CFRP, dlatego użycie bardzo sztywnych CFRP nie powodowało znaczącego wzrostu w efektywności wzmocnienia.

Wzrost grubości warstwy kleju wpływał na wzrost odkształceń od ścinania, co znacząco obniżało szybkość uwalniania energii pęknięcia na czole odspojenia. Zauważyli odpowiedni umiarkowany wzrost wskaźnika intensywności naprężeń w blasze stalowej, w związku z czym, stwierdzili, że cienka warstwa kleju tworzy większe obszary odspojenia, co z kolei zmniejsza skuteczność tego wzmocnienia. Sprężenie taśmy kompozytowej przed sklejeniem spowodowało znaczne zmniejszenie wartości szybkość uwalniania energii wzdłuż czoła odspojenia. Uzyskali odpowiednie zmniejszenie stopnia naprężenia w płycie stalowej, co sprzyjało zamykaniu pęknięć, dlatego stwierdzili, że wstępne sprężenie CFRP jest zalecane aby zmaksymalizować efektywność taśmy przyklejonej do stalowego elementu.

Benachour i inni [86] zaprezentowali analizę teoretyczną naprężeń między warstwowymi i zastosowali ją do istniejącego stalowego mostu kolejowego wzmocnionego sprężonymi taśmami kompozytowymi. Ich model miał charakter ogólny. Może być zastosowany do bardziej ogólnych przypadków obciążenia. Rezultaty pokazały, że istnieją wysokie koncentracje naprężeń ścinających i odrywających na końcach sprężonych laminatów.

Efektywny moduł przyklejonej zewnętrznie sprężonej taśmy FRP wzrasta ze wzrostem procentowym włókien ułożonych wzdłuż belki. Odkryli, że laminaty z wyższym modułem sprężystości wpływają na niższą koncentrację naprężeń w skleinie na końcach laminatu. Określili również, że moduł ścinania kleju ma znaczny wpływ na wielkość naprężenia maksymalnego w skleinie na końcu laminatu, a użycie bardziej elastycznego kleju powoduje bardziej równomierny wykres naprężeń w złączu i obniża wartość maksymalnych naprężeń niszczących na końcach taśmy.

W artykule [87] opisano analityczne rozwiązanie obliczania wytrzymałości giętej zespolonych belek stalowo-betonowych wzmocnionych sprężoną taśmą CFRP. Zawarto wpływ obciążenia trwałego i siły sprężającej CFRP. Rozważano dwa rodzaje zniszczenia wzmocnionych belek: zerwanie taśmy CFRP lub skruszenie betonu.

2.5. Wzmacnianie na uderzenie

Oprócz pozycji literaturowych zajmujących się badaniami wytrzymałości statycznej lub na zmęczenie wzmocnienia elementów stalowych materiałami kompozytowi FRP można znaleźć kilka pozycji literaturowych, w których opisane zostały badania wzmocnienia materiałami kompozytowymi elementów stalowych na uderzenie [88 – 93].

Soleiman Fallah i inni [88] przeprowadzili analityczne i numeryczne badania belek pod nagłym obciążeniem. Z ich analiz wynika, że modele analityczne zawsze przeszacowują wartości naprężeń normalnych i ścinających w złączu. Według ich badań, techniki kształtowania końca złącza zdające egzamin przy obciążeniach statycznych nie są odpowiednie do obciążeń dynamicznych.

Statyczne i dynamiczne badania belek aluminiowych wzmocnionych CFRP [89] wykazały, że przyklejanie taśm z włókien węglowych do plastycznie odkształcającego metalu stanowi znaczny potencjał wzmacniający. Można zwiększyć zdolność pochłaniania energii konstrukcji metalowych i podnieść zdolność absorpcji energii. Wyprowadzona została metoda, w której energia absorbowana przez włókna wzmacniające może być określona przy wielu warstwach włókien i efektów dynamicznych. Autorzy udowodnili, że mechanizmy odspojenia odgrywają główną rolę w zachowaniu się belek stalowych wzmocnionych włóknami, szczególnie pod obciążeniami impulsywnymi. Mechanizmy odspojenia przy obciążeniach statycznych mogą być w prosty sposób uniknięte poprzez odpowiednie klejenie. Jednakże, przy obciążeniach impulsywnych należy prowadzić dalsze badania w kierunku zwiększenia odporności kompozytów z włóknami na nagłe zniszczenie w celu osiągnięcia pełnego potencjału włókien w takich układach.

W pracach [90 – 93] przedstawiono zachowanie elementów stalowych łączonych doczołowo za pomocą podwójnej nakładki z maty CFRP poddanych nagłej sile rozciągającej. Artykuły opisują badania wpływu różnych poziomów obciążania na wytrzymałość złącza maty CFRP i stali oraz mechanizmy zniszczenia próbek CFRP/stal.

2.6. Wzmacnianie na wyboczenie i zwichrzenie

Wyboczenie występuje niejednokrotnie jako postać zniszczenia elementów konstrukcji stalowych. W tym zakresie, wzmacnianie konstrukcji stalowych materiałami kompozytowymi powoli, ale sukcesywnie się rozwija.

W praktyce, wysokie naprężenia lokalne często powstają jako wynik skupionego obciążenia i wymagają wprowadzenia odrębnego podparcia, otworów i innych lokalnych cech. Pod wysokimi lokalnymi naprężeniami ściskającymi, lokalne wyboczenie może wpływać na grubość cienko ściennych konstrukcji stalowych. Takiemu lokalnemu wyboczeniu można w łatwy sposób zapobiec przez przyklejanie nakładek FRP. Wysokim lokalnym naprężeniom rozciągającym, również można zapobiec w ten sam sposób.

Dostępna literatura zajmuje się między innymi wzmacnianiem środków belek na lokalne wyboczenie. W artykule [94] opisano koncepcję aplikowania materiałów FRP w celu podniesienia wytrzymałości na ściskanie z uwzględnieniem wyboczenia. Nominalny wpływ dodawania małych ilości FRP ma niewielki wpływ na odporność na globalne wyboczenie sprężyste długich odcinków typowych zastrzałów występujących w konstrukcjach budowlanych. Wzmocnienie FRP jest jednakże zdolne do zapobieżenia lokalnego

wyboczenia. Podniesienie nośności jest proporcjonalne do wzrostu efektywnego promienia bezwładności, na który ma wpływ obecność FRP.

O wzmocnianiu środnika cienkościennego lekkiej belki na wyboczenie od ścinania nad podporą traktuje praca [95]. W artykule opisana została seria badań lekkich belek wzmocnionych CFRP pod obciążeniem podporowym. Do badań wdrożono trzy metody wzmocnienia, autorzy pracy stwierdzili, że nośność środnika rośnie znacząco po wzmocnieniu, szczególnie przy obustronnym wzmocnieniu środnika na siłę poprzeczną oraz w przypadku belek z większym stosunkiem wysokości do grubości środnika. Zhao i Al-Mahaidi zaproponowali formułę obliczania nośności podporowej na wyboczenie środnika lekkiej belki oraz obustronnego wzmocnienia lekkiej belki, która jest podobna do projektowania kolumny. Wzmocnienie FRP zwiększyło odporność przed obrotem środnika belki.

Innym problemem, z którym spotykają się inżynierowie budowlani są uszkodzenia zbiorników stalowych. Zbiorniki stalowe pod kombinacją obciążenia od ciśnienia wewnętrznego i osiowym obciążeniem są podatne na zwichrzenie u podstawy (*ang. elephant foot – stopa słonia*). W artykule [60] opisano wstępne badania przeciwdziałania temu zjawisku poprzez wzmocnienie przyklejanymi zewnątrz FRP. Wyniki sugerują, że mała liczba mat FRP umiejscowionych w krytycznych lokalizacjach, jest optymalna w redukowaniu radialnych deformacji powłoki, co może podnieść wytrzymałość na ten rodzaj zniszczenia konstrukcji.

Zasady wzmocnienia materiałami kompozytowymi CFRP belek aluminiowych o przekroju rurowym prostokątnym na zwichrzenie środnika nad podporą od siły podporowej opisane zostały przez Wu i in. w pracy [96]. Z ich badań wynikało, że nośność podporowa środników aluminiowych belek o przekroju rurowym prostokątnym o ostrych krawędziach wzrosła z 50% do 380%. Autorzy odnieśli się w swojej pracy do istniejących w normach północno amerykańskich, australijskich i nowozelandzkich wzorów i zmodyfikowali je do przewidywania nośności na zwichrzenie środnika od siły podporowej.

W pracy [97], autorzy zajmowali się przekwalifikowaniem ogólnego i lokalnego wyboczenia przegubu plastycznego z użyciem CFRP. Opisali korzystny wpływ owinięcia matami CFRP na niesprężyste odwrócone cykliczne zachowanie elementów składowych kratownic stalowych. Wyniki pokazały znaczącą poprawę zachowania wzmocnionych próbek. Wyniki sugerują, że owinięcie CFRP może podnieść rozmiar obszaru plastycznego przegubu, zatrzymać wystąpienie lokalnego wyboczenia oraz opóźnić boczne wyboczenie skrętne.

Podnoszeniem nośności na wyboczenie elementów stalowych taśmami GFRP zajmowali się m.in. Siddique oraz El Damatty [98]. Z ich badań wynika, że dla płaskich płyt stalowych trójstronnie swobodnie podpartych wzmocnionych GFRP, można uzyskać dużo wyższe wartości współczynników sprężystego wyboczenia niż dla elementów nie wzmocnionych.

Z kolei badania nad wpływem wzmocnienia kompozytami CFRP zastrzałów z rur stalowych można znaleźć w pracy [99]. Autorzy zastosowali w obliczeniach nieliniowy model numeryczny oparty na stanie równowagi i zgodności odkształceń do przewidywania nośności osiowej. Model zweryfikowano badaniami eksperymentalnymi. Z powyższych badań wynika, że zniszczenie zastrzałów wzmocnionych CFRP zależy od następującego ogólnego wyboczenia. Następnie zwyczajowo zachodzi wtórne lokalne wyboczenie po stronie

ściskanej, w środku wysokości, co również jest powiązane z delaminacją i kruszeniem laminatu CFRP. Zewnętrznie przyklejane wzdluzne maty CFRP są efektywne we wzroście wytrzymałości osiowej i sztywności smukłych zastrzałów. W zależności od liczby warstw mat, wzrost wytrzymałości osiągnął 28–124%, a sztywności 25–105%. Zyski w otrzymanej wytrzymałości w badaniach eksperymentalnych i analizach numerycznych pokazały, że osiowe obciążenie ma bezpośrednie powiązanie z liczbą warstw CFRP. Niedokładności, jak brak prostoliniowości długich zastrzałów, wpływają na efektywność wzmocnienia CFRP.

2.7. Starzenie złącza, uwarunkowania środowiskowe oraz obciążenia długotrwałe

Ponieważ wzmocnianie konstrukcji stalowych przyklejonymi materiałami kompozytowymi FRP jest metodą nową i mało zbadaną w stosunku do chociażby wzmocniania konstrukcji betonowych materiałami kompozytowymi, ważnymi aspektami pracy takiego wzmocnienia są narażenie na ciężkie warunki środowiskowe, starzenie złącza i obciążenia długotrwałe oddziałujące na wzmocnienie.

Próba odwzorowania trudnych warunków środowiskowych i ich wpływu na wytrzymałość złącza przedstawiona została w [100] gdzie badano wytrzymałość złącza klejowego po ekspozycji w środowisku słona woda oraz klimat gorący/mokry. Rozpatrywane były różne dostępne kleje do aplikacji z kompozytami. Badania pokazały, że możliwe jest dobranie klejów, które pozwolą na bezpieczne stosowanie przyklejania kompozytów FRP do stali, narażonych na trudne warunki środowiskowe.

Podobne eksperymenty przeprowadzili również Nguyen i in. [101], którzy zbadali trwałość złącz wzmocnienia obustronnego stali narażonego na działanie wody morskiej, zmian temperatury i wilgoci. Elementy z nakładkami obustronnymi poddane zostały różnym trudnym warunkom środowiskowym włączając symulowaną wodę morską w temperaturze 20° C i 50° C, stałej temperaturze 50° C i wilgotności 90% oraz cyklicznej temperaturze pomiędzy 20° C i 50° C w połączeniu z wilgotnością 90%. Zauważyli, że kiedy złącza zanurzano w wodzie morskiej, ich wytrzymałość i sztywność obniżała się gwałtownie w pierwszych 2–4 miesiącach ekspozycji. Stopień degradacji później zwalniał a wytrzymałość złącz osiągała 85% początkowej przy 20° C i 74% przy 50° C. Sztywność spadła odpowiednio do 61% i 45% wartości początkowej. Wytrzymałość i sztywność próbek z grubszą warstwą kleju obniżała się w podobnym stopniu do tych poddanych ekspozycji w wodzie morskiej., co potwierdza, że obniżenie wytrzymałości i sztywności głównie zależy od kleju.

Nguyen i inni [102], badali złącza elementów stalowych z obustronnymi nakładkami CFRP w podwyższonych temperaturach. Opracowali model mechanistyczny złącza z uwzględnieniem zależnych od temperatury właściwości mechanicznych kleju na zmianę efektywnej długości wiązania taśmy, sztywności oraz wytrzymałości złącza. Z eksperymentu wynika, że efektywna długość zakotwienia złącza rośnie ze wzrostem temperatury. W temperaturze bliskiej temperaturze zeszklenia kleju była dwukrotnie większa niż w temperaturze pokojowej. Sztywność złącza znacząco malała ze wzrostem temperatury, o 20%, 50% oraz 80% odpowiednio przy temperaturze zeszklenia oraz 10 i 20 stopni C powyżej. Postaci zniszczenia różniły się w zależności od temperatury, której poddawano złącze. Obniżenie obciążenia granicznego wraz ze wzrostem temperatury, określone zostało

jako powiązane degradacją sztywności na ścinanie kleju jak również ze zmianą efektywnej długości wiązania.

Ci sami autorzy w pracy [103] badali złącza wzmocnień elementów stalowych obustronną nakładką FRP, poddając je długotrwałemu obciążeniu termicznemu i mechanicznemu. Złącza poddano trzem temperaturowym scenariuszom: stałej temperaturze poniżej temperatury zeszklenia kleju (T_g), stałej temperaturze powyżej T_g oraz cyklicznej temperaturze w pobliżu T_g . Aplikowane obciążenie wynosiło 80%, 50% oraz 20% wytrzymałości złącza pomierzonej w temperaturze pokojowej. Ich badania pokazały, że przy obciążeniu rozciągającym stałym na poziomie niższym od wytrzymałości złącza i ekspozycji elementu w stałej temperaturze w podniesionym zakresie, złącze wykazuje wzrost wydłużenia (tj. spadek sztywności) spadek nośności w czasie. Jako wynik redukcji wytrzymałości w czasie, okres do zniszczenia złącza stal/CFRP zmienia się zależnie od wartości stosowanego poziomu obciążenia i stałej temperatury. Wyższa temperatura lub obciążenie powodują, skrócenie czasu do zniszczenia. Z badań można wywnioskować, że cykliczne obciążenie termiczne nie ma tak dużego wpływu na redukcję wytrzymałości złącza co stała temperatura. Świadczy to o tym, że obniżenie wytrzymałości zależy nie tylko od temperatury, ale również historii obciążania. Autorzy zalecają by w praktyce warstwa kleju była utrzymywana przynajmniej 7–10 C poniżej temperatury zeszklenia kleju, w celu uniknięcia obniżenia wytrzymałości konstrukcji z powodu wpływu temperatury na złącze klejowe.

Również Nguyen i in. w pracy [104] zbadali wpływ promieniowania UV i podniesionej temperatury na mechaniczne zachowanie złącza doczołowego elementów stalowych z przyklejonymi obustronnie nakładkami kompozytowymi CFRP.

Odształcenie graniczne próbek zmalało po ekspozycji na promieniowanie UV i podniesioną temperaturę nawet czterokrotnie z 1,9% do 0,4% po 372 h ekspozycji. Moduł sprężystości kleju wzrósł po ekspozycji na promieniowanie UV i podwyższoną temperaturę do 105% po 372 h ekspozycji. Ani sama temperatura, ani promieniowanie UV nie wpłynęły na wytrzymałość na rozciąganie i sztywność włókien CFRP i próbek CFRP ze zmienną grubością. Efektywna długość zakotwienia wzrosła po ekspozycji na promieniowanie UV i temperaturę oraz samą temperaturę.

Wpływ warunków utwardzania żywicy na wytrzymałość żywic do zastosowań konstrukcyjnych można znaleźć w pracy [105]. Badania pull-off przeprowadzono w celu określenia wpływu podwyższonej temperatury w czasie utwardzania żywicy na wytrzymałość złącza klejowego. Eksperyment pokazał, że temperatura utwardzania ma wpływ na rozwój wytrzymałości w złączu klejowym. Badania pokazały osiągnięcie tej samej wytrzymałości przy czasie utwardzania 1 dzień w 10 C oraz około 1 h przy 90 C. Badania dotyczyły jednak kompozytów przyklejonych do elementów betonowych.

Badania nad zachowaniem złącza doczołowego elementów stalowych z przyklejonymi obustronnie nakładkami kompozytowymi CFRP poddane kombinacji obciążenia mechanicznego, temperatury i wilgotności opisane zostały w pracy [106]. Złącza poddane zostały twardnieniu w temperaturze pokojowej oraz 120 stopni, a następnie poddane różnym kombinacjom obciążeń mechanicznego, termicznego i wilgoci. Przy utwardzaniu kleju w temperaturze 50 stopni C, złącze wykazało znaczącą poprawę wytrzymałości, prawie dwukrotnie większą od utwardzanej w temperaturze pokojowej. Obciążanie mechaniczne znacząco wpływało na obniżenie wytrzymałości złącza w agresywnym środowisku

kombinowanej cyklicznej temperatury (20-50° C) i stałej wilgotności względnej 90%. Bez obciążania mechanicznego, wytrzymałość złącza spadła do 90% początkowej po ekspozycji w tym środowisku. Kiedy złącza utwardzane w podwyższonej temperaturze poddano sile o wartości 15% ich nośności i tym warunkom środowiskowym zniszczenie następowało po 270 h. Czas ten skracał się do 44 h przy poziomie 25% siły oraz 12 h przy 35% siły niszczącej, podczas gdy wszystkie połączenia utwardzane w temperaturze pokojowej zawiodły w ciągu 2 godzin ekspozycji przy tych samych poziomach obciążeń. Dowiedziono przez to, że czas do zniszczenia złącza pod stałym obciążeniem i ekspozycji na warunki środowiskowe zależał od poziomu obciążenia i temperatury utwardzania. Niższy poziom obciążenia lub wyższa temperatura utwardzania wydłużały czas do zniszczenia próbek.

Przypadkiem obniżonych temperatur zajmowali się m.in. Al-Shawaf i Zhao [107]. Zbadali wpływ reologii kleju na zachowanie złącza w temperaturach ujemnych. Do swoich badań również przyjęli próbki stalowe połączone doczuło za pomocą obustronnie przyklejonej nakładki CFRP-stal. W eksperymentach zajęli się postaciami zniszczenia, wytrzymałością złącza, wykresem odkształceń osiowych oraz wykresem naprężeń od ścinania. Z ich badań wynika, że termomechaniczne właściwości kleju i włókien wzmacniających są odpowiedzialne za określenie postaci zniszczenia klejonych na mokro złącz CFRP/stal. Postęp procesu zniszczenia złącz CFRP-stal może być określony jako klejo-zależny lub włókno-zależny. Najczęstszą zachodzącą postacią zniszczenia jest zniszczenie spójnościowe w warstwie kleju, blisko końca skleiny, objawiające się zlokalizowanym odspojeniem na granicy kontaktu.

Gruntowny wpływ właściwości reologicznych matrycy klejowej i właściwości termomechanicznych na wytrzymałość złącza CFRP-stal istnieje ogólnie niezależnie od narażenia na ataki środowiskowe. Wpływ ekspozycji w ujemnej temperaturze na wytrzymałość złącza jest funkcją kleju w złączu.

Wykres odkształceń osiowych jest funkcją ekspozycji temperatury środowiska oraz reologicznego i mikro strukturalnego zachowania kleju w złączu. W przypadku identycznych próbek, manifestacja nieliniowego zachowania wykresu odkształceń przed zniszczeniem każdego złącza prognozuje osiągnięcie relatywnie wyższej zdolności wiązania niż inne liniowe wykresy odkształceń. Wykresy odkształceń osiowych są użytecznymi wartościami w przewidywaniu rozpoczęcia zniszczenia i jego umiejscowienia wzdłuż długości złącza. Mogą również wytłumaczyć mechanizmy przekazywania obciążenia w czasie procesu postępu zniszczenia w krytycznie obciążanych obszarach długości złącza.

Dawood i Rizkalla w pracy [108] opisali trwałość środowiskową układu wzmacniania stali CFRP. Próbki oklejone z cienką warstwą kleju wykazały 60% degradację pomierzonej wytrzymałości po pół roku ekspozycji w trudnych warunkach środowiskowych. Próbki, w których wstępnie powierzchnie stalowe potraktowano silanami przed klejeniem wykazały zasadniczo brak degradacji wytrzymałości wiązania w czasie trwania ekspozycji 6 miesięcy. Próbki zawierające izolującą warstwę włókien szklanych w kleju wykazały wzrost średniej początkowej wytrzymałości złącza w porównaniu do próbek bez warstwy włókien szklanych. Jednakże, trwałość tych próbek była podobna do próbek przyklejonych tylko na klej. Próbki zawierające włókna szklane i silany wykazały wzrost początkowej wytrzymałości i trwałości. Wyniki sugerują, że degradacja wytrzymałości złącza było prawdopodobnie spowodowane degradacją granicy styku pomiędzy stalą i klejem. Trwałość obszaru granicy styku była

podniesiona z powodu początkowych wiązań chemicznych utworzonych przez silany, co opisano wcześniej. Degradacja właściwości kleju może mieć również wpływ na degradację ogólnie, ale rola tego mechanizmu było widocznie wtórna. Bazując na wynikach, do aplikacji w terenie układ wzmocnienia narażonego na wpływy wilgotnego środowiska, traktowanie powierzchni stalowej silanami jest bardzo zalecane.

2.8. Wzmacnianie złączy spawanych

Materiały kompozytowe FRP wydają się być również obiecującym i odpowiednim sposobem na podnoszenie wytrzymałości rozciąganych złączy spawanych.

Jiao i Zhao [109] zajmowali się wzmocnieniem spawu rur ze stali bardzo wysokiej wytrzymałości, granicy plastyczności 1350 MPa i wytrzymałości na rozciąganie 1500 MPa, połączonych doczołowo. Przebadali trzy typy żywic. W eksperymentach osiągnęli wzrost wytrzymałości złącza nawet do 200% z kompozytem CFRP. Wzmocnienie spawu pozwoliło na przywrócenie pełnej nośności rury. W zależności od typu kleju uzyskali różne postaci zniszczenia. Zalecają, aby szukać odpowiedniego kleju w celu uniknięcia zniszczenia we włóknach.

Badaniami nad poprawą nośności złączy spawanych płyt węzłowych przez przyklejenie GFRP zajmowali się natomiast H. Suzuki i inni [110]. Opisali podejście do zbadania wpływu wzmocnienia GFRP na poprawę zmęczeniowej inicjacji pęknięcia oraz zmęczeniowego rozrostu rysy. Efektywność GFRP przy obniżaniu naprężeń na zaokrągleniu spawu została zbadana analitycznie. Efektywność kompozytu GFRP do kontrolowania stopnia rozrostu pęknięcia również rozważono z punktu widzenia mechaniki pęknięcia.

2.9. Wzmacnianie przekrojów rurowych

Wśród możliwości wzmocniania konstrukcji stalowych kompozytami część analiz zajmują badania wpływu wzmocnienia kompozytami FRP elementów stalowych o przekroju rurowym. Badania odnoszą się głównie do podnoszenia wytrzymałości na siłę osiową kolumn rurowych [18 – 20 i 111 – 116], podnoszenia wytrzymałości na zginanie belek o przekroju rurowym [117 – 120] oraz wzmocniania środników belek rurowych o przekroju prostokątnym na podporową siłę tnącą [121 – 124].

Teng i Hu [21] opisali użycie owinięcia rur stalowych materiałami FRP w celu zwiększenia ich giętkości i zbadali wytrzymałość na wpływy sejsmiczne. Zarówno analizy MES i badania laboratoryjne pokazały, że owinięcie rury matą CFRP znacząco podnosi giętkość rury. Wyniki te wykazały również, że gdy grubość owinięcia CFRP osiągnie wartość progową, dla której dominują odkształcenia od wyboczenia wewnętrznego, dalsze zwiększanie grubości wzmocnienia nie daje znaczących korzyści, jako że kołnierz zapewnia niewielki opór na wyboczenie wewnętrzne. Owinięcie CFRP rury stalowej podnosi plastyczność, ale w stopniu ograniczonym podnosi nośność, co jest pożądane przy wzmocnianiu sejsmicznym. Wzmocniona rura może nie przenieść sił, które są tak wysokie, że przyległe elementy mogą być zagrożone.

W pracy [112] Bambach i Elchalakani zaprezentowali badania osiowego ściskania na szerokim zakresie przekrojów rurowych wzmocnionych przyklejonymi CFRP. Przedstawili mechanizm analiz plastycznych do przekrojów rurowych wzmocnionych z użyciem CFRP odkształcających się osiowo symetrycznie. Otrzymane przez nich modele obliczeniowe biorą

pod uwagę dodatek CFRP, zmienność naprężeń uplastyczniających wokół przekroju wynika z procesu produkcji i skończonych promieni przegubów otrzymanych na czole przekroju rurowego.

Shaat [18] pokazał, że w przypadku smukłych kolumn zarówno wytrzymałość osiowa i sztywność może zostać podniesiona w przypadku przyklejenia w kierunku podłużnym mat lub taśm CFRP. Stabilność kolumn na odkształcenie boczne jest poprawiona, a więc ogólnie wyboczenie występuje przy wyższych obciążeniach. Skuteczność układu CFRP na zwiększenie osiowej wytrzymałości smukłych kolumn zwiększa się znacznie w miarę wzrostu smukłości. Jego skuteczność w zwiększaniu sztywności osiowej, z drugiej strony, nie jest znacznie uzależniona od smukłości. Sztywność osiowa maleje ze wzrostem wskaźnika smukłości. Jednakże stopień redukcji jest niższy w kolumnach wzmocnionych CFRP niż w ich stalowych odpowiednikach. Ignorowanie plastyczności stali, naprężeń szczątkowych, lub odspojenia (lub kruszenia) CFRP w modelowaniu smukłych kolumn wzmocnionych CFRP może znacząco przeszacować ich osiową wytrzymałość. Poziom naprężeń szczątkowych w walcowanych na zimno smukłych kolumnach ze stali o wysokiej wytrzymałości ma mały wpływ na zyski w wytrzymałości osiowej przy użyciu CFRP.

W przypadku kolumn krótkich, owinięcia matami CFRP z włóknami w kierunku poprzecznym wydają się bardziej efektywne w podnoszeniu osiowej sztywności niż przy układzie podłużnym włókien. Jednakże, maksymalny zysk w osiowej sztywności uzyskany z układem podłużnym warstw, poprzedzonych warstwami poprzecznymi. Efektywność poprzecznych owinięć zależy od sztywności owinięcia. W badaniach zawartych w [18], materiały kompozytowe o normalnym module sprężystości CFRP dawały lepsze rezultaty wzmocnienia niż te o module wysokim ponieważ miały wyższą o 10% sztywność. Ponadto, sztywny charakter włókien w wysoko modułowych CFRP spowodował pęknięcie włókien w zaokrąglonych narożach, w pobliżu końców.

Bambach i inni [113] zaprezentowali doświadczalne wyniki wzmocniania rur stalowych o przekroju kwadratowym o szerokim zakresie smukłości ścianki z przyklejonymi CFRP. Pokazali, że aplikacja CFRP może podnieść nośność osiową nawet dwukrotnie, a stosunek wytrzymałości do wagi nawet 1,5 krotnie. W wyniku tego, CFRP wprowadzają ograniczenie rozwoju wyboczeniowego ugięcia sprężystego, a przez to opóźnienie lokalnego wyboczenia. To ograniczenie powoduje nawet czterokrotny wzrost odporności wyboczeniowej. Zależność wzrostu nośności na ograniczenie wyboczenia wzrasta ze smukłością ścianek, z optymalnym zyskiem przy smukłości ścianki równej w przybliżeniu 2,5.

Natomiast w pracy [114] Bambach i inni zajmowali się wzmocnianiem kolumn rurowych o przekroju kwadratowym opasaniem CFRP na uderzenie osiowe. Opisali serię badań zespolonych elementów stal-CFRP obciążanych dynamicznie obciążeniem osiowym. Badaniami udowodnili, że przekrój kwadratowy rurowy stal-CFRP wprowadza większe parametry odporności uderzeniowej, absorpcji energii oraz jednorodności obciążenia, w porównaniu z rurowymi przekrojami kwadratowymi tylko ze stali lub CFRP. Zastosowanie CFRP do istniejących stalowych kolumn może podnieść wartość dynamicznego obciążenia niszczącego element o 82%.

Bambach [19,20] zbadał również zachowanie ściskanych rur prostokątnych ze stali nierdzewnej i aluminium z przyklejonymi matami CFRP. W badaniach uzyskał różne

zachowanie dla metali i warstw włókien. Zaprezentował, że w celu zwiększenia nośności i energii kruszenia, rury stalowo-CFRP o grubszych ściankach i większej ilości warstw na rozpiętość są odpowiednie. Pokazał, że aplikacja CFRP do stalowych przekrojów rurowych kwadratowych może podnieść ich nośność do 1,9, wartość obciążenia niszczącego do 1,87 i energię zniszczenia 1,55 krotnie, w odniesieniu do próbki stalowej o prostokątnym przekroju rurowym.

Próba oszacowania obciążenia niszczącego kolumn stalowych wzmocnionych CFRP z użyciem dostępnych norm projektowych europejskich (EC3) i północno amerykańskich (AISI) zajmowali się Silvestre i inni [115]. Na podstawie analiz stwierdzili, iż możliwe jest zidentyfikowanie i omówienie źródeł przeszacowania obciążenia granicznego powiązanego z zaproponowanym podejściem projektowym EC3 i AISI. Obciążenia niszczące wzmocnionych kolumn są całkiem dobrze oszacowane z użyciem obu metod, pod warunkiem, że ich przewidywania są odpowiednie dla wzmocnianych gołych słupów stalowych oraz grubość warstwy kompozytu nie przekracza 10–15% grubości ścianki stalowej kolumny.

Haedir i Zhao [116] opisali badanie potencjału wzmocnienia krótkich rur stalowych o przekroju kołowym matami CFRP. Zastosowali standardowe podejście do projektowania konstrukcji stalowych w celu ustalenia krzywych projektowych wzmocnienia materiałami CFRP stalowych rur wykonanych ze stali o różnych granicach plastyczności. Wykazali, że wzrost plastyczności rury redukuje granicę plastyczności, która określa w pełni efektywny przekrój. Badanie wpływu ilości włókien wzmocniających pokazało, że wytrzymałość wzrasta z większą ilością CFRP.

Kolejnym aspektem wzmocniania przekrojów rurowych jest podnoszenie wytrzymałości na zginanie, które odnosi się zarówno do kolumn jak również belek.

Lanier, Schnerch i Rizkalla [117] wprowadzają technikę wzmocniania stalowych wież z użyciem materiałów CFRP o bardzo wysokim module sprężystości. Technika opiera się na badaniach teoretycznych i analitycznych, w tym badaniach na stalowej wieży o dużej skali wzmocnionej różnymi materiałami CFRP i szczegółami połączenia. Ich badania wstępne pokazały, że wysoko modułowe materiały CFRP mogą być użyte w celu podniesienia sztywności giętnej i wytrzymałości w zakresie sprężystym wieży. Wzmocnienie wysoko modułowymi matami CFRP w kierunku poprzecznym może również podnieść wytrzymałość ze względu na opóźnienie lokalnego wyboczenia.

Haedir i inni [118] badali nośność belek rurowych o przekroju okrągłym wzmocnionych matami FRP pod czystym zginaniem. Opisali ogromny potencjał mat CFRP na podnoszenie wytrzymałości, sztywności oraz plastyczności wzmocnionego stalowego okrągłego przekroju rurowego. W doświadczeniach zaaplikowali włókna w różnej ilości i ułożeniu, o zmiennej ilości warstw w obszarze czystego zginania belek, co dawało zróżnicowane charakterystyki płynięcia.

Ci sami autorzy w pracy [119] przedstawili analityczne rozwiązanie obliczania nośności rur stalowych wzmocnionych owinięciem CFRP na zginanie. Zbadali wpływ głównych zmiennych na nośność momentu belki CFRP-stal. Wytrzymałość na zginanie pojedynczych przekrojów została obliczona z użyciem zgodności odkształceń CFRP i stali oraz równowagi sił. Z użyciem dostępnych danych wyprowadzone zostały metody obliczania nośności rur stalowych wzmocnionych CFRP. Dane zastosowane w niniejszej pracy obejmują przypadki

różnych przekrojów rur stalowych. Przedstawili procedurę bazującą na założeniu sprężystego lub sprężysto-plastycznego wykresu naprężeń w stali z włóknami węglowymi jako lekceważąca pomierzone wartości. Co więcej, nośności obliczone przy użyciu tego podejścia, w którym stal założono jako w pełni uplastycznioną, w pełni ignorują udział CFRP w przenoszeniu naprężeń, są dość zbliżone do danych doświadczalnych, ale mają tendencję do przeszacowywania belek wzmocnianych 1 lub 2 warstwami włókien węglowych.

W [120] Haedir i Zhao, zaprezentowali metodę przewidywania nośności przekrojów rurowych wzmocnionych CFRP. Otrzymali wyrażenia projektowe, biorące pod uwagę parametry wzmocnienia. Otrzymane w badaniach nośności porównali z przewidywaniami norm australijskich i nowozelandzkich AS/NZS 4600, australijskiej AS 4100 oraz Eurokodu 3.

W literaturze możemy znaleźć również badania nad wzmocnieniem belek stalowych o przekroju rurowym na siłę podporową. W pracy [121] Zhao, Fernando i Al-Mahaidi skupili się na poprawieniu zachowania środników rur prostokątnych przy sile niszczącej. Rozpatrzonych zostało sześć typów wzmocnienia środników belek rurowych. Wzmocnienie CFRP znacznie podniosło nośność środników, szczególnie tych z dużym stosunkiem wysokości do grubości. Głównymi powodami poprawy były zmiana postaci zniszczenia z wyboczenia środnika do uplastycznienia, zwiększenie ograniczenia obrotu oraz osiągnięcie usztywnienia materiału na odkształcenia.

W swoich badaniach wzmocnienia belek rurowych prostokątnych na tnącą siłę podporową Fernando i inni [122] użyli pięciu dostępnych klejów, aby sprawdzić wpływ właściwości kleju na zachowanie wzmocnienia.

Islam i Young [124,125] rozważali elementy rurowe ze stali nierdzewnej o przekrojach kwadratowych i prostokątnych. Seria badań uszkodzeń środników była przeprowadzona pod obciążeniami dwóch półek na końcu belki (ETF), dwóch półek w środku (ITF), jednej półki na końcu (EOF) oraz jednej półki w środku (IOF). Autorzy [124,125] pokazali, że poprawa nośności uszkodzonego środnika rośnie ze wzrostem smukłości środnika dla ETF, ITF i EOF, natomiast nie zauważono tego dla IOF. Wytrzymałość środników wzrosła o 51%, 9%, 11% oraz 3% dla warunków obciążenia ETF, ITF, EOF oraz IOF. Wykonane zostały analizy MES blisko przewidywały uszkodzenie wzmocnionych CFRP rurowych przekrojów stalowych.

Innym aspektem wzmocniania przekrojów rurowych zajęli się Taea i Hanb [126], którzy badali kolumny stalowe wypełnione betonem (CFST) poddane obciążeniu ogniowemu zgodnemu z ISO-834, a następnie wzmocnione przyklejonym owinięciem CFRP. Nośność kolumn owiniętych CFRP została poprawiona do pewnej wartości. Wzrost wytrzymałości spadł wraz ze wzrostem stosunku mimośrodowość do smukłości. Jednak wytrzymałość wszystkich uszkodzonych słupów nie została w pełni przywrócona ze względu na długi czas ekspozycji w ogniu. Wpływ naprawy CFRP na sztywność nie był oczywisty ze względu na to, że owinięcie CFRP jest umiarkowane, gdy kolumny CFST pozostają w zakresie sprężystym. W pewnym stopniu zauważono poprawę plastyczności z wyjątkiem tych krótszych kolumn obciążonych osiowo z pęknięciem owinięcia CFRP w połowie wysokości, które wystąpiło blisko obciążeń szczytowych. Autorzy zalecili w naprawie poważnie uszkodzonych pożarem kolumn CFST, smukłych lub tych poddanych stosunkowo dużym momentem zginającym,

podjąć inne odpowiednie środki naprawcze, takie jak metody zwiększenia przekroju poprzecznego

Fawzia i in. [57] rozpatrywali połączenie doczołowe rurowych przekrojów CHS ze stali o wysokiej wytrzymałości (granica plastyczności 1350 MPa i wytrzymałości na rozciąganie 1500 MPa), wysokomodułowymi (640 GPa) matami CFRP poddawanych rozciąganiu. Na podstawie badań stwierdzono, że wysokomodułowe maty CFRP wykazują w stosunku do normalno-modułowych CFRP, bardziej zadowalające właściwości we wzmacnianiu stalowych rur o wysokiej wytrzymałości.

2.10. Wzmacnianie na zmęczenie

Zjawisko pęknięcia elementów stalowych konstrukcji pod wpływem cyklicznie zmieniających się naprężeń jest poważnym problemem dotyczącym konstrukcje narażone na zmieniające się obciążenia, w tym konstrukcje mostowe. Rozwój materiałów kompozytowych i badania możliwości ich stosowania skierowany został również na możliwość podniesienia żywotności zmęczeniowej elementów konstrukcji stalowych. W literaturze dostępne są wyniki przeprowadzonych badań nad wzmocnieniem na zmęczenie stalowych belek, płyt, prętów oraz złączy materiałami kompozytowymi.

Liu, Zhao, Mahaidi [127] opisali serię badań zmęczeniowych złączy doczołowych płaskowników stalowych z obustronną nakładką CFRP (DLJ). Ich celem było zbadanie wpływu zmęczenia na wytrzymałość złącza, odkształcenia złącza i postaci zniszczenia. Wyniki porównali z badaniami statycznego rozciągania. Stwierdzili, że gdy obciążenie maksymalne było mniejsze niż 40% wytrzymałości nie występuje uszkodzenie zmęczeniowe w próbkach. Kiedy maksymalne obciążenie było mniejsze niż 35% wytrzymałości, wpływ na wytrzymałość złącza nie była znacząca (mniej niż 10%).

Zachowaniem zmęczeniowym złączy doczołowych płaskowników stalowych z obustronną nakładką CFRP zajmowali się również Colombi i Fava [128]. Próbki poddawali różnym zakresom naprężeń oraz wskaźnikom naprężeń, ale przy jednakowym typie kleju i stałej jego grubości. Wyniki ich badań pokazały, że wytrzymałość zmęczeniowa złączy DLJ stal/CFRP jest podobna do złączy spawanych. Badania dowiodły niskiego wpływu wskaźnika naprężeń na zachowanie zmęczeniowe badanych złączy. Autorzy określili granicę zmęczenia próbek stalowych, jako redukcję sztywności złącza poniżej 95% w zakresie naprężeń po 6-ciu milionach cykli obciążenia.

W pracy [129] można znaleźć badania nad wpływem użycia kompozytów CFRP o bardzo wysokim module sprężystości (BWM CFRP, 460 GPa) stanowiących obustronną nakładkę w złączu DLJ. Z obserwacji autorów wynika, że ograniczony wpływ obciążania zmęczeniowego na zachowanie złącza stal - BWM CFRP można przypisać koncepcji "strefy zniszczenia zmęczeniowego". Zaobserwowano, że 99% skleiny pozostaje nietknięte zmęczeniem. Wyniki badań DLJ stal/taśma CFRP zostały porównane ze złączami stal/mata CFRP. W zakresie wpływu zmęczenia na wytrzymałość złącza, próbki z taśmami BWM CFRP prawie nie doznały zniszczenia z powodu obciążania zmęczeniowego, co jest podobne do złączy matami wysokomodułowymi CFRP.

Colombi w pracy [130] pokazał model opóźnienia powstawania rysy zmęczeniowej stalowej płyty wzmocnionej sprężoną taśmą kompozytową. Z przedstawionych przez autora badań wynika, że zastosowanie wstępnie sprężonych taśm kompozytowych jest bardzo

skuteczne w ograniczaniu rysy zmęczeniowej, co podwyższa trwałość zmęczeniową, jeżeli obciążenie nie zmienia się w czasie.

W pracy [131] przedstawiono użycie trójwymiarowej metody elementów brzegowych w badaniach numerycznych i parametrycznych stalowych płyt wzmocnionych obustronnymi nakładkami z mat CFRP. Autorzy stwierdzili, że metoda elementów brzegowych nadaje się do symulacji propagacji pęknięć i zniszczenia oraz jest zdolna do dokładnego przewidywania trwałości zmęczeniowej płyt stalowych wzmocnionych kompozytami. Uzyskane przez nich w badaniach numerycznych wyniki wskazują, że taśmy kompozytowe wzmacniają region pęknięcia i przenoszą obciążenia nad pęknięciem, przy odpowiednim spadku naprężeń w uszkodzonym obszarze i współczynniku intensywności naprężeń w naprawionej rysie. Obniżone wartości współczynnika intensywności naprężeń mają wpływ na odpowiedni spadek tempa wzrostu pęknięcia.

W artykule [132] skupiono się nad wpływem przyklejonej obustronnej nakładki kompozytowej na żywotność zmęczeniową wzmocnionego elementu stalowego poddanego cyklicznemu obciążeniu rozciągającemu. Z wyników eksperymentalnych można wyciągnąć konkluzję, że obniżenie sztywności jest na pewno informacją o postępującym zniszczeniu globalnym. Zauważono, że inicjacja pęknięcia odpowiadała zmniejszeniu sztywności o 2%. Zmniejszenie sztywności o około 5% zostało osiągnięte, kiedy po inicjacji pęknięcia i stopniowym rozwoju, rozwarstwienie zaczęło postępować bardziej gwałtownie. Zauważono również, że sztywność spadła do 85% pierwotnej wartości, gdy odspojenie CFRP od stali osiągnęło połowę rozpiętości próbki. Wyniki pokazały, że wytrzymałość zmęczeniowa CFRP przyklejonego do stali, jest konkurencyjna w stosunku do przyspawanych płaskowników. Odpowiednia grubość CFRP i jego moduł sprężystości oraz odpowiednia grubość kleju mogą być pomocne w redukcji odspojenia podczas badań zmęczeniowych.

Liu i inni [133] opisali teoretyczne badania rozrostu rysy wzmocnionego nakładkami kompozytowymi CFRP płaskownika stalowego z otworem w środku rozpiętości. Według wyników przeprowadzonych przez nich badań, w przypadku jednostronnej nakładki, efektywność kompozytów w przedłużeniu żywotności zmęczeniowej jest znacząco ograniczona, przez co rysa rozwija się dużo szybciej na nieoklejonej kompozytem stronie. W analizach obustronnego wzmocnienia, obciążenie nie wywołuje zginania poza płaszczyznę w naprawianej strefie.

Badania rozciąganych płaskowników z otworami w środku rozpiętości, poddanych rozciąganiu zmęczeniowemu można znaleźć również w [134]. Autorzy stwierdzili, że zastosowanie zwykłych i sprężonych taśm CFRP przyklejonych do próbek jest korzystnym sposobem wzmacniania. Zastosowanie niesprężonych taśm CFRP może wydłużyć żywotność zmęczeniową 2,45–3,74 krotnie. Co więcej w ich badaniach, sprężone taśmy całkowicie zatrzymały rozwój rysy i przedłużyły trwałość zmęczeniową konstrukcji. Wpływ grubości kleju nie był znaczący, ale inne kleje konstrukcyjne mogą zachowywać się inaczej. Zgodnie z przedstawionymi wynikami, rozwój rysy może być nieprzewidywalny, szczególnie w przypadku dużej tolerancji przygotowania próbek. Może to prowadzić do niesymetrycznego rozwoju rysy, co może powodować wczesne odspojenie laminatu i szybkie zniszczenie wzmocnienia.

Tsouvalis i inni [135] zajmowali się rozciąganiem zmęczeniowym płaskowników stalowych z zainicjowanym zarysowaniem wzmocnionych jednostronną nakładką. Żywotność

zmęczeniowa wzmocnionych próbek wzrastała dwukrotnie w porównaniu do próbki odniesienia, pomimo stosunkowo niskiego wskaźnika sztywności i użycia prostych, tanich kompozytów oraz prostych metod przygotowania. Autorzy zweryfikowali eksperymentalnie i numerycznie, że im grubsza nakładka, tym większe zginanie od niesymetrycznego przekroju wzmocnienia jednostronnego. Dobór najbardziej odpowiedniej wartości wskaźnika sztywności musi zawsze zawierać wzięcie pod uwagę efektu grubości nakładki. Równocześnie trzeba rozważyć wytrzymałość kleju, ponieważ dobór taśmy, która przenosi mniejsze obciążenia, może być korzystniejsze niż bardziej wytrzymała nakładka, która bardziej obciąża klej i może powodować jego wcześniejsze zniszczenie.

Wang i Nussbaumer [136] modelowali rozwój rysy zmęczeniowej po wzmocnieniu próbki stalowej nakładką CFRP. Według nich, rozwój rysy zmęczeniowej zachodzi z powodu pęknięcia tak zwanych elementów zmęczeniowych znajdujących się przed wierzchołkiem pęknięcia. Nakładki kompozytowe powodują obniżenie współczynnika intensywności naprężeń przez efekt łączenia na obu stronach rysy. Właściwości zmęczeniowe pękniętego elementu nie mogą być zmienione. Współczynnik intensywności naprężeń maleje w liniowym związku ze wzrostem długości pęknięcia.

W artykule [137] opisane zostały badania zmęczeniowego rozrostu pęknięcia płyty stalowej z otworem wzmocnionej jedno i dwustronną nakładką kompozytową. Praca dowodzi, że żywotność zmęczeniowa płyt stalowych wzmocnionych matą CFRP została zwiększona 1,2 do 7,9 krotnie w stosunku do płyty niewzmocnionej. Widoczne jest, że aplikacja nakładek znacznie zmniejsza tempo wzrostu pęknięć i przedłuża trwałość zmęczeniową. Schemat obustronnej nakładki podnosi żywotność zmęczeniową od 2,2 do 2,7 krotnie w stosunku do płyty niewzmocnionej przy użyciu NM CFRP oraz od 4,7 do 7,9 krotnie dla WM CFRP. Stwierdzona została wyższa efektywność WM CFRP. Szerokość skleiny ma zauważalny wpływ na rozrost rysy. Te znaleziska są szczególnie prawdziwe dla obustronnych napraw. Pozostałe trzy parametry (grubość nakładki, długość nakładki i układ nakładek) miały trochę większy wpływ na jednostronne wzmocnienie.

Inne podejście do wzmacniania na zmęczenie elementów stalowych można znaleźć w pracy [138], w której opisano naprawy rys zmęczeniowych w spawanych płytach węzłowych. Autorzy stwierdzili, że ze wzrostem ilości taśm CFRP, wzrastała żywotność zmęczeniowa. Nie uzyskali ograniczenia zmęczenia w omawianym zakresie naprężeń. Zaproponowaną przez nich metodę określili jako pierwszej pomocy, ponieważ zabezpieczyła przed nawrotem pęknięcia.

W pracy [139] autorzy opisali badania wpływu naprawy pęknięcia zmęczeniowego w rozciąganych zmęczeniowo płaskownikach stalowych oraz twardnienie kleju pod obciążeniem cyklicznym. Autorzy potwierdzili rzadkie występowanie efektu zachowania dynamicznego na twardnienie kleju. Przy odciążeniu, naprężenia rozciągające generowane są w stali, a ściskające w CFRP, ale wpływ na wytrzymałość wzmocnienia i kleju są mocno powiązane. W przypadku badania wpływu naprawy rysy zmęczeniowej stwierdzono, że rysa zmęczeniowa rośnie podczas twardnienia kleju, ale żywotność zmęczeniowa po jego stwardnieniu jest prawie równa niezależnie od warunków obciążenia. Rozwijające się rysy wnikały w stalową płytę, ale taśmy CFRP nie odspoiły się. Udowodniono, że wzmocnienie miało odpowiednią wytrzymałość. W związku z tym, naprawy in-situ z użyciem taśm CFRP

w warunkach obciążenia użytkowego mogą być potwierdzone, jako odpowiednie do użycia praktycznego.

Na przestrzeni ostatniego dziesięciolecia prowadzono również prace nad poprawą żywotności zmęczeniowej stalowych belek. Deng i Lee [140] stwierdzili, że stopień rozwoju rysy wzrasta gwałtownie ze wzrostem zaaplikowanego zakresu poziomemu naprężeń. Pomierzone odkształcenia pokazały, że wypływy kleju były korzystne na zachowanie zmęczeniowe złączy klejowych, ale poprawa nie była znacząca. Ich badania pokazały, że granica zmęczenia, tj. próg krzywej naprężenie – liczba cykli zmęczeniowych to około 30% granicznego niszczącego naprężenia statycznego. Zakres obciążenia zmęczeniowego wpływa na żywotność zmęczeniową, ale jego znaczenie jest dużo mniejsze niż wartość maksymalnego obciążenia w zakresie obciążenia.

W pracy [141] przedstawiono wyniki analiz numerycznych wzmocnienia na zmęczenie dwuteowników zginanych z odcinanymi pasami dolnymi w rejonie poparcia, w odniesieniu do wzmocnienia regionów mocowania belki, które stanowiły otwory na śruby. Badania MES pokazały, że wpływ równoważnego współczynnika sztywności (ETR) na wskaźnik intensywności naprężeń (WIN) jest dużo bardziej wymowny niż wpływ szerokości nakładki, długości lub kształtu. Badany przypadek określił, że amplituda naprężeń nie miała wpływu na procentowy wzrost żywotności zmęczeniowej. Wzmocnienia kompozytami ukierunkowane podłużnie pokazały jedynie 25% i 36% wzrost żywotności zmęczeniowej odpowiednio dla ETR 0,132 i 0,264. Wzmocnienia ukierunkowane poprzecznie do rysy dały wzrost żywotności zmęczeniowej o odpowiednio 108 % i 183%.

Kim i Harries opisali [142] zachowanie uszkodzonych belek stalowych dwuteowych wzmocnionych taśmami CFRP poddanych monotonicznemu i zmęczeniowemu obciążeniu oraz zaproponowali podejście do przewidywania zachowania belek pod takimi obciążeniami. Żywotność zmęczeniowa naprawionych belek była głównie zależna od zakresu naprężeń. Postęp uszkodzenia belek był nagły i nie zależał od zakresu naprężeń do około 60% żywotności zmęczeniowej, natomiast zakres naprężeń wpływał na poziomy zniszczenia z dalszym wzrostem cykli zmęczeniowych. Postęp rysy pionowej w środku nie był istotny do 40% – 50% trwałości zmęczeniowej, ale po tym znacznie wzrastał, ostatecznie prowadząc do kruchego pęknięcia środka. Zakres naprężeń wpływał na rozwój stopnia pęknięcia wzmocnionych belek.

Podobne badania można znaleźć w pracy [143] gdzie rysa inicjowana była w spawie dolnej półki w środku rozpiętości belki. Żywotność zmęczeniowa belek wzmocnionych taśmami lub matami CFRP była znacznie dłuższa niż tylko spawanych. Żywotność zmęczeniowa wzrosła 7 razy w belkach z taśmą CFRP, a z klejonymi na mokro matami 3 krotnie. Nie zauważono znaczących różnic w żywotności zmęczeniowej przy użyciu różnych klejów tego samego producenta. W belkach wzmocnionych matami, zniszczenie zachodziło w jednej z wewnętrznych warstw mat CFRP, a przy wzmocnieniu taśmą, zachodziło odspojenie na granicy CFRP i stali. Stopień rozwoju pęknięcia powiązany jest z naprężeniami, których doznaje belka. Belki wzmocnione taśmami CFRP wykazywały lepsze właściwości mechaniczne niż te wzmocnione matami.

Ghafoori i inni [144] zajęli się badaniem pękniętych w dolnej półce dwuteowych belek stalowych wzmocnionych niesprężonymi i sprężonymi taśmami CFRP poddanych obciążeniom cyklicznym. W belce z rysą poddanej obciążeniu zmęczeniowemu, taśma CFRP

sprężona do 20% wytrzymałości całkowicie zatrzymała rysę. Wyniki pokazały, że redukcja sztywności złącza FRP-stal podnosi stopień rozwoju rysy zmęczeniowej, podczas gdy rozwój rysy obniża stopień. Żywotność zmęczeniowa uszkodzonej belki wzmocnionej sprężoną taśmą CFRP może być podniesiona ponad pięciokrotnie w stosunku do takiej samej belki wzmocnionej taśmą niesprężoną.

Autorzy pracy [145] również badali dwuteowe belki z zainicjowaną rysą, wzmocnione sprężonymi taśmami CFRP. Zastosowali dwa typy mocowań sprężonych taśm, bez klejenia taśmy (ang. prestressed unbonded reinforcement – PUR) oraz z przyklejeniem taśmy (ang. prestressed bonded reinforcement – PBR). Wyniki odnosili do identycznie sztucznie zniszczonych belek bez wzmocnienia. Układ wzmacniający PUR, który miał jednolity wykres obciążenia wzdłuż taśmy CFRP, może wykazywać lepszą wydajność zmęczeniową przy wysokich poziomach sprężania bez znacznego obniżenia ciągliwości. Oba układy miały podobne poziomy nośności, ale różne postaci zniszczenia. Taśma CFRP w układzie PUR ślizgała się w mechanicznych zakotwieniach w chwili wystąpienia zniszczenia, podczas gdy taśmy CFRP w układzie PBR osiągnęły ich wytrzymałość na rozciąganie pod pękniętym przekrojem. Stąd, przez zaprojektowanie bardziej wydajnego układu kotwienia mechanicznego lub przez zwiększenie poziomu sprężenia, maksymalna nośność układ PUR może być dalej podniesiona.

W pracy [146] również można znaleźć badania nad przeciwdziałaniem inicjacji rysy zmęczeniowej w belkach stalowych wzmocnionych sprężonymi CFRP w układzie PUR. Poprzednie dostępne badania nad wzmacnianiem zmęczeniowym elementów metalowych zakładają występowanie rysy startowej. W takim przypadku, taśma CFRP spowalnia lub zatrzymuje postęp rysy. Oczywiście bardziej wymaganym jest uniknięcie inicjacji zarysowania (zastosowanie wzmocnienia w celu osiągnięcia żywotności zmęczeniowej). W opisanym przez autorów badaniu, użyty został układ, który zapobiega inicjacji rysy używając wstępnie sprężonej nieprzyklejonej taśmy CFRP (PUR). Według autorów, wiele konstrukcyjnych norm projektowych rozważa tylko zakres naprężeń, jako główny parametr do obliczenia projektowego czasu użytkowania. Wyniki ich badań jasno pokazują, że zmiana wartości poziomu naprężeń (ze stałym zakresem naprężeń) może przekształcić element ze skończonego życia zmęczeniowego do nieskończonego.

W zależności od rozważania szczególnego zagadnienia wzmacniania na zmęczenie, należy rozpatrzyć różne środki do otrzymania optymalnego zachowania. We wzmacnianiu złącz, maksymalna możliwa długość taśm FRP może być ograniczona, podczas gdy w przypadku dźwigarów można używać dużo dłuższych taśm. W przypadku ograniczonej długości zakotwienia, kleje z niższą efektywną długością zakotwienia mogą być pożądane [71]. W pracach [133, 137] wykazano, że żywotność zmęczeniowa rośnie ze wzrostem długości zakotwienia, aż do osiągnięcia efektywnej długości zakotwienia, powyżej której, wzrost długości zakotwienia nie gwarantuje znaczącego podniesienia żywotności zmęczeniowej.

Przy wzmacnianiu pękniętych elementów stalowych, celem wzmocnienia jest redukcja natężenia naprężeń w obszarze podstawy rysy. Zaprezentowano badania [133, 137, 138] w których natężenie naprężeń w obszarze podstawy rysy może być zredukowane przez użycie we wzmocnieniu sztywniejszych taśm CFRP (o wyższej grubości lub o wyższym module sprężystości), co ma wpływ na podniesienie żywotności zmęczeniowej stalowych płyt po

wystąpieniu pęknięcia. Należy mieć świadomość, że podnoszenie sztywności FRP, w szczególności w przypadku układu niesymetrycznego wzmocnienia, takim jak jednostronne przyklejanie nakładki, może wprowadzić znaczące zginanie powodujące przedwczesne odspojenie. Jeżeli, wystąpiłoby nagłe odspojenie, efekt byłby katastrofalny. Proces odspojenia jest stopniowy. Kiedy odspojenie występuje blisko rysy, występuje lokalna redukcja sztywności w odspojonym obszarze, co powoduje wzrost natężenia naprężeń w obszarze podstawy rysy oraz dalszy wzrost stopnia zniszczenia. Dostępnych jest kilka metod analiz przewidywania natężenia naprężeń w obszarze podstawy rysy w układach wzmacniających przy określonych zakresach obciążenia. W związku z tym, w chwili decydowania o wyborze układu wzmocnienia, wskazane jest przeprowadzenie wstępnych analiz w celu zbadania wpływu różnych właściwości kleju i FRP na natężenia naprężeń w obszarze podstawy rysy, aby zoptymalizować zachowanie elementu wzmocnionego.

Przez sprężenie przyklejanego wzmocnienia FRP, naprężenia ściskające mogą być wprowadzone do stalowego podłoża, przez co można osiągnąć zamknięcie rysy, powodujące lepsze zachowanie zmęczeniowe. Wpływ poziomego sprężenia na rozrost stopień rozwoju zarysowania został przebadany numerycznie i eksperymentalnie. Przez oszacowanie natężenia naprężeń u podstawy rysy w układzie wzmacniającym, może zostać obliczona siła sprężająca potrzebna do zatrzymania rozrostu zarysowania. Poziom sprężenia, które może być zastosowane do struktury wzmocnienia FRP zależy od statycznej i zmęczeniowej wytrzymałości złącza klejowego, dlatego należy głęboko zrozumieć zachowanie złącza klejowego pod cyklicznym obciążeniem zmęczeniowym. W wielu badaniach, było zaobserwowane odspojenie taśmy FRP [m.in. 132, 137] podczas cyklicznego obciążania zmęczeniowego, wykazującego istotne znaczenie granicy styku klejonych FRP-stal. Znaczący wpływ na stopień rozrostu zarysowania ma odspojenie taśmy FRP [71]. Niezbędne są dalsze badania w celu zrozumienia zachowania na granicach styku klejonych kompozytów FRP i stali pod cyklicznym obciążeniem zmęczeniowym.

2.11. Wzmacnianie belek stalowych

Docelowo wzmacnianie elementów stalowych materiałami kompozytowymi FRP ukierunkowane jest na odzyskanie lub podniesienie nośności konstrukcji. W obiektach mostowych, z reguły główne elementy konstrukcyjne to belki dźwigarów głównych. Dostępne w literaturze badania stalowych belek przedstawiają głównie trzy lub czteropunktowo zginane belki o przekroju dwuteowym [147 – 155]. Wśród badań nad zginanymi swobodnie podpartymi belkami wzmocnionymi kompozytami, można znaleźć również badania belek o przekroju rur prostokątnych [156]. Podjęto próby oceny wzmocnienia kompozytami stalowej belki ciągłej [157].

Sebastian w artykule [143] zaprezentował modele algebraiczne do przewidywania naprężeń ścinających w złączu w sprężysto - plastycznych stref hybrydowych elementów konstrukcyjnych zawierających dwuteownik stalowy z przyklejonym laminatem FRP. Zaawansowane funkcje modeli obejmują reprezentację zarówno pionowego ruchu osi obojętnej i stopniowego uplastycznienia elementu ze wzrostem obciążenia, wraz ze zdolnością do przewidywania naprężeń ścinających przy jakiegokolwiek formie obciążenia zewnętrznego. Modele wyraźnie ilustrują wysoką nieliniową zależność pomiędzy naprężeniami ścinającymi i siłą ścinającą podczas zachowania sprężysto - plastycznego

materiału. Przewidywania z modeli porównano z prognozami z analizy MES, gdzie warstwa kleju modelowana była jako połączenie sprężyste przy ścinaniu oraz z wynikami badań eksperymentalnych. Podczas weryfikacji był widoczny wysoki stopień nieliniowości wahań naprężeń ścinających złącze wzdłuż stref sprężysto-plastycznych elementów hybrydowych, który ostro kontrastował z liniowymi zmianami siły poprzecznej. Belki obciążano siłami równomiernie rozłożonymi oraz skupionymi.

Colombi i Poggi w pracy [148] zaprezentowali wyniki badań, których celem było określenie mechanizmów przekazywania sił, przyrostu nośności obciążeń belki i sztywności na zginanie. Pozwoliło to również na sprawdzanie różnych modeli analitycznych i numerycznych analiz statycznych wzmocnionych belek. Wszystkie wzmocnione próbki uzyskały wzrost nośności. Wpływ taśm CFRP na sztywność plastyczną był również zauważalny, zaś znaczny przyrost sztywności sprężystej uzyskano gdy wzmocnienie było wykonane z dwóch warstw.

Deng i Lee opisali [149] badania eksperymentalne belek stalowych wzmocnionych CRRP pod obciążeniem statycznym, których celem było zbadanie zmiennych czynników wpływających na zniszczenie oklejonej belki. Te czynniki obejmują wpływ długości i grubości taśmy CFRP, typ obciążania, ścięcie taśmy i wypływ kleju. Wytrzymałość wzmocnionej belki wzrastała z długością taśmy CFRP, ponieważ dłuższa taśma redukuje moment zginający na końcu taśmy, a przez to obniża poziom naprężeń. Z drugiej strony, grubsza taśma może prowadzić do obniżenia wytrzymałości, co potwierdza wnioski [150]. Sztywność przekroju po przyklejeniu CFRP wzrastała nieznacznie. Wpływ kleju ograniczał koncentrację naprężeń i podnosił wytrzymałość. Wykres naprężeń w środku próbki dowodzi, że efekt wzmocnienia jest w dużej mierze ograniczony po przekroczeniu granicy plastyczności belki. Zgodność między danymi doświadczalnymi, a wynikami analiz potwierdza słuszność przedstawionej teorii.

Według pracy [151] możliwe jest podniesienie wytrzymałości na zginanie dwuteowników stalowych wzmocnionych taśmami CFRP o około 20%. Badania laboratoryjne pokazały, że użycie CFRP o wysokiej wytrzymałości ze stałą o podobnej sztywności produkuje najbardziej pożądane zachowania wzmocnionej stalowej belki w odniesieniu do wzrostu nośności na moment zginający. Wzrost sztywności może być osiągnięty zarówno przez użycie sztywniejszego lub większego przekroju CFRP. Wadą zastosowania taśm CFRP o wysokim module jest stosunkowo mała wytrzymałość tych laminatów, która prowadzi do wcześniejszego uszkodzenia i bardziej kruchego zachowania wzmocnienia belki.

Praca [152] przedstawia wpływ wzmocnienia taśmami CFRP o wysokim module sprężystości (powyżej 420GPa), których przekrój poprzeczny wynosił 14,8% przekroju stalowej półki. Potwierdzono, że wzmocnienie z użyciem wysoko modułowych CFRP wprowadza około 15,8% wzmocnienia w sztywności giętej i około 26% wzrostu granicy plastyczności stalowych dźwigarów dwuteowych kiedy długość wiązania jest odpowiednia. Nawet gdy długość wiązania taśm CFRP jest niewystarczająca, efekt wzmocnienia można w pełni osiągnąć przez instalację kotew mechanicznych na końcach taśm CFRP.

Y. J. Kim i G. Brunell w pracy [153] opisali program badawczy oddziaływania między naprawą CFRP i początkiem uszkodzenia belek stalowych zginanych. Badane belki były wstępnie uszkodzone w różnym zakresie do symulowania poziomu zniszczenia. Naprawa CFRP podniosła nośność uszkodzonych belek o 22,5%. Jednakże taka metoda naprawy

obniżała zdolność rozpraszania energii naprawionych belek aż do osiągnięcia obciążeń szczytowych w szczególności znaczących, gdy głębokość uszkodzenia wynosiła więcej niż 30% wysokości przekroju. Należy zachować ostrożność, przy projektowaniu naprawy mocno popękanych belek stalowych za pomocą CFRP.

Al-Emrani oraz R.Kliger [154] analizowali problem między warstwowych naprężeń ścinających w belkach wzmocnionych sprężonymi taśmami kompozytowymi. Wysokie naprężenia lokalne mogą przekroczyć wytrzymałości na ścinanie klejów konwencjonalnych i w ten sposób doprowadzić do przedwczesnego zniszczenia układu wzmacniającego. Moduł ścinania kleju ma zasadniczy wpływ na wielkość maksymalnego naprężenia ścinającego na końcu laminatu. Przy użyciu bardziej elastycznego kleju można uzyskać bardziej równomierny wykres naprężeń ścinających i zmniejszyć wartość maksymalnych naprężeń ścinających na końcach laminatu. Z drugiej strony, przy użyciu taśm z wyższym modułem, uzyskuje się niższą koncentrację naprężeń na końcach taśmy. W przypadku stosowania do wzmocnienia elementów konstrukcyjnych taśm sprężonych, powinny być stosowane mechaniczne urządzenia mocujące w celu uniknięcia przedwczesnego zniszczenia układu wzmocnienia i zapewnienia wystarczającej zdolności nośnej zakotwień na końcach laminatów.

W pracy [155] przedstawiono badania nad poszukiwaniem odpowiednich technik odnowienia skorodowanych stalowych elementów do ich wyjściowej wytrzymałości na zginanie. W badaniach poddano testom cztery dwuteowniki stalowe o przekroju W12x14. Trzy z nich miały sztucznie zniszczoną rozciąganą półkę. Celem było wyprowadzenie prostej ekonomicznej koncepcji wzmacniania dźwigarów stalowych. Na podstawie badań opisanych w tej pracy określono, że można osiągnąć wzrost sztywności oraz obciążenia uplastyczniającego przekrój skorodowanego elementu stalowego, aplikując na rozciąganą półkę skorodowanej (w tym przypadku sztucznie zniszczonej) belki, taśmę kompozytową CFRP.

W artykule [156] przedstawiono wyniki badań nad efektywnością hybrydowego wzmocnienia na zginanie belki stalowej o przekroju rury prostokątnej. Zbadano dwa układy wzmocnienia o alternatywnych geometriach. Pierwszy zawierał profile U-kształtne, przyklejone do powierzchni dolnej półki z wyprowadzeniem na boczne ścianki aż do osi obojętnej przekroju i taśmy CFRP przyklejonej do dolnej półki. Drugi zawierał CFRP i GFRP przyklejone do dolnej półki. W obu przypadkach warstwa GFRP była pierwszą przyklejoną do stali, aby zminimalizować ryzyko korozji galwanicznej pomiędzy włóknami CFRP i stalą oraz w celu wprowadzenia bardziej stopniowego transferu sił ścinających w złączu klejowym. Użyto kompozytów CFRP o modułach sprężystości 135GPa i 270GPa. Układy wzmocnienia zastosowano do sztucznie zniszczonych belek poddanych cztero-punktowemu zginaniu. Wszystkie wzmocnione belki osiągnęły granicę plastyczności określoną przez siłę niszczącą oryginalnej niezniszczonej belki. Belki ze wzmocnieniem o module 270 GPa niszczyły się przez przełamanie włókien CFRP, podczas gdy te o module 135 GPa niszczyły się w sposób plastyczny, bez zniszczenia włókien i kleju, aż do maksymalnego dopuszczonego ugięcia $L_t/40$. Obciążenie maksymalne było w przypadku belek z modułem 270 GPa wyższe o 10%. Można w związku z tym stwierdzić, że nie osiągnięto we włóknach granicznych odkształceń, a mechanizmy wiązania były odpowiednie, a belka stalowa może być odkształcona do jej zakresu plastycznego.

Rozszerzenie badań dwuteowych belek stalowych wzmocnionych CFRP ze schematu belki swobodnie podpartej do belki ciągłej można znaleźć w pracy autorstwa Mohammed i Kadhim [157]. Autorzy przeprowadzili analizę numeryczną belki ciągłej wzmocnionej taśmą CFRP. Przedstawili wyniki według których wzrost długości klejenia taśmy CFRP tylko w regionie ugięcia podnosi wytrzymałość belki aż do osiągnięcia 40% długości przęsła belki. Wzrost długości klejenia taśmy CFRP tylko w regionie zginania nad podporowego podnosi wytrzymałość belki aż do osiągnięcia 60% długości całej belki. Belka ciągła wzmocniona w obu zginanych regionach przez osiągnięcie ilości 40% rozpiętości przęsła oraz 60 % rozpiętości całej belki ma wytrzymałość o 70% wyższą niż belka niewzmocniona.

W pracy [158] rozpatrywano przyklejanie do stalowych dwuteowników wielu warstw jednokierunkowo tkanych mat CFRP i ich wpływ na usztywnienie przekroju stalowego. Przeprowadzono testy zginania w celu określenia efektu usztywnienia i charakterystyk odspojenia tychże mat CFRP oraz optymalizacji technicznych wytycznych wzmocnienia, używając belek ze stali wysokiej wytrzymałości. Według tych badań, belki wzmocnione matami CFRP mogą być projektowane jako przekroje zespolone. Przy stosowaniu złącz składających się z kilku odcinków mat niezbędna jest 20mm luka pomiędzy matami CFRP. Badania na zginanie próbek, które zaprojektowano na podstawie powyższych odkryć, dokładnie zgadzały się z projektowanymi wartościami. Stąd, w celu ustalenia optymalnych metod projektowania wzmocnienia stalowych elementów zginanych matami CFRP, ważne jest rozważenie i odzwierciedlenie tych wyników w projektowaniu.

2.12. Wzmacnianie belek zespolonych stal-beton

Innym aspektem wzmocnienia konstrukcji stalowych na zginanie materiałami kompozytowymi jest wzmocnianie konstrukcji zespolonych stal-beton. Temat rozwija się sukcesywnie, jednakże dostępnych wyników badań jest stosunkowo niewiele.

W pracy [159] przedstawiono wyniki badań zespolonych belek, które mogłyby być dźwigarami mostowymi. Badania prowadzono w celu określenia przydatności wzmocnienia, wyznaczania procedur wzmocnienia i wyznaczanie podstaw, do których można będzie odnosić wyniki analiz numerycznych. Autorzy po przeprowadzeniu analiz wywnioskowali, aby osiągnąć zyski w sztywności i wytrzymałości porównywalne do zysków wzmocnienia kompozytami konstrukcji betonowych czy drewnianych, należy stosować dużo grubsze laminaty. Dodatkowo, nośność kleju przenoszącego obciążenia do CFRP może wymagać rozszerzenia przez stosowanie klamer lub zamków, aby zapewnić przenoszenie obciążeń w fazie płynięcia stali. Autorzy stwierdzili również, że taśma CFRP musi być odpowiednio zakotwiona do stalowej półki, aby zapobiec naprężeniom odrywającym na końcach taśmy. Według autorów jest to proste, tanie i efektywne rozwiązanie. Siły odrywające mogą być zminimalizowane poprzez ścięcie końców taśmy i kleju aby zredukować koncentrację naprężeń w tym obszarze. Należy pamiętać o tym, że prawdopodobnie będzie to wymagało przyporządkowania laminatów do konkretnych długości i ograniczy elastyczność aplikacji na budowie.

El-Hacha i Ragab przeprowadzili o opisali [160] badania wzmocnienia belek zespolonych różnymi materiałami kompozytowymi. W badaniach użyli jednokierunkowo zbrojone maty CFRP o module 61 GPa oraz taśmy CFRP o modułach 160 GPa i 300 GPa. Do porównania efektów wzmocnienia użyli również mat o module sprężystości 206 GPa zbrojonych

włóknami stalowymi (SRP). Wpływ przyklejenia FRP nie był znaczący na podniesienie sztywności sprężystej belek wzmocnionych taśmami i matami CFRP o modułach 160 GPa i 61 GPa. Wyniki pokazały znaczący wzrost sztywności przed płynięciem oraz nośności granicznej belek z taśmami węglowymi o module sprężystości 300 GPa, co dowodzi możliwości podniesienia obciążenia użytkowego w belkach zespolonych. Jest to bardzo ważne, gdy wzmocnienie mostu wykonuje się w celu spełnienia bardziej rygorystycznych limitów nałożonych na ugięcia i obciążenie oraz przez aktualne normy. Ich badania potwierdziły korzyści konstrukcyjne przez zewnętrznie przyklejenie taśm i mat CFRP wzmacniających dźwigar zespolony. Jednakże, wyniki dowodzą, że taśmy WM CFRP są bardziej efektywne przy podnoszeniu wytrzymałości i sztywności oraz przy naprawach i wzmacnianiu konstrukcji stalowych.

Schnerch i Rizkalla [161] Przedstawili wyniki badań trzech belek zespolonych wzmocnionych taśmami CFRP o modułach 229 GPa (jedna belka) i 457 GPa (dwie belki, w jednej taśma została sprężona). Sztywność wzmocnionych belek zespolonych wzrosła o 10 i 34 %. Wytrzymałość wzmocnionych belek wzrosła nawet o 46%. Belka ze sprężoną taśmą CFRP pokazała ekonomiczne użycie materiału CFRP we wprowadzeniu znacznego wzrostu sztywności podczas uplastycznienia pierwotnego przekroju. Wykonywanie taśm łączonych o określonej długości okazało się możliwe dzięki zastosowaniu dodatkowej taśmy CFRP umieszczonej nad złączeniem i owinięciem jednokierunkowo zbrojoną matą.

W pracy [162] przedstawiono badania czterech zespolonych stalowo-betonowych belek wzmocnionych taśmami węglowymi z modułami 150 GPa i 200 GPa. W przypadku tych badań, dla zbadanego systemu osiągnięto wzmocnienie do 45%. Z wniosków wynika również, że sztywność w zakresie po sprężystym może być znacząco podniesiona, co oparto na wynikach ugięcia wzmocnionych belek, które wyniosło 25% ugięcia belki odniesienia. Według autorów moduł sprężystości taśmy CFRP powinien być podobny lub większy od wzmacnianego dźwigara, aby osiągnąć zadowalające rezultaty wzmocnienia.

Szerszy zakres badań przedstawił w swojej pracy doktorskiej [18] Shaat. Obok wpływu wzmocnienia kompozytami CFRP kolumn stalowych badał wpływ wzmocnienia dźwigarów zespolonych. W pracy przedstawił badania nad wzmocnieniem zarówno dźwigarów nietkniętych oraz sztucznie zniszczonych. W badaniach użyte zostały taśmy kompozytowe CFRP o modułach 152 GPa i 313 GPa w belkach nieuszkodzonych oraz maty CFRP o modułach 90 GPa, 115 GPa oraz 230 GPa w belkach sztucznie zniszczonych. Wyniki przedstawione w tej pracy są rozwinięciem badań opisanych w pracy [163].

W zbiorowej pracy [164] przedstawiono badania parametryczne krótkich belek zespolonych stal-beton wzmocnionych taśmami kompozytowymi. Rozpatrywano zależność nośności wzmocnionej belki od stopnia zniszczenia dolnej rozciąganej półki stalowej, granicznego odkształcenia kompozytu, modułu sprężystości taśmy, wytrzymałości na ściskanie betonu oraz granicy plastyczności belki stalowej. Bazując na wynikach przeprowadzonych badań określono, że zniszczenie dolnej półki obniża nośność, ale podnosi plastyczność, jednakże plastyczność jest obniżona we wzmocnionych elementach. Co więcej, ograniczenie odkształceń granicznych w taśmach CFRP do 1% jest odpowiednie do analizy wzmocnionego elementu. Moduł sprężystości CFRP jest bardzo ważnym aspektem wzmacniania i musi być zbliżony do modułu stali, aby osiągnąć rozsądne wyniki wzmocnienia. Wzmocnienie z użyciem kompozytów CFRP jest bardziej odpowiednie dla

konstrukcji stalowych z niższą granicą plastyczności. W przypadku ciężkiego uszkodzenia dźwigarów mostu, zaleca się, aby wzmocnić przyległe dźwigary z powodu poprzecznego rozmieszczenia obciążenia.

Badania porównawcze wzmocnienia belek zespolonych za pomocą przyspawanych płaskowników stalowych oraz przyklejonych taśm CFRP o module sprężystości 231GPa można znaleźć w zbiorowej pracy [165].

2.13. Inne badania związane z użyciem FRP we wzmacnianiu konstrukcji

Użycie kompozytów FRP do współpracy w przenoszeniu obciążeń konstrukcji stalowych nie ogranicza się jedynie do przyklejania taśm i mat do rur, płaskowników czy belek dwuteowych. W literaturze można znaleźć pozycje, odbiegające od głównego nurtu badań nad przydatnością kompozytów we wzmacnianiu konstrukcji stalowych. W pracy [166] opisano badania możliwości wzmocnienia konstrukcji dźwigarów zespolonych stalowo-betonowych przez doprężenie kablami aramidowymi (AFRP).

Stehn i Hedman-Petursson w pracy [167] zajmowali się zastosowaniem w budownictwie zespolonych belek stalowo-kompozytowych. Prowadzili badania nad wytrzymałością i izolowaniem od wpływów termicznych belki dwuteowej ze stalowymi półkami i środkiem z kompozytów FRP. Według autorów, kompozytowy środek jest poważną alternatywą dla stalowego w celu osiągnięcia optymalnego zachowania dźwigara dachowego.

Autorzy pracy [22] opisali wzmocnienie materiałami CFRP dwóch stalowych dźwigarów istniejącego, użytkowanego mostu, o za niskiej w stosunku do potrzeb nośności. Jeden z dźwigarów wzmocniono sprężonymi prętami CFRP, do drugiego dźwigara przyklejono taśmy. Sprężenie prętów CFRP nie zredukowało znacząco ugięcia od obciążeń ruchomych, ale podniosło nośność obiektu przez zniwelowanie wpływu obciążenia stałego, przez co pozwoliło na podniesienie obciążeń ruchomych. Sprężenie prętów ograniczyło moment od obciążeń ruchomych o 5 do 10 procent.

Seica i Packer zajmowali się naprawą stalowych podwodnych konstrukcji rurowych materiałami FRP [168]. Ogólnie ujmując, wytrzymałość na zginanie oraz sztywność na zginanie i nośność na obrót owiniętych belek, w odniesieniu do belki referencyjnej, zostały podniesione. Jednakże, owinięte elementy, które wiązały pod wodą nie były zdolne do osiągnięcia poziomów nośności na zginanie elementów twardniejących na powietrzu. W przypadku rur ze wzmocnieniem twardniejącym na powietrzu, wytrzymałość graniczna wzrosła o 16% i 27% w odniesieniu do porównawczej, a sztywność giętna wzrosła o 7% i 18%. Próbkę owiniętą materiałami kompozytowymi o większej grubości wykazały wyższą poprawę wytrzymałości i sztywności niż owiniętą materiałami cieńszymi. Owinięcie rur pod wodą spowodowało zwiększenie wytrzymałości belki o 8% i 21%, z towarzyszącym niższym wzrostem sztywności i nośności na obrót.

Artykuł [169] prezentuje badania wzmacniania uszkodzonych ramownic z rur aluminiowych stanowiących konstrukcje do mocowania znaków drogowych nad autostradami. Wzmocnienie konstrukcji przez przyklejenie mat kompozytowych jest w tym przypadku alternatywą do zgrzewania rur w węzłach, która pozwala na przyspieszenie i uproszczenie procesu naprawy tego typu uszkodzenia. Bazując na ośmiu testach czterech próbek stwierdzono, że możliwe jest przywrócenie 100% wytrzymałości złącza spawanego z

użyciem przyklejenia kompozytów CFRP. Podobna liczba warstw kompozytów GFRP skutkowała odzyskaniem 79% nośności złącza podstawowego. Na podstawie wyników badań zdecydowano się na wdrożenie technologii do wykonawstwa.

W pracy [170] opisano badania zniszczonych w warunkach pożarowych belek stalowych wypełnionych betonem wzmocnionych owinięciem CFRP. Wytrzymałość na zginanie i sztywność poprzeczna wypełnionych betonem rurowych stalowych kolumn zmniejsza się przy narażeniu na ogień. Nośność i sztywność naprawionych CFRP kolumn wzrasta z rosnącą liczbą warstw CFRP. Jednakże, początkowe nośności nie zostały w pełni przywrócone z powodu długiego czasu ekspozycji kolumn w ogniu. Plastyczność uszkodzonej próbki jest dużo wyższa niż nieuszkodzonej. Plastyczność naprawionej próbki rośnie lekko ze wzrostem liczby warstw CFRP. Wzrost plastyczności jest pomocny kolumnom tego typu w warunkach obciążenia sejsmicznego. Oczekuje się, że metoda owijania FRP jest bardziej odpowiednia do mniej zniszczonych w warunkach pożarowych belek/kolumn stalowych rurowych wypełnionych betonem. W naprawach średnio zniszczonych w warunkach pożarowych belkach/kolumnach, inne odpowiednie metody wzmocnienia powinny zostać użyte, np. zwiększenie przekroju.

W odróżnieniu od dostępnych badań nad wzmocnieniem materiałami kompozytowymi FRP kolumn stalowych rurowych o przekroju zamkniętym, w pracy [171] opisano badania nośności kolumn z profili otwartych. Artykuł przedstawia badania numeryczne i laboratoryjne zorientowane na zbadanie jak wzmocnienie CFRP wpływa na nieliniowe zachowanie i nośność kolumn z zimnowalcowanych otwartych profili stalowych. Nośność w stosunku do kolumn niewzmocnionych wzrosła od 15% w kolumnach krótkich i 20% w kolumnach długich.

W pracy [172] autorzy opisali badanie płyt zespolonych stalowo – kompozytowych, wzmocnionych matami GFRP, w różnych konfiguracjach ułożenia włókien w matach. W artykule opisano zachowanie nieliniowe tychże ścinanych płyt, w których płyta została wzmocniona laminatami GFRP. Badania przeprowadzono w celu określenia wpływu ilości warstw mat szklanych i orientacji włókien GFRP na sztywność, wytrzymałość na ścinanie, skumulowanej energii rozproszonej i innych ważnych parametrów sejsmicznych w ścianach z płyt zespolonych stalowo-kompozytowych. Wzmocnienie płyty obustronnie przyklejonymi GFRP znacząco podniosło granicę plastyczności stali i nośność. Przyklejenie mat GFRP podniosło również sztywność początkową i sieczną. Wyniki badań pokazały, że wzmocnione płyty miały pomijalną wytrzymałość na ściskanie i na niskich poziomach obciążenia zachodziło wyboczenie podobnie jak w płytach niewzmocnionych. Jednakże, przyklejenie mat FRP było efektywne w podnoszeniu wytrzymałości w zakresie po wyboczeniu. Postacie zniszczenia zależały od układu włókien i liczby warstw przyklejanych mat GFRP.

W zbiorowej pracy [173] autorzy zajęli się innym niż klejenie sposobem mocowania taśm kompozytowych do konstrukcji stalowych. Zaproponowali mocowania mechaniczne nakładek, polegające na przykręceniu taśm na śruby. Ich metoda kotwienia mechanicznego zapewnia sprawny montaż z zachowaniem plastycznego zachowania i wysoką nośnością próbek. Zniszczenie badanych próbek zależało głównie od kombinacji kilku mechanizmów włączając nośność FRP, zginanie bolców, zginanie podkładek oraz odrywanie FRP. Pomiar wzmocnionej belki dowiodły podniesienie granicy plastyczności o 6,4% i nośności granicznej o 19,4%.

2.14. Długość zakotwienia

W literaturze niewiele jest badań ukierunkowanych na określenie długości zakotwienia taśm lub mat CFRP do wzmacniania konstrukcji stalowych. Miler i in. [31] na podstawie badań rozciągających określili gdzie w złączu między CFRP i stalą zachodzi transfer sił. Badania analityczne i pomiary tensometryczne dowiodły, że 98% wartości przekazywanych sił występuje na długości 100 mm od końca taśmy CFRP.

Jiao i Zhao [109] określili długość zakotwienia na 75mm. Długość ta była odpowiednia aby osiągnąć odpowiednią nośność wzmocnionego matami CFRP złącza rur stalowych o wysokiej wytrzymałości. Rury ze stali o granicy plastyczności 1350MPa i wytrzymałości na rozciąganie 1500MPa, łączone były za pomocą samych mat CFRP lub z kombinacją zespawania rur i oklejenia matami. Ich badania dowiodły uzyskania pełnej nośności złącza w przypadku zespawania rur i oklejenia złącza matami CFRP.

Nozaka i inni [174] opublikowali pierwsze badanie dotyczące długości zakotwienia taśm CFRP klejonych do elementów zginanych. W eksperymencie badano naprawę spękanych dźwigarów stalowych. Układ badawczy składał się z taśmy CFRP przyklejonej do dwóch płyt stalowych, które następnie przymocowano do dźwigarów stalowych, które miały specjalnie wytworzone wycięcie w rozciąganej półce środkiem w środku rozpiętości. Łącznie wykonano 27 testów z zastosowaniem dwóch różnych typów taśm CFRP i pięciu różnych klejów. Pod obciążeniem cyklicznym, wzrost ciągliwości kleju zapewniał osiągnięcie wysokich maksymalnych naprężeń w taśmie CFRP. Kleje uplastyczniały się nagle kiedy obciążano taśmę CFRP, powodując odspojenie w każdej próbce. Wyniki dodatkowo pokazały, że zwiększanie liczby warstw CFRP podnosi wytrzymałość na rozciąganie złącza i ogranicza maksymalne pomierzone odkształcenia poprzedzające odspojenie. Długość zakotwienia zdefiniowano jako najkrótszą długość, która maksymalizuje obciążenie przenoszone do taśmy CFRP. W przypadku przebadanych klejów długość ta została określona poniżej 203 mm. Zwiększanie długości zakotwienia poza efektywną długość wiązania nie powodowało znaczącego zwiększenia wytrzymałości na rozciąganie w złączu klejowym.

Podobne badania przeprowadzili Deng i Lee [149], którzy zbadali serię belek stalowych, wzmocnionych taśmami CFRP o różnej długości i grubości. Wyniki badań wykazały, że zwiększenie długości klejonej taśmy CFRP bliżej obszaru niższego momentu zginającego bliżej podparcia belek, pomogło zwiększyć obciążenie niszczące układu CFRP-stal. Pozwoliło również obniżyć naprężenia ścinające i odrywające w kleju. Zwiększenie grubości CFRP zmniejszyło obciążenie niszczące, powodując zwiększenie naprężeń w złączu na końcu taśmy. Z otrzymanych w badaniach danych, autorzy w oparciu o mechanikę pęknięcia wyprowadzili model analityczny, który może przewidzieć wartość maksymalnych naprężeń głównych w kleju w pobliżu końca taśmy CFRP w funkcji przyłożonego momentu, w tym samym miejscu.

2.15. Wpływ opóźnienia ścinania

Opóźnienie ścinania (ang. shear lag) opisuje zachowanie na końcach połączenia elementu rozciąganego, w którym część ale nie całość przekroju jest ze sobą połączona. Powierzchnia efektywna w przenoszeniu rozciągania może być mniejsza niż całkowite obliczone pole przekroju rozciąganego. Alternatywnie, problem opóźnienia można rozwiązać wybierając długość połączenia, które mobilizuje całkowitą powierzchnię do przenoszenia obciążenia

Skutki opóźnienia ścinania na ogólne zachowanie wzmocnionej belki zostały omówione przez kilku naukowców. Opóźnienie ścinania jest istotnym aspektem określania naprężeń w połączeniach klejowych przy użyciu równań różniczkowych równowagi. Jednak opóźnienie ścinania są pomijane podczas analizy fragmentu belki wzmocnionej za pomocą związków naprężenie-odkształcenie. Z tego powodu koncepcja, pozostawiania płaskich przekrojów pozostających płaskimi po odkształceniu jest poddawana w wątpliwość, gdy wzmacnia się belki stalowe poprzez zewnętrznie przyklejone kompozyty. [174]

Kilkoro innych badaczy uwidacznia efekt opóźnienia ścinania w wynikach badań. Tavakkolizadeh i Sasdatmanesh [175] określili opóźnienie ścinania przyczyną, mniejszej od przewidywanej sztywności wzmocnionych belek, w swoich analizach uzyskanych wyników laboratoryjnych. Nozaka i inni [174] wzięli w wątpliwość wpływ opóźnienia ścinania przez grubość przyklejonych taśm CFRP, w pobliżu szczeliny w rozciąganej półce belki stalowej. Fawzia [57] opisała efekty opóźnienia ścinania wewnątrz przyklejonych na mokro mat CFRP wokół złącza doczołowego rur stalowych.

Inne badania wykazały, poprzez eksperymentalne powiązanie z przewidywanym zachowaniem, przy użyciu analizy moment-krzywizna, że efekty opóźnienia ścinania były niewielkie i niejednoznaczne [176,177]. Zaobserwowano niewielkie nieciągłości profili odkształceń. Stwierdzono, że mogą być spowodowane działaniem naprężeń, które utworzone w belkach stalowych w procesie produkcyjnym lub w wyniku miejscowej niestabilnością i / lub ewentualnego późniejszego ruchu rozciąganej półki stalowej belki w czasie badania.

Są badacze, którzy wierzą, że założenie liniowego profilu odkształceń stosowanego w analizie moment-krzywizny jest wystarczająco dokładne w przewidywaniu zachowania odnowionych elementów stalowych. Oehlers i inni [178] zasugerowali to, porównując współpracę między płytą betonową a belką stalową ze standardowymi ścinanymi łącznikami mechanicznymi ze złączem chemicznym pomiędzy dwoma sklejonymi elementami. Wykazali analitycznie obniżenie nośności przekroju w przypadku braku pełnej współpracy pomiędzy belką i płytą. Podobna współpraca może być również stosowany do warstw styku dwóch elementów klejonych, chociaż w złączu chemicznym sztywność zamocowania dąży do nieskończoności, powodując znacznie bliższe osiągnięcie stanu pełnej współpracy.

Moy i Nikoukar [179] po analizie liniowych profili odkształceń zbadanych eksperymentalnie wzmocnionych belek określili, że założenie pozostawiania płaskich przekrojów płaskimi po odkształceniu było prawidłowe.

Na podstawie powyższego przeglądu literatury można sformułować cel, tezy i zakres rozprawy.

3. ZAŁOŻENIA I PROGRAM BADAŃ WŁASNYCH

3.1. Wstęp

Autor przeprowadził badania własne w Laboratorium Budownictwa Politechniki Lubelskiej. Celem programu badawczego było potwierdzenie możliwości stosowania przyklejanych materiałów kompozytowych ukierunkowanych na podniesienie nośności stalowych konstrukcji inżynierskich i mostów. Podczas prac sprawdzono możliwość podniesienia wytrzymałości konstrukcji stalowej wzmocnionej przyklejanymi materiałami kompozytowymi CFRP.

W badaniach użyto kompozytowych taśm węglowych. Zakładano, że taśmy są odpowiednio dopasowane do stosowania w aplikacjach in-situ, gdzie wzmacniane elementy pozwalają na przyklejanie taśm do długich płaskich powierzchni w nieskomplikowany sposób.

Wzmacnianie konstrukcji stalowych przez doklejanie kompozytów CFRP wymaga doboru odpowiedniego kleju, przygotowania klejonych powierzchni, określenia optymalnej długości wiązania oraz wyboru sposobu i typu zakotwienia taśm w celu uzyskania optymalnego złącza pomiędzy sklejanymi materiałami. W niniejszej pracy badania laboratoryjne zostały podzielone na dwa główne etapy, tj. dobór odpowiedniej geometrii końców złącza oraz zbadanie wpływu zmian parametrów wzmocnienia na jego nośność.

W pierwszej fazie pierwszego etapu dokonano porównania różnych typów geometrii zakończenia taśmy i kleju w złączu. Na podstawie znalezionych w literaturze rozwiązań, odrzucono te, które były trudne do wykonania w rzeczywistych warunkach budowlanych. Określenia dających najlepsze wyniki wytrzymałości złącza geometrii zakończeń dokonano w badaniach osiowego rozciągania złącz z obustronną nakładką. Do płaskowników stalowych przyklejono obustronne nakładki z taśm kompozytowych CFRP z różnymi typami zakończeń złącz. Badanie przeprowadzono na ośmiu typach zakończenia złącza wykonanych na 78 próbkach. Celem badań było określenie wpływu ukształtowania kleju i taśmy na jej końcu w skleinie na wytrzymałość złącza i postać zniszczenia rozciąganego złącza klejowego.

W drugiej fazie pierwszego etapu dokonano weryfikacji wyników z fazy pierwszej. W tym etapie badania, sprawdzono trzy zakończenia wybrane z ośmiu użytych w fazie pierwszej. Sprawdzenie przeprowadzono na 18 wzmocnionych płaskownikach stalowych poddanych trójpunktowemu zginaniu. W rzeczywistej konstrukcji trudno znaleźć zginany element płaski, jednakże zginanie ze stosunkowo dużą siłą przyłożoną w środku rozpiętości, pozwoliło na potwierdzenie prawidłowości wcześniejszych założeń.

W drugiej fazie badań, zbadano wpływ przyklejenia taśmy kompozytowej na podniesienie nośności wzmacnianych dwuteowników. W tej fazie poszukiwano również wartości efektywnej długości zakotwienia oraz rozpatrywano wpływ grubości warstwy kleju i modułu sprężystości taśmy kompozytowej na nośność układu wzmocnienia. Rozpatrzono trzy grubości kleju, trzy długości zakotwienia oraz zastosowano taśmy kompozytowe o dwóch różnych modułach sprężystości (168 GPa i 210 GPa).

Do badań w drugiej fazie użyto niezniszczonych stalowych dwuteowników INP 140. Sprawdzono dwa rodzaje zakończeń złącza, podstawowe (zwykłe) oraz dające najlepsze wytrzymałości skleiny wybrane z użytych w fazie pierwszej, tj. odwrotnie fazowane

z wpływem kleju. Badanie przeprowadzono na 16 wzmocnionych dwuteownikach stalowych poddanych czteropunktowemu zginaniu.

3.2. Mierzone wielkości i sposób ich pomiaru, realizacja obciążenia

Podczas pierwszej fazy pierwszego etapu badań mierzoną wielkością było obciążenie zewnętrzne P przykładane do próbek w badaniu osiowego rozciągania.

Pomiaru wartości obciążenia zewnętrznego dokonywano na uniwersalnej maszynie badawczej (Zdj.3.1a). Badania przeprowadzono kontrolując przyrost siły przy stałym wzroście 100 N/s, aż do zniszczenia złącza. Siłę rejestrowano co 0,01 s.



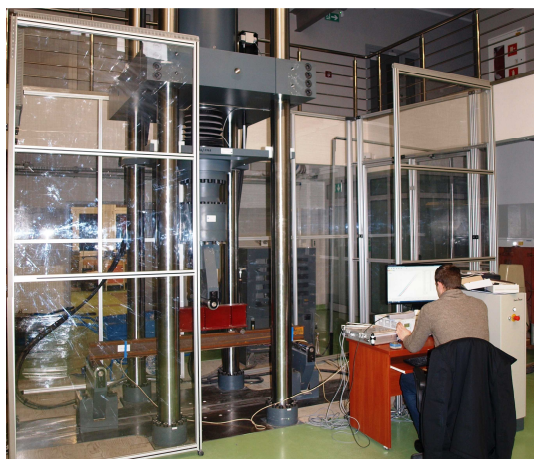
Zdj.3.1. (a) Walterbai. (b) Zwick&Roel

Podczas drugiej fazy pierwszego etapu badań mierzonymi wielkościami było obciążenie zewnętrzne P , przemieszczenie na tłoku oraz odkształcenia taśmy kompozytowej i płaskownika stalowego.

W badaniach drugiej fazy pierwszego etapu, użyto uniwersalnej maszyny badawczej Zwick&Roel (Zdj.3.1b) oraz aparatu do pomiaru odkształceń i przemieszczeń Hottinger MGC+. Badania przeprowadzono kontrolując przyrost siły przy stałym wzroście 100 N/s, aż do zniszczenia złącza. Zewnętrzne obciążenie zginające zrealizowano za pomocą siły skupionej zlokalizowanej w odległości 450 mm od podpór. Siłę i przemieszczenie tłoka rejestrowano co 0,01 s. Obciążenia realizowano w cyklach, w których wzrost obciążenia następował co 500 N, wracając do siły 500 N, po osiągnięciu maksimum cyklu (0 N – 500 N – 1000 N – 1500 N – 2000 N – 2500 N – 3000 N – 3500 N – 4000 N – 4500 N – 5000 N).

Cykle powtarzano do chwili zniszczenia próbki, tj. odspojenia taśmy CFRP od płaskownika. W każdym cyklu dokonywano pomiaru odkształceń i przemieszczeń. Dodatkowo stan odkształcenia taśmie kompozytowej oraz dolnej powierzchni zginanego płaskownika został określony na podstawie pomiarów tensometrycznych.

W drugim etapie badań rejestrowano obciążenie zewnętrzne P , składowe odkształcenia na powierzchni dolnej półki dwuteownika oraz na powierzchni taśmy. Podczas prowadzonych badań dokonywano również pomiaru przemieszczenia tłoka w środku rozpiętości belki. Podobnie jak w przypadku etapu pierwszego, badania wykonywano na stanowisku badawczym pod prasą Zwick&Roel (Zdj.3.2).



Zdj.3.2. Stanowisko do badań belek w drugim etapie

Pomiaru odkształceń dokonywano przy pomocy tensometrów foliowych firmy TENMEX. Program badań zakładał obciążenie w formie dwóch sił skupionych działających symetrycznie względem osi symetrii belki. Siły obciążające występowały w odległości 650 mm od podpór belek. Odległość między siłami obciążającymi pozostawała również stała we wszystkich badanych przypadkach etapu drugiego i wynosiła 600 mm.

Obciążenia przykładano cyklicznie. Pierwszy cykl obciążenia rozpoczynano od wartości zerowej obciążenia do ustalonej w programie badań siły maksymalnej wynoszącej 95 kN. Zakres obciążenia w pierwszym cyklu zawierał się w granicach od 0 kN do 5 kN. Ustalono wzrost siły o 5 kN w każdym kolejnym cyklu. Badania przeprowadzono kontrolując przyrost siły poprzez stały wzrost przemieszczenia. Siłę sterowano przemieszczeniem tłoka prasy 1,5 mm/min. Przemieszczenie tłoka oraz zmianę odkształceń rejestrowano co 0,01 s.

3.3. Właściwości materiałów użytych w badaniach

3.3.1. Taśmy CFRP

Węglowe kompozyty (CFRP) użyte w badaniach laboratoryjnych to laminowane taśmy średnio modułowe (168 GPa) i wysokomodułowe (210 GPa). Do badań użyto taśm S&P Lamelle CFK 150/2000 oraz S&P Lamelle CFK 200/2000 o szerokości 50 mm i 60 mm oraz grubości 1,4 mm. Odkształcenia przy zerwaniu taśm wynosiły 1,2% (210 GPa) oraz 1,55% (168GPa). Właściwości te mogą wpłynąć na znaczącą poprawę sztywności i wytrzymałości elementu stalowego. Właściwości mechaniczne materiałów kompozytowych użytych w badaniach laboratoryjnych przedstawiono w tabeli 3.1.

Tabela 3.1. Mechaniczne właściwości taśm CFRP

	S&P Lamelle CFK 150/2000	S&P Lamelle CFK 200/2000
Moduł sprężystości	>168 GPa	>210 GPa
Wytrzymałość na rozciąganie	2800 MPa	2500 MPa
Odkształcenie przy zerwaniu	1,55%	1,2%

3.3.2. Stal

W pierwszej fazie pierwszego etapu, do badań wykorzystano płaskowniki stalowe o przekroju 50 x 10 mm ze stali klasy S235/S275JR+AR o granicy plastyczności 318 MPa i wytrzymałości na rozciąganie 465MPa. W drugiej fazie pierwszego etapu użyto płaskowników stalowych o przekroju 100 x 12 mm ze stali S235JR+AR o granicy plastyczności 308 MPa i wytrzymałości na rozciąganie 432 MPa.

W drugiej fazie badań wykorzystano dwuteowniki INP 140 ze stali klasy S235JR+M o granicy plastyczności 297 – 321 MPa i wytrzymałości na rozciąganie 442 – 466 MPa.

Właściwości fizyczne elementów stalowych do badań uzyskano z materiałów od producentów. Moduł Young'a oraz odkształcenie przy uplastycznieniu elementów stalowych przyjęto na poziomie odpowiednio 206 GPa oraz 0,2%.

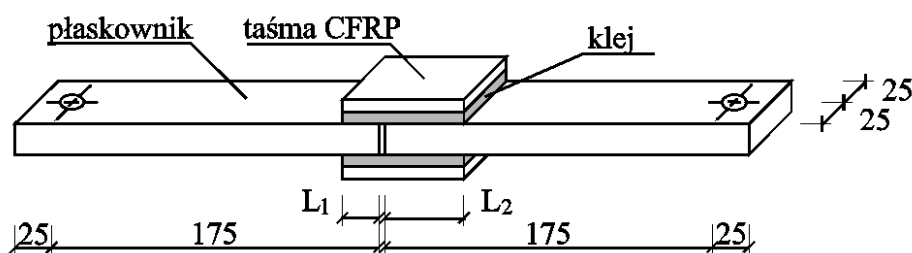
3.3.3. Klej

We wszystkich fazach badań użyto jednego kleju systemowego, S&P Resin 220. Jest to dwuskładnikowy, bezrozpuszczalnikowy klej na bazie żywicy epoksydowej. Klej ten jest stosowany do przyklejania taśm z włókien węglowych, płaskowników stalowych, mat z włókien węglowych i szklanych oraz sklejanie elementów betonowych, stalowych i drewnianych. Proporcje mieszania wagowo 4:1 (żywica do utwardzacza), gęstość $1,70 \div 1,80 \text{g/cm}^3$, wytrzymałość na odrywanie $\geq 14,0 \text{MPa}$ (na stali), wytrzymałość na ścinanie $\geq 26,0 \text{MPa}$, moduł sprężystości $\geq 7,1 \text{GPa}$.

3.4. Badania pierwszego etapu. Dobór geometrii zakończenia złącza

3.4.1. Próbkki do badań pierwszej fazy pierwszego etapu

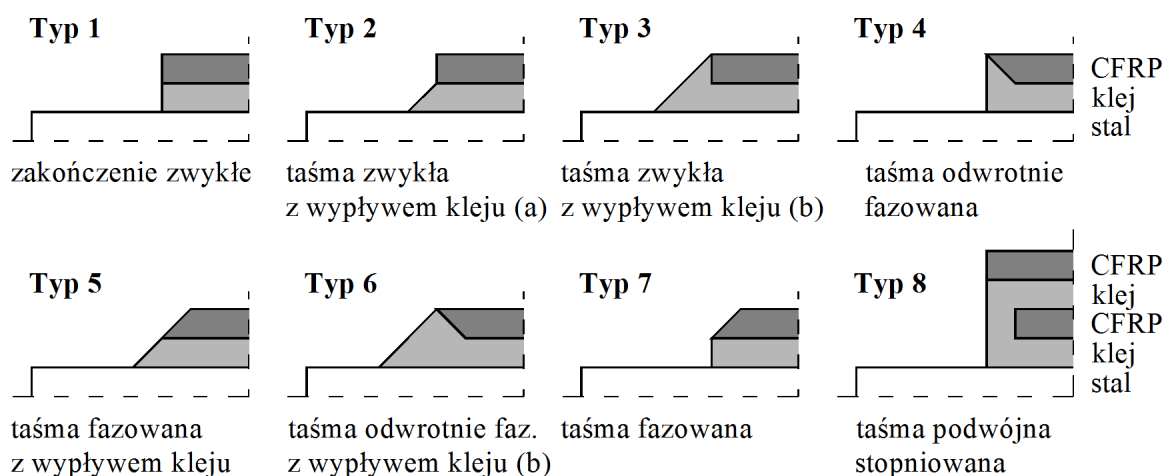
W pierwszej fazie pierwszego etapu określano optymalną geometrię zakończenia przyklejonej taśmy i samego kleju. W tym celu, przygotowano 78 próbek i poddano osiowemu rozciąganiu. Każda próbka składała się z dwóch płaskowników stalowych (200 x 50 x 10 mm) połączonych ze sobą za pomocą przyklejonych obustronnie nakładek z taśm węglowych o wymiarach 60 x 50 x 1,4 mm. Na rysunku 3.1 przedstawiono schemat próbki.



Rys.3.1. Wymiary [mm] próbki z podwójną nakładką

Nakładki kompozytowe przyklejone były do płaskowników niesymetrycznie względem szczeliny pomiędzy nimi. Zakotwienia taśmy na płaskownikach wynosiły 20 mm i 40 mm. Zróżnicowanie długości zakotwienia miało na celu wymuszenie zniszczenia próbki w miejscu krótszego wiązania nakładek do płaskowników.

Wykonano 8 typów próbek, o różnej liczbie danego typu. Liczba przygotowanych próbek w zależności od typu wyniosła 6, 9 lub 12. Na rysunku 3.2 przedstawiono schematy wykonanych kształtów zakończenia spoiny



Rys.3.2. Schematy kształtów zakończenia spoiny

Rzeczywiste wymiary elementów próbek zostały pomierzone przed poddaniem obciążeniu. Grubość pomierzonych warstw kleju wyniosła $0,49 \div 0,78$ mm, przy zakładanej 0,6 mm. Rzeczywiste długości zakotwienia wynosiły $L_1 = 18,33 \div 21,58$ mm, przy zakładanych 20 mm oraz $L_2 = 32,95 \div 41,79$ mm, przy zakładanych 40 mm.

Ponieważ wiązanie klejowe polega na działaniu sił adhezyjnych pomiędzy klejem a podłożem, dlatego konieczne jest jego odpowiednie przygotowanie. Złe przygotowanie powierzchni i różnice w grubości kleju są głównymi czynnikami wpływającymi na obniżenie nośności skleiny. Nośne podłoże stanowi warunek właściwego wykonania wzmocnienia przy użyciu taśm. Należy unikać zawilgocenia powierzchni. Materiały obce w rodzaju kurzu, olejów i tłuszczu muszą być również usunięte. [79,180]

Bezpośrednio przed doklejeniem taśm, powierzchnie stalowe oczyszczono poprzez zmywanie acetonem, następnie przetarto papierem ściernym o uziarnieniu 220 i ponownie oczyszczono acetonem. Powierzchnie sklejące taśm kompozytowych przetarto jasną szmatką nawilżoną acetonem. Czyszczenie prowadzone było do chwili, aż na jasnej szmatce nie występowały widoczne czarne ślady pyłu węglowego na taśmach kompozytowych lub pyłu ściernego na płaskownikach.



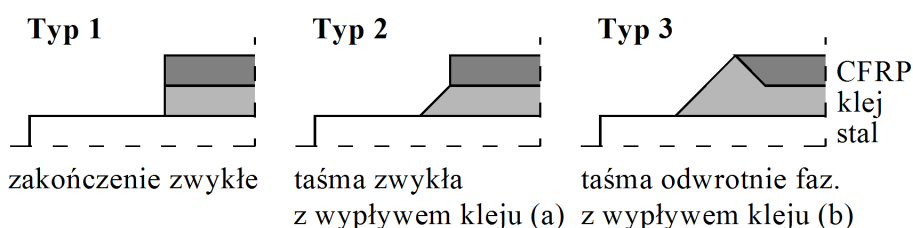
Zdj.3.3. Próbką w pierwszej fazie pierwszego etapu

Na oczyszczone i całkowicie suche taśmy CFRP nanoszono przy pomocy szpachelki klej, nadając mu kształt dachu dwuspadowego, aby zapobiec możliwym defektom złącza, takim jak pustki powietrzne. Następnie taśmy doklejało na oczyszczone stalowe podłoże tak, aby nadmiar kleju wypłynął spod taśmy. Nadmiar kleju usuwano lub kształtowano zgodnie z wymaganiami danego typu próbek. W celu nadania próbkom możliwie jednakowych grubości warstw kleju (0,6 mm), przy dociskaniu taśmy, w trakcie ich przyklejania do płaskowników stalowych, stosowano dystanse wykonane z aluminiowych płaskowników o przekroju 20 x 2 mm. Dystanse umieszczano pomiędzy płaskownikami sklejanymi a elementem dociskowym. Dystans grubości 2 mm po dociśnięciu taśmy kompozytowej grubości 1,4 mm, kształtował grubość kleju na zakładanym poziomie 0,6 mm. Pragnąc uniknąć jakiegokolwiek przesuwu taśmy lub zmian grubości kleju, po przyklejeniu pierwszej taśmy, drugą stronę oklejało dopiero następnego dnia, aby mieć pewność, że klej zdążył już w pełni związać.

Temperatura przygotowania i przechowywania próbek wynosiła 22°C. Czas od wykonania próbek do poddania badaniom wyniósł 80-100 dni. [180]

3.4.2. Próbki do badań w drugiej fazie pierwszego etapu

W drugiej fazie pierwszego etapu sprawdzono wyniki doboru optymalnej geometrii zakończenia przyklejonej taśmy i samego kleju. W tym celu, przygotowano 19 próbek i poddano trzypunktowemu zginaniu, w tym wykonano jedną próbkę porównawczą z płaskownika stalowego (1000 x 100 x 12mm) oraz 18 próbek z trzema typami wzmocnienia, na które wpływ miała geometria zakończenia taśmy wzmacniającej i kleju. Każda wzmocnienia próbka składała się z płaskownika stalowego (1000 x 100 x 12mm) z przyklejoną do dolnej płaszczyzny na żywicę epoksydową taśmą węglową (600 x 60 x 1,4mm). Rozpiętość teoretyczna zginanych wzmocnionych płaskowników wynosiła 900mm. Wykonano 3 typy próbek, po sześć każdego typu. Pomierzone grubości kleju wynosiły $0,65 \pm 0,89\text{mm}$ (średnio 0,74mm), $0,67 \pm 0,82\text{mm}$ (średnio 0,77mm) oraz $0,63 \pm 0,76\text{mm}$ (średnio 0,72mm) odpowiednio w przypadku próbek typu 1, 2 oraz 3. Rysunek 3.4 pokazuje schematy ukształtowania zakończeń kleju i taśmy.



Rys.3.3. Schematy kształtów zakończenia spoiny

Przed aplikacją taśm, powierzchnie stalowe były oczyszczane z zastosowaniem acetonu, następnie przecierane papierem ściernym i ponownie oczyszczane materiałem nasączonym acetonem. Powierzchnie sklejące taśm kompozytowych oczyszczone zostały szmatką nasączoną acetonem. Na oczyszczone i osuszone powierzchnie taśm CFRP nanoszono klej, a następnie taśmy układano na podłoże stalowe.

Wprowadzono następujące nazewnictwo typów zakończeń próbek:

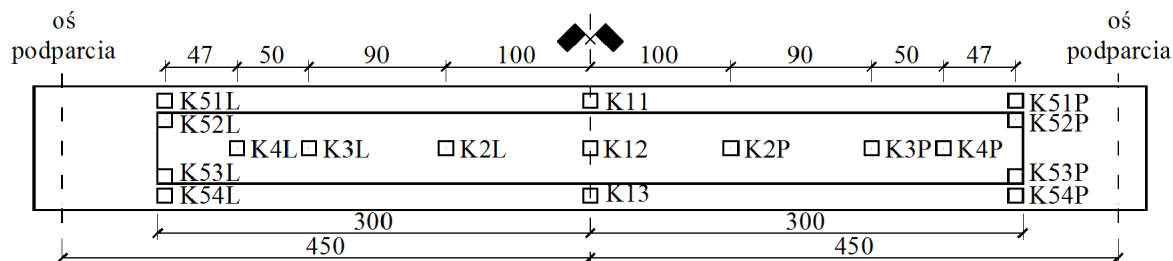
- z zakończeniem zwykłym (typ 1 – zwykły),
- z zakończeniem zwykłym i wypływem kleju (typ 2 – zwykły z wypływem)

- z zakończeniem z odwrotnym fazowaniem taśmy i wypływem kleju (typ 3 – odwrotnie fazowany z wypływem), zgodnie z rysunkiem 3.4.

Temperatura przygotowania i przechowywania próbek wynosiła 22°C. Czas od wykonania próbek do poddania badaniom wyniósł 100-170 dni.

3.4.3. Rozmieszczenie tensometrów na próbkach w drugiej fazie pierwszego etapu

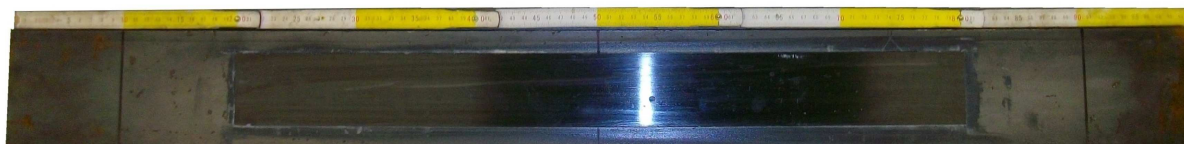
Do dwóch próbek z każdego typu przyklejone zostały tensometry elektrooporowe, w celu zbadania odkształceń taśm i płaskowników w konkretnych lokalizacjach. Jedna z próbek każdego typu była oklejona symetrycznie względem środka rozpiętości siedemnastoma tensometrami, a druga dziesięcioma umiejscowionymi po jednej stronie. Do pomiarów odkształceń użyto foliowych tensometrów elektrooporowych firmy Tenmex typu TFs10/120 (punkty 1-4) i TFs15/120 (punkty 5) o rezystancji $120 \pm 0,2\% \Omega$. Schemat tensometrów na taśmie i ich numeracja zgodnie z Rys.3.4.



Rys.3.4. Schemat tensometrów na taśmie kompozytowej i płaskowniku

Temperatura przygotowania i przechowywania próbek wynosiła 22°C. Czas od wykonania próbek do poddania obciążeniom wyniósł 160-170 dni przy próbkach oprzyrządowanych.

Głównym celem badań było zweryfikowanie wyników badań w fazie pierwszej niniejszych badań. Sprawdzone wpływ ukształtowania geometrii kleju i wzmacniającej taśmy kompozytowej CFRP na jej końcu na nośność złącza podczas trójpunktowego zginania płaskowników. Drugim celem badań było sprawdzenie wpływu wzmocnienia taśmą CFRP płaskiego, zginanego elementu stalowego. Trzecim celem było określenie wykresu odkształceń na długości taśmy kompozytowej i płaskownika stalowego na podstawie pomiarów tensometrycznych.

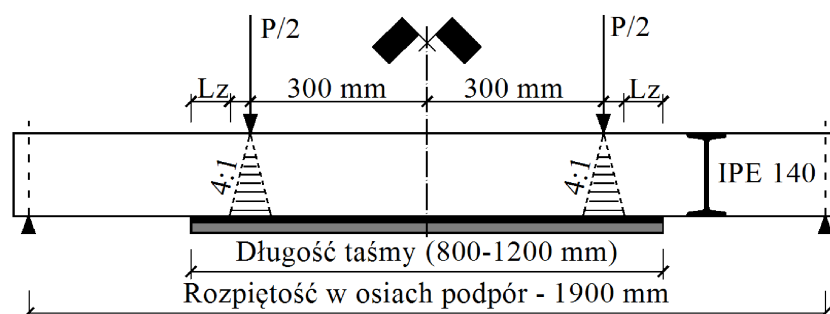


Zdj.3.4. Próбка w drugiej fazie pierwszego etapu

3.5. Badania drugiego etapu. Wpływ parametrów złącza na nośność wzmocnienia i efektywność wzmocnienia

3.5.1. Próbkki do badań

W drugim etapie badań zajęto się określaniem wpływu parametrów złącza klejowego i taśmy wzmacniającej na nośność układu wzmocnienia i efektywność wzmocnienia. W tym celu zbadano kilka rozwiązań, które wpływają ogólnie na wzmocnienie. Sprawdzone jaki wpływ na nośność struktury wzmacniającej mają geometria zakończenia przyklejonej taśmy i kleju, długość taśmy kompozytowej (przez to długość zakotwienia), moduł sprężystości taśmy kompozytowej oraz grubość kleju. W tym celu przygotowano 19 próbek i poddano czteropunktowemu zginaniu. Wykonano 3 próbki porównawcze i 16 próbek wzmocnionych. Każda wzmocniona próbka składała się z dwuteownika INP 140 o rozpiętości teoretycznej 1,90m z przyklejoną do dolnej półki taśmą kompozytową. Rys.3.5 przedstawia schemat próbki wraz z obciążeniem.



Rys.3.5. Próbkka w drugim etapie badań

Wykonano 8 typów próbek, o różnej liczbie w danym typie. W tabeli 3.2 przedstawiono zestawienie próbek do badań w drugim etapie.

Rzeczywiste wymiary elementów próbek zostały pomierzone przed obciążaniem. Średnia grubość pomierzonej warstwy kleju wynosiła:

- 0,56÷0,71 mm, przy zakładanej 0,6 mm (grubość A),
- 1,26÷1,33 mm, przy zakładanej 1,3 mm (grubość B),
- 1,74÷1,77 mm, przy zakładanej 1,8 mm (grubość C).

Bezpośrednio przed doklejaniem taśm, powierzchnie stalowe oczyszczono z zastosowaniem zmywania acetonem, następnie przetarto papierem ściernym o uziarnieniu 80 a następnie 180 i ponownie przeczyszczono acetonem. Powierzchnie sklepane taśm kompozytowych przetarto jasną szmatką nawilżoną acetonem. Czyszczenie prowadzone było do chwili, aż na jasnej szmatce nie występowały widoczne ślady pyłu węglowego na taśmach kompozytowych lub pyłu ściernego na płaskownikach.

Na oczyszczone i całkowicie suche taśmy CFRP наносzono przy pomocy szpachelki, klej nadając mu poprzecznie kształt dachu dwuspadowego, tak jak wykonywano to w pierwszym etapie. Następnie taśmy układano na oczyszczone stalowe podłoże tak, aby nadmiar kleju wypłynął spod taśmy. Taśmy dociskano do powierzchni półki za pomocą dwuteownika stalowego. Dwuteownik opierano po obu stronach taśmy kompozytowej poza taśmą, na podkładkach o odpowiedniej grubości. Za pomocą dystansów (grubości 2 lub 2,7 lub 3,2 mm)

uzyskiwano oczekiwane grubości kleju. Nadmiar kleju po bokach taśmy usuwano, a na końcach usuwano lub kształtowano zgodnie z wymaganiami dla danego typu próbek.

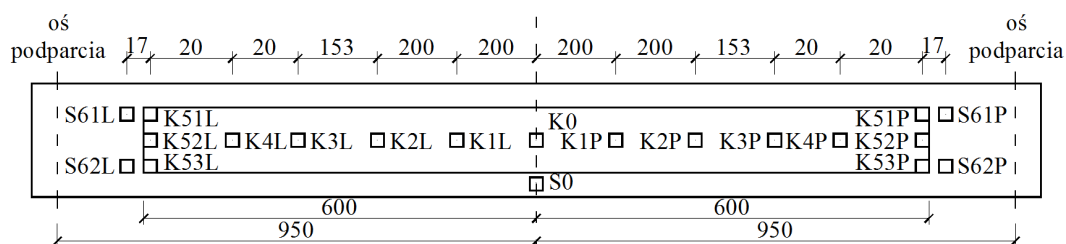
Temperatura przygotowania i przechowywania próbek wynosiła 22°C. Czas od wykonania próbek (sklejenia) do badania wyniósł 105-112 dni w przypadku próbek 200.120.A.Z i 200.120.A.F oraz 19-24 dni w przypadku pozostałych próbek typów 165.120.A.F, 200.100.A.F, 200.100.B.F, 200.100.C.F oraz 200.80.A.F.

Tabela 3.2. Parametry próbek do badań w drugim etapie

Lp.	Nazwa	Typ taśmy	Długość taśmy [m]	Grubość kleju [mm]	Geometria zakończenia
1	Referencyjna 1	-	-	-	-
2	Referencyjna 2	-	-	-	-
3	Referencyjna 3	-	-	-	-
4	200.120.Z.A.1	200/2000	1,20	0,69	Zwykła
5	200.120.Z.A.2	200/2000	1,20	0,71	
6	200.120.Z.A.3	200/2000	1,20	0,62	
7	200.120.F.A.1	200/2000	1,20	0,63	Odwrotnie fazowana z wpływem
8	200.120.F.A.2	200/2000	1,20	0,67	
9	200.120.F.A.3	200/2000	1,20	0,56	
10	165.120.F.A.1	150/2000	1,20	0,67	Odwrotnie fazowana z wpływem
11	165.120.F.A.2	150/2000	1,20	0,67	
12	200.100.F.A.1	200/2000	1,00	0,70	Odwrotnie fazowana z wpływem
13	200.100.F.A.2	200/2000	1,00	0,63	
14	200.100.B.F.1	200/2000	1,00	1,26	Odwrotnie fazowana z wpływem
15	200.100.B.F.2	200/2000	1,00	1,33	
16	200.100.C.F.1	200/2000	1,00	1,77	Odwrotnie fazowana z wpływem
17	200.100.C.F.2	200/2000	1,00	1,74	
18	200.80.A.F.1	200/2000	0,80	0,64	Odwrotnie fazowana z wpływem
19	200.80.A.F.2	200/2000	0,80	0,61	

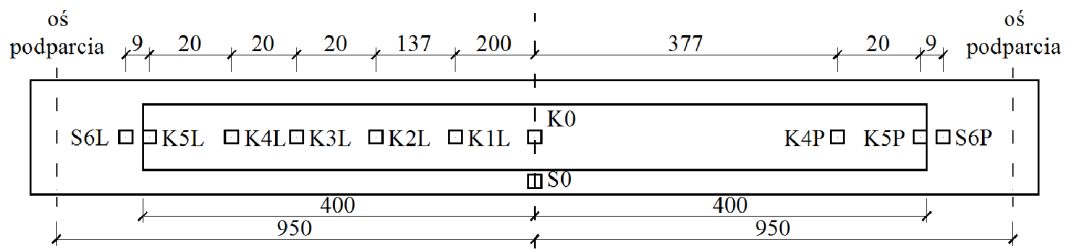
3.5.2. Rozmieszczenie tensometrów na próbkach w drugim etapie

Wszystkie wzmocnione próbki zostały oklejone tensometrami elektrooporowymi. W zależności od typu próbek zmieniały się schematy oklejenia. W przypadku próbek 200.120.Z.A i 200.120.F.A wszystkie były oklejone symetrycznie względem środka rozpiętości dwiętnastoma tensometrami zgodnie z rysunkiem 3.6. W przypadku tych próbek użyto foliowych tensometrów elektrooporowych firmy Tenmex typu TFs10/120 o rezystancji $120 \pm 0,2\% \Omega$.

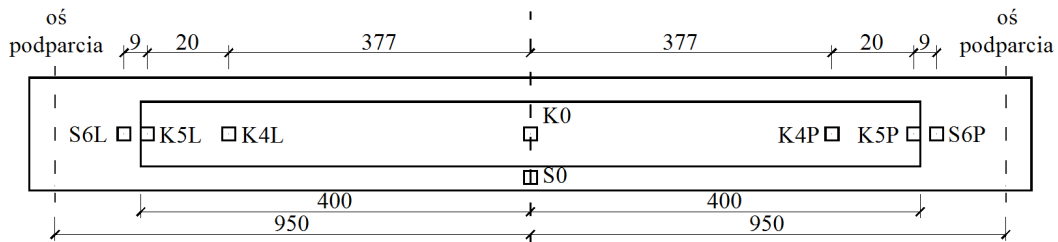


Rys.3.6. Schemat rozmieszczenia tensometrów próbek 200.120.F.A oraz 200.120.Z.A.

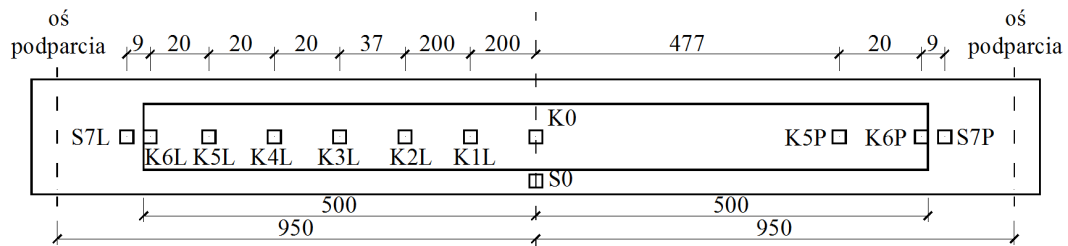
W przypadku pozostałych wzmocnionych próbek, użyto foliowych tensometrów elektrooporowych firmy Tenmex typu TFs5/120 o rezystancji $120 \pm 0,2\% \Omega$. Schematy tensometrów na taśmie i dolnej półce dźwigara dwuteowego są zgodne z rysunkami 3.7÷3.12.



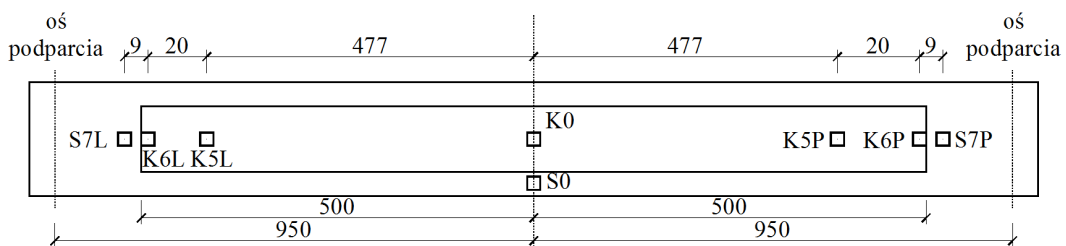
Rys.3.7. Schemat rozmieszczenia tensometrów próbki 200.80.F.A.1



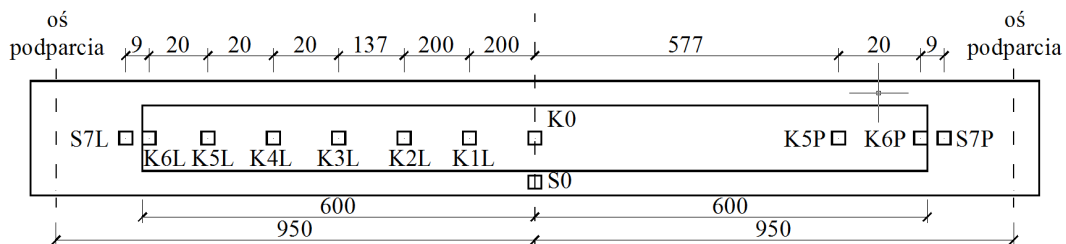
Rys.3.8. Schemat rozmieszczenia tensometrów próbki 200.80.F.A.2



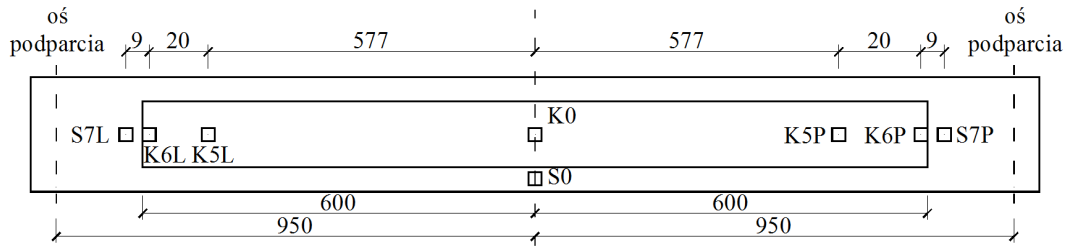
Rys.3.9. Schemat rozmieszczenia tensometrów próbek 200.100.F.A.1, 200.100.F.B.1, 200.100.F.C.1.



Rys.3.10. Schemat rozmieszczenia tensometrów próbek 200.100.F.A.2, 200.100.F.B.2, 200.100.F.C.2.

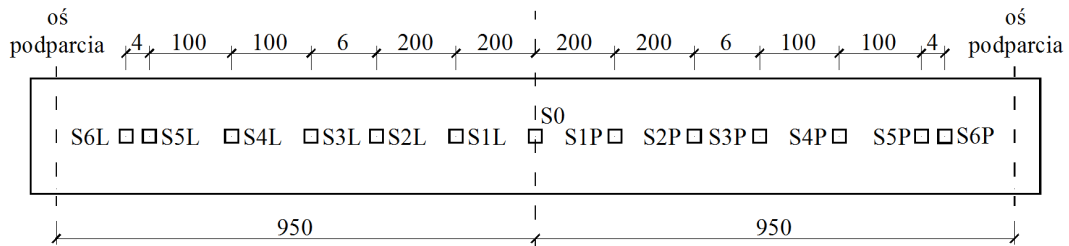


Rys.3.11. Schemat rozmieszczenia tensometrów próbki 165.120.F.A.1.



Rys.3.12. Schemat rozmieszczenia tensometrów próbki 165.120.F.A.2.

W przypadku próbek porównawczych użyto foliowych tensometrów elektrooporowych firmy Tenmex typu TFs 5/120 o rezystancji $120 \pm 0,2\% \Omega$. Schematy tensometrów na dolnej półce niewzmocnionego dźwigara dwuteowego są zgodne z rysunkiem 3.13.



Rys.3.13. Schemat rozmieszczenia tensometrów na dolnej półce dwuteowników porównawczych

4. WYNIKI LABORATORYJNYCH BADAŃ WŁASNYCH

4.1. Wyniki pierwszej fazy pierwszego etapu

Początkowe badania tej fazy przeprowadzono na 48 próbkach, osiem typów po sześć sztuk. Podczas prowadzenia badań wystąpiły nieoczekiwane, niezadowalające rozbieżności wyników w populacjach przypisanych do danego typu. Co więcej, niepokojące okazały się wyniki konkretnych typów próbek. Wyniki były niezgodne z wcześniejszymi oczekiwaniami w stosunku do wyników próbek typu 1, próbek odniesienia oraz wyników opisanych w literaturze. Ponieważ przy opracowaniu wyników i ich kwalifikowaniu kierowano się zakładanymi poziomami nośności niezbędną była korekta wyników próbek oraz określenie przyczyn rozbieżności. W związku z tym, wykonano dodatkowo w sumie 30 próbek 7 typów (4 typy po 3 próbki oraz 3 typy po 6 próbek).

Podczas badań, jedną z próbek (typ 4 nr 10) zniszczono przypadkowo przygotowując do badania. Dodatkowa seria próbek pozwoliła na wyciągnięcie wniosków o przyczynach rozrzutów w pierwszej serii badań. Ostatecznie stwierdzono, że przyczyną wszelkich odstępstw od wyników średnich w dół było wadliwe wykonanie próbek. Potwierdziło to, jak ważnym etapem badań są przygotowania materiałów do klejenia. W przypadku każdego typu próbki dążono, aby odchylenie wyniku od średniej z populacji nie przekraczało 5%. Odrzucono wszystkie wyniki znacząco odbiegające od średniej. Ostatecznie z 77 próbek wzięto pod uwagę przy opracowaniu wyników 49.

Z przyjętych ostatecznie do opracowania 49 wyników rozciągania próbek uzyskano wartości średnie miarodajne ($F_{\dot{s}r.m}$) i wartości średnie miarodajne z prawdopodobieństwem wystąpienia 95% ($F_{95\%.m}$) w każdej rozważanej populacji wszystkich typów próbek. Wyniki zestawiono w tabeli 4.1. W tabeli 4.2, przedstawiono wyniki uzyskane w przypadku wszystkich 77 próbek.

Tabela 4.1. Zestawienie wyników pomiarów miarodajnych $F_{\dot{s}r.m}$ i $F_{95\%.m}$ próbek po odrzuceniu tych nie mieszczących się w zakładanych 5% odchyłkach (odniesienie do $F_{\dot{s}r.m}$)

Lp.	Typ próbek	$F_{\dot{s}r.m}$ [kN]	$F_{95\%.m}$ [kN]	$F_{\dot{s}r.m.i}/F_{\dot{s}r.m.1}$	$F_{\dot{s}r.m.i} - F_{\dot{s}r.m.1}$	$F_{95\%.m.i}/F_{95\%.m.1}$	$F_{95\%.m.i} - F_{95\%.m.1}$
1	8	20,575	16,371	84,71%	-15,29%	75,17%	-24,83%
2	3	23,953	17,152	98,62%	-1,38%	78,75%	-21,25%
3	1	24,288	21,780	100,00%	0,00%	100,00%	0,00%
4	7	27,962	19,083	115,13%	15,13%	87,62%	-12,38%
5	4	32,849	26,015	135,25%	35,25%	119,44%	19,44%
6	5	34,821	27,228	143,37%	43,37%	125,01%	25,01%
7	2	35,361	27,487	145,59%	45,59%	126,20%	26,20%
8	6	38,297	28,524	157,68%	57,68%	130,96%	30,96%

Tabela 4.2. Zestawienie wyników pomiarów $F_{\text{sr}.m}$ i $F_{95\%.m}$ wszystkich próbek (odniesienie do $F_{\text{sr}.m}$)

Lp.	Typ próbki	$F_{\text{sr}.m}$ [kN]	$F_{\text{sr}.95\%.m}$ [kN]	$F_{\text{sr}.i}/F_{\text{sr}.1}$	$F_{\text{sr}.i} - F_{\text{sr}.1}$	$F_{\text{sr}.95\%.i}/F_{\text{sr}.95\%.1}$	$F_{\text{sr}.95\%.i} - F_{95\%.1}$
1	3	16,522	2,759	78,53%	-21,47%	22,18%	-77,82%
2	5	22,941	3,150	109,05%	9,05%	25,33%	-74,67%
3	8	18,431	8,983	87,61%	-12,39%	72,22%	-27,78%
4	7	23,604	10,147	112,20%	12,20%	81,58%	-18,42%
5	6	30,767	10,698	146,24%	46,24%	86,01%	-13,99%
6	1	21,038	12,438	100,00%	0,00%	100,00%	0,00%
7	4	29,774	16,577	141,52%	41,52%	133,28%	33,28%
8	2	31,767	16,772	151,00%	51,00%	134,84%	34,84%

4.1.1. Postacie fizyczne zniszczenia próbek

Zniszczenie złącza klejowego pomiędzy stalą a kompozytem może przyjąć różne postaci. W badaniach zaobserwowano cztery postacie zniszczenia próbek:

- (a) oderwanie nakładki na granicy stal – klej (Zdj.4.1),
- (b) oderwanie nakładki poprzez zniszczenie w kleju (Zdj.4.2),
- (c) oderwanie nakładki na granicy styku kleju i taśmy kompozytowej (Zdj.4.3),
- (d) rozwarstwienie (delaminacja) taśmy.

Głównymi postaciami zniszczenia zauważonymi podczas badań było oderwanie nakładki na granicy stal – klej (a) oraz oderwanie nakładki na granicy kompozyt – klej w połączeniu z oderwaniem nakładki poprzez zniszczenie w kleju (a+b) (Zdj.4.4). Zaobserwowanych próbek ze zniszczeniem typu (c) i (d) było niewiele w stosunku do całkowitej liczby próbek. Zniszczenie przez rozwarstwienie taśmy (1 próbka), wynikało w przypadku tych badań z wstępnego zniszczenia taśmy w trakcie przygotowania próbki (nieprawidłowe przycięcie powodujące strzępienie krawędzi taśmy), można zatem założyć, że postacie zniszczenia próbek zostały ograniczone do przypadków (a), (b) lub łącznie (a) z (b).



Zdj.4.1. Zniszczenie na granicy stal-klej



Zdj.4.2. Zniszczenie w kleju



Zdj.4.3. Zniszczenie na granicy kompozyt-klej



Zdj.4.4. Zniszczenie typu (a) plus (b)

4.1.2. Wnioski z uzyskanych wyników

Rozważając wyniki badań wpływu kształtowania geometrii zakończenia taśmy i kleju w spoinie na nośność złącza taśm CFRP przyklejonych do płaskowników stalowych, na podstawie badań laboratoryjnych można wyciągnąć następujące wnioski:

- Osiągnięto oczekiwany cel badań, którym było określenie geometrii zakończenia taśmy i skleiny w złączu, które wpływają na uzyskanie wysokich nośności złącza.
- Wykonane do badań próbki miały autorski kształt, dzięki czemu możliwe było między innymi określenie ewentualnych powodów błędów i rozrzutów w wynikach.
- Nośność układu zależy bezwzględnie na odpowiednim przygotowaniu powierzchni klejonych oraz przygotowaniu taśm kompozytowych. Oczyszczenie powierzchni stalowej i taśmy kompozytowej, należy podczas przygotowań postawić na równi z odpowiednim układem przycinania kompozytów (nie powodującym strzępienia powierzchni ciętych) oraz odpowiednim mieszaniem składników kleju (czas, proporcje).
- Przy zastosowaniu zakończenia typu 1, tj. zwykłego, nadmiar kleju ma widoczny wpływ na podniesienie nośności złącza. Przy konfiguracji typu 2, taśma zwykła z wpływem trójkątnym kleju, nośność w stosunku do konfiguracji typu 1, zakończenie zwykłe, wzrosła o 45,59%. W przypadku konfiguracji typu 3 zmalała o 1,38%. Może to jednak świadczyć o błędnie przygotowanych próbkach, ponieważ nie potwierdza to chociażby badań [83].
- Wykonanie w warunkach budowlanych zakończenia typu 3 jest zdecydowanie trudniejsze w wykonaniu i bardziej narażone na czynniki środowiskowe w stosunku do typu 2, zatem zdecydowano o niekontynuowaniu badań nad próbkami z zakończeniami o geometrii tego typu zakończenia.
- Fazowanie zwykłe lub odwrotne końca kompozytu podniosło nośność złącz. Nie było znaczenia czy zastosowany został nadmiar kleju na końcu skleiny czy użyto zakończenia zwykłego kleju.
- W zależności od zastosowania lub nie nadmiaru kleju, nośność złącza z taśmami fazowanymi wzrosła o 15÷35% bez nadmiaru kleju i 57,68% z nadmiarem kleju.
- Brak zastosowania nadmiaru kleju przy fazowaniu końca taśmy kompozytowej (typ 7) spowodował podniesienie nośności o 15% w stosunku do złącza zwykłego, natomiast zastosowanie nadmiaru kleju spowodowało wzrost nośności o 43% (typ 5).
- Użycie odwrotnego fazowania taśmy miało korzystny wpływ na nośność złącza. Bez stosowania nadmiaru kleju (typ 4), nośność wzrosła o 35% w stosunku do typu 1. Przy zastosowaniu nadmiaru kleju na końcu, nośność złącza wzrosła o 57% (typ 6). Była to najkorzystniejsza geometria zakończenia złącza, ze względu na osiągnięte wyniki wytrzymałości.
- Przy użyciu nadmiaru kleju i zwykłego zakończenia taśmy, typ 2, nośność wzrosła o 45% i była to druga najkorzystniejsza geometria zakończenia złącza, ze względu na osiągnięte wyniki wytrzymałości.
- Próbkami, które nie spełniły oczekiwań i w badaniach nie wykazały zakładanych profitów w nośności były próbki typu 8 (obniżenie nośności o 15%) i typ 3 (obniżenie nośności o 1%).

- Obniżenie nośności w stosunku do próbki porównawczej o 15% próbek typu 8, gdzie zastosowano dwie warstwy taśm, których zakończenia były przesunięte względem siebie, mogłoby być uznane za błąd w przygotowaniu. Biorąc jednak pod uwagę, że odpowiednie wykonanie w warunkach budowlanych wzmocnienia typu 8 jest bardzo utrudnione, zaniechano dalszych prac laboratoryjnych nad zakończeniem tego typu.

4.2. Wyniki drugiej fazy pierwszego etapu

Podobnie jak w przypadku pierwszej fazy badań, podczas opracowania wyników wszystkich 18 wzmocnionych próbek zauważono różnice w średnich poziomach zniszczenia wzmocnienia, w zależności od typu próbki. Zgodnie z założeniami, najslabiej wypadły wyniki wzmocnienia z zakończeniem zwykłym (typ 1), a najlepiej z zakończeniem odwrotnie fazowanym z wpływem kleju (typ 3).

Przy opracowaniu wyników zauważono w przypadku czterech próbek, że rozbieżności wyników w populacjach danego typu, zarówno na minus i plus, osłabiają pozytywny efekt wzmocnienia. W przypadku typu 1, wynik jednej z próbek wyniósł 13% poniżej średniej a drugi 105% powyżej. W przypadku typu 2 jeden z wyników był 15 % poniżej, a w przypadku drugiej z próbek, wcale nie oderwała się taśma wzmacniająca, nawet po przekroczeniu granicy plastyczności w stali. W przypadku typu 3 jedna próbka uzyskała wynik o 15% niższy od średniej. Podczas opracowywania wyników badań, rozważono dwa warianty. W pierwszym wariantcie rozpatrzono średnie wyniki z wytrzymałości wszystkich próbek w danej populacji $F_{sr.m}$ oraz odchylenia procentowe od średniej wyników w każdej populacji, w tym przypadku próbki, które osiągnęły wyniki znacznie wyższe od średniej (w przypadku typu 1 i 2) sprowadzono do wartości siły niszczącej drugiej w populacji. W drugim wariantcie zredukowano zakres rozpoznania do wyników różniących się od średniej o nie więcej niż 10%.

W sumie do rozważań nie wzięto pod uwagę wyników 2 z 18 próbek (typ 2 – 1 wynik 18,4% poniżej średniej, typ 3 – jeden wynik 14,8% poniżej średniej) a dwa wyniki sprowadzono do wartości niższej odpowiadającej drugiej najwyższej w danej populacji. W przypadku typu 1, jeden z wyników sprowadzono z wartości 3,87 kN do 1,73 kN, tj. do drugiej najwyższej wartości siły niszczącej w populacji. W przypadku typu 2, brak zerwania taśmy, wynik sprowadzono do siły niszczącej 2,97 kN, najwyższej siły niszczącej, która wystąpiła w populacji.

Ze wszystkich 18 wyników oraz przyjętych ostatecznie do opracowania 16 wyników zginania próbek uzyskano wartości średnie miarodajne ($F_{sr.m}$) i wartości średnie miarodajne z prawdopodobieństwem wystąpienia 95% ($F_{95\%}$) przy odchyleniu standardowym (δ_F) w przypadku każdej rozważanej populacji ($n = 5 \div 6$). Wyniki średnich sił niszczących oraz ugięć przy sile niszczącej próbkę, pomierzonych w przypadku wszystkich próbek (1, 2, 3) zestawiono w tabeli 4.3. Wyniki po odrzuceniu i sprowadzeniu tych niemieszczących się w zakładanych 10% odchyłkach (1', 2', 3') zestawiono w tabeli 4.4. Wartości wzrostu wytrzymałości złącza próbek typu 2 i 3 odnoszono do typu 1. Metodologia obliczania wartości miarodajnych zgodnie z przedstawionymi poniżej wzorami (4.1÷4.3).

$$F_{sr.m} = \Sigma F_i / n \tag{4.1}$$

$$F_{95\%} = F_{\acute{s}r.m}(1 - 1,65v) \quad (4.2)$$

$$v = \delta_F / F_{\acute{s}r.m} \quad (4.3)$$

Metodologia obliczania wzrostu wytrzymałości złącza zgodna jest z poniższymi wzorami (4.4÷4.7):

$$\Delta F_{\acute{s}r.m} = \frac{F_{\acute{s}r.m.2} - F_{\acute{s}r.m.1}}{F_{\acute{s}r.m.1}} \quad (4.4)$$

gdzie:

$\Delta F_{\acute{s}r.m}$ – wzrost wytrzymałości średniej w przypadku rozpatrywania wszystkich próbek,
 $F_{\acute{s}r.m.1}, F_{\acute{s}r.m.2}$ – wytrzymałość średnia próbek Typu 1 i Typu 2 w przypadku rozpatrywania wszystkich próbek.

$$\Delta F_{95\%.m} = \frac{F_{95\%.2} - F_{95\%.1}}{F_{95\%.1}} \quad (4.5)$$

gdzie:

$\Delta F_{95\%}$ – wzrost wytrzymałości średniej z prawdopodobieństwem wystąpienia 95% w przypadku rozpatrywania wszystkich próbek,
 $F_{95\%.1}, F_{95\%.2}$ – wytrzymałości średnie próbek typu 1 i typu 2 z prawdopodobieństwem wystąpienia 95% w przypadku rozpatrywania wszystkich próbek.

$$\Delta F'_{\acute{s}r.m} = \frac{F'_{\acute{s}r.m.2} - F'_{\acute{s}r.m.1}}{F'_{\acute{s}r.m.1}} \quad (4.6)$$

gdzie:

$\Delta F'_{\acute{s}r.m}$ – wzrost wytrzymałości średniej w przypadku rozpatrywania skorygowanych wyników próbek,
 $F'_{\acute{s}r.m.1}, F'_{\acute{s}r.m.2}$ – wytrzymałość średnia próbek Typu 1 i Typu 2 w przypadku rozpatrywania skorygowanych wyników próbek.

$$\Delta F'_{95\%} = \frac{F'_{95\%.2} - F'_{95\%.1}}{F'_{95\%.1}} \quad (4.7)$$

gdzie:

$\Delta F'_{95\%}$ – wzrost wytrzymałości średniej z prawdopodobieństwem wystąpienia 95% w przypadku rozpatrywania skorygowanych wyników próbek,
 $F'_{95\%.1}, F'_{95\%.2}$ – wytrzymałość średnia próbek Typu 1 i Typu 2 z prawdopodobieństwem wystąpienia 95% w przypadku rozpatrywania skorygowanych wyników próbek.

Tabela 4.3. Zestawienie wszystkich wyników ugięć przy średnich siłach niszczących $F_{\acute{s}r.m}$ i sił niszczących z prawdopodobieństwem wystąpienia 95% $F_{95\%}$

Typ próbek	$F_{sr.m}$ [N]	$F_{95\%}$ [N]	$\Delta F_{sr.m}$ [%]	$\Delta F_{95\%}$ [%]
1	1911	310	-	-
2	2343	1199	22,6	286,8
3	3153	1634	65,3	427,0

Tabela 4.4. Zestawienie skorygowanych wyników ugięć przy średnich siłach niszczących $F_{sr.m}$ i sił niszczących z prawdopodobieństwem wystąpienia 95% $F_{95\%.m}$

Typ próbek	$F'_{sr.m}$ [N]	$F'_{95\%}$ [N]	$\Delta F'_{sr.m}$ [%]	$\Delta F'_{95\%}$ [%]
1'	1554	1228	-	-
2'	2563	1752	64,9	42,7
3'	3416	2195	119,8	78,7

4.2.1. Sposób zniszczenia próbek

W badaniach zaobserwowano występowanie jednej głównej postaci zniszczenia próbek, oderwania nakładki na granicy stal – klej. Zniszczenie wzmocnienia przez oderwanie taśmy dotyczyło 17 próbek. W przypadku jednej próbki, taśma nie oderwała się podczas badania. Badania w przypadku tej próbki zakończone zostały po uplastycznieniu się stali płaskownika. Zniszczenie przez oderwanie taśmy było gwałtowne. Nie udało się zaobserwować, czy zniszczenie rozpoczynało się w środku rozpiętości czy na końcu taśmy wzmacniającej. Zerwaną z powierzchni stalowej taśmę wraz płaskownikiem przedstawiono na zdjęciu 4.5.



Zdj.4.5. Zniszczona próbka w fazie drugiej pierwszego etapu badań

4.2.2. Wnioski z uzyskanych wyników

Rozpatrując wpływ ukształtowania zakończenia złącza na wytrzymałość wzmocnienia, na podstawie badania zginania wzmocnionych kompozytami płaskich elementów stalowych, można wyciągnąć poniższe wnioski:

- Porównując do zastosowania zwykłego zakończenia taśmy, wpływ kleju miał widoczny wpływ na podniesienie nośności złącza. W przypadku konfiguracji typu 2 wytrzymałość średnia złącza w stosunku do konfiguracji typu 1 wzrosła o 22,6% w przypadku rozpatrywania wszystkich wyników (wariant 1) oraz o 64,9% w przypadku rozpatrywania

skorygowanych wyników próbek (wariant 2), przy założeniu wyników średnich miarodajnych.

W przypadku wartości średnich miarodajnych z prawdopodobieństwem ich wystąpienia w 95%, wartości te osiągnęły poziom zwiększenia wytrzymałości złącza odpowiednio o 286,8% (wariant 1) oraz 42,7% (wariant 2).

- Przy zastosowaniu zakończenia odwrotnie fazowanego z wpływem (Typ 3) wytrzymałość na siłę niszczącą wzmocnienie (przy której występuje odspojenie taśmy CFRP) wzrosła w stosunku do konfiguracji Typu 1 o 65,3% (wariant 1) oraz o 119,8% (wariant 2), przy założeniu wyników średnich miarodajnych.

W przypadku wartości średnich miarodajnych z prawdopodobieństwem wystąpienia 95%, wartości te osiągnęły poziom zwiększenia wytrzymałości złącza odpowiednio o 427,0% oraz 78,7%.

Widać zatem jednoznacznie w obu przypadkach wpływ typu geometrii zakończenia złącza na wytrzymałość wzmocnienia.

4.3. Wyniki badań w drugim etapie

Szeroki zakres przeprowadzonych badań pozwolił na uzyskanie klarownych wyników. Poddanie eksperymentom 19 próbek, w tym 16 wzmocnionych przy różnych typach zakończenia taśmy i ukształtowania kleju w jej obrębie, trzech długościach taśmy, trzech grubościach kleju oraz dwóch modułach sprężystości taśmy kompozytowej CFRP, umożliwiło wyciągnięcie przedstawionych poniżej wniosków.

Badania czteropunktowego zginania przerywano po zerwaniu taśmy kompozytowej lub osiągnięciu na tłoku prasy siły 95kN, która zapewniała uplastycznienie wzmocnionego taśmą CFRP dwuteownika stalowego w obszarze przyłożenia sił skupionych na górnej półce. W Tabeli 4.5. przedstawiono wyniki sił maksymalnych przeniesionych przez badane próbki.

Siły niszczące niewzmocnione dwuteowniki stalowe oscylowały na poziomie 76 kN. Wywołane tymi siłami momenty niszczące osiągnęły wartości 24,6 – 24,8 kNm.

Tabela 4.5. Zestawienie maksymalnych sił przeniesionych przez próbki

Lp.	Oznaczenie próbki	Maksymalna przeniesiona siła [kN]	F_{sr} [kN]	Odchylenie od średniej
1	Referencyjna 1	76,242		0,36%
2	Referencyjna 2	75,952	75,965	-0,02%
3	Referencyjna 3	75,701		-0,35%
4	200.80.F.A.1	59,935	55,069	8,84%
5	200.80.F.A.2	50,203		-8,84%
6	200.100.F.A.1	64,185	73,066	-12,15%
7	200.100.F.A.2	81,947		12,15%
8	200.100.F.B.1	84,178	77,706	8,33%
9	200.100.F.B.2	71,233		-8,33%
10	200.100.F.C.1	74,684	70,178	6,42%
11	200.100.F.C.2	65,671		-6,42%
12	165.120.F.A.1	87,399	83,655	4,46%
13	165.120.F.A.2	79,930		-4,46%
14	200.120.Z.A.1	76,394		3,69%
15	200.120.Z.A.2	70,886	73,674	-3,78%
16	200.120.Z.A.3	73,743		0,09%
17	200.120.F.A.1	91,811		0,00%
18	200.120.F.A.2	93,017	91,750	0,02%
19	200.120.F.A.3	90,422		0,02%

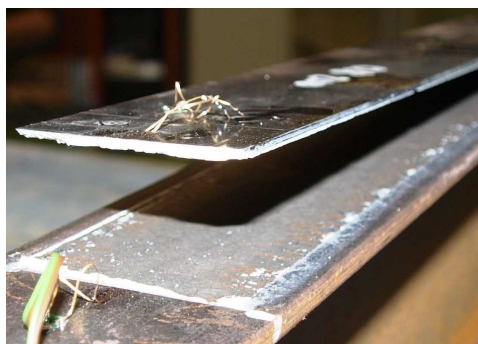
4.3.1. Postacie fizyczne zniszczenia próbek

Analizując możliwe sposoby zniszczenia próbek należy ustanowić definicję ich zniszczenia. Układ wzmocnienia mógł ulec awarii po przekroczeniu naprężeń granicznych w kleju, który zakładany jest jako najslabszy w całym układzie wzmocnienia, stali lub taśmie kompozytowej. Efektami przekroczenia naprężeń przy wzmacnianiu elementów stalowych przyklejanymi materiałami kompozytowymi CFRP mogą być zniszczenie adhezyjne (odspojenie) na granicy stal – klej lub CFRP – klej, zniszczenie kohezyjne (wewnątrz kleju), rozwarstwienie wewnątrz kompozytu (delaminacja CFRP), zerwanie CFRP oraz płynięcie stali.

Rozpatrując nośność struktury wzmocnienia konstrukcji stalowych z przyklejonymi taśmami kompozytowymi zaobserwowano występowanie dwóch głównych postaci zniszczenia próbek. Pierwszą było odspojenie taśmy kompozytowej na granicy kontaktu stal – klej. Ten sposób zniszczenia wzmocnienia dotyczył 12 próbek, jednakże w przypadku dwóch z nich (165.120.F.A.2 oraz 200.100.F.C.1), taśma dodatkowo uległa podłużnemu pęknięciu. Drugą zauważoną postacią zniszczenia było uplastycznienie stali dwuteownika, któremu nie towarzyszyło odspojenie taśmy.

Sposób odspojenia taśm we wszystkich próbkach był zbliżony. W trzech z nich taśma odspoiła się całkowicie, w pozostałych tylko częściowo, chociaż zdarzało się, że odspojenie sięgało ponad 90% długości taśmy. Struktura wzmocnienia ulegała zniszczeniu adhezyjnemu (odspojeniu) na granicy stal – klej. Zaobserwowano zarówno całkowite odspojenie na granicy stal – klej w obszarze wypływu kleju przy odwrotnym fazowaniu taśmy oraz odspojenie

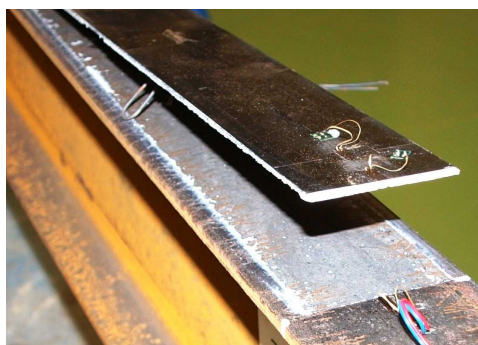
z przejściem rysy przez wypływ kleju. Poniżej opisano postać zniszczenia każdej wzmocnionej próbki w drugim etapie.



Zdj.4.6. Próbką 200.80.F.A.1, opis w tekście.

Próbka 200.80.F.A.1 zniszczyła się w trakcie wzrostu obciążenia w 12-tym cyklu, przy sile na tłoku 59,935 kN (19,48 kNm). Próbką zniszczyła się przez nagłe odspojenie taśmy CFRP od dwuteownika stalowego na styku stal i kleju. Odspojenie obejmowało 90% powierzchni taśmy. Dwuteownik stalowy nie uległ uszkodzeniu. Na zdjęciu 4.6 przedstawiono widok na zniszczoną próbkę 200.80.F.A.1 w miejscu odspojenia taśmy na jednym z końców.

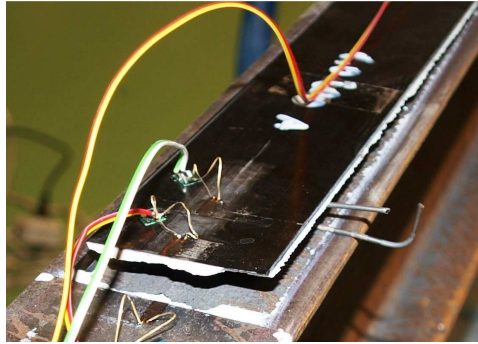
Próbka 200.80.F.A.2 zniszczyła się w trakcie wzrostu obciążenia w 11-tym cyklu, przy sile na tłoku 50,203 kN (16,32 kNm). Próbką zniszczyła się przez nagłe odspojenie taśmy CFRP od dwuteownika stalowego na styku stal i kleju. Odspojenie obejmowało 60% powierzchni taśmy. Dwuteownik stalowy nie uległ uszkodzeniu. Na zdjęciu 4.7 przedstawiono widok na zniszczoną próbkę 200.80.F.A.2 w miejscu odspojenia taśmy na jednym z końców.



Zdj.4.7. Próbką 200.80.F.A.2, opis w tekście.

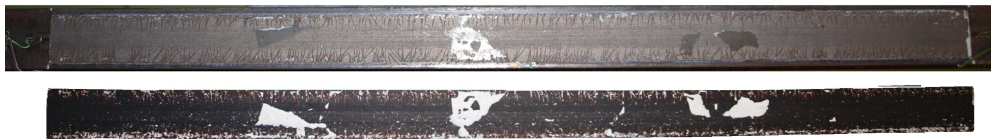
Próbki typu 200.80.F.A zniszczyły się w przy różnych poziomach obciążenia, ze średnią siłą niszczącą 55,07 kN (17,90 kNm). Wartość średniej siły niszczącej w tym przypadku jest niższa o 27,5% od średniej siły, przy której niszczyły się niewzmocnione dwuteowniki. Rozrzut wyników siły niszczącej na poziomie 17,5% pomiędzy słabszą i mocniejszą próbką pokazuje niezadowalającą powtarzalność wyników w tej grupie próbek.

Próbka 200.100.F.A.1 zniszczyła się w trakcie wzrostu obciążenia w 13-tym cyklu, przy sile na tłoku 64,185 kN (20,86 kNm). Próbką zniszczyła się przez nagłe odspojenie taśmy CFRP od dwuteownika stalowego na styku stali i kleju. Odspojenie obejmowało 90% powierzchni taśmy. Dwuteownik stalowy nie uległ uszkodzeniu. Na zdjęciu 4.8 przedstawiono widok odspojonego na końcu wzmocnienia zniszczonej próbki 200.100.F.A.1.



Zdj.4.8. Próbką 200.100.F.A.1, opis w tekście.

Próbka 200.100.F.A.2 zniszczyła się w trakcie wzrostu obciążenia w 17-tym cyklu, przy sile na tłoku 81,947 kN (26,63 kNm). Próbką zniszczyła się przez nagłe całkowite odspojenie taśmy CFRP od dwuteownika stalowego na styku stal-klej. Na powierzchni kleju widoczne są niedokładności w doklejeniu taśmy do dwuteownika, mogące mieć znaczny wpływ na wytrzymałość skleiny. Dwuteownik stalowy nie uszkodził się. Na zdjęciu 4.9 przedstawiono widok zniszczonej próbki 200.100.F.A.2.



Zdj.4.9. Próbką 200.100.F.A.2, opis w tekście.

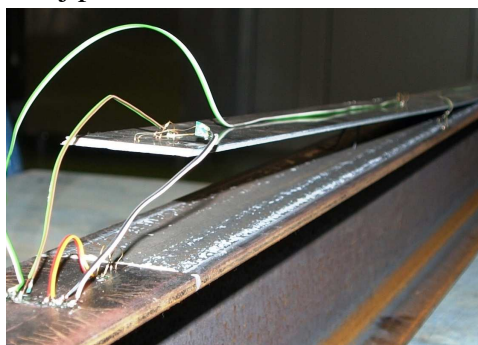
Próbki typu 200.100.F.A zniszczyły się w przy różnych poziomach obciążenia, ze średnią siłą niszczącą 73,066 kN (23,75 kNm). Wartość średniej siły niszczącej w tym przypadku jest niższa o 3,8% od średniej siły, przy której niszczyły się niewzmocnione dwuteowniki. Średnia siła niszcząca próbki wzmocnione oraz niewzmocnione jest zatem na zbliżonym poziomie. Rozrzut wyników pomiędzy siłami niszczącymi na poziomie 24% pomiędzy najstabszą a najmocniejszą próbką pokazuje niezadowalającą powtarzalność wyników w tej grupie próbek.



Zdj.4.10. Próbką 200.100.F.B.1, opis w tekście.

Próbka 200.100.F.B.1 zniszczyła się w trakcie wzrostu obciążenia w 17-tym cyklu, przy sile na tłoku 84,17 8kN (27,36 kN). Próbką zniszczyła się przez lokalne wyboczenie półki

górnej belki w miejscu przyłożenia sił. Taśma CFRP nie uległa odspojeniu. Na zdjęciu 4.10 przedstawiono widok zniszczonej próbki 200.100.F.B.1.



Zdj.4.11. Próbka 200.100.F.B.2, opis w tekście.

Próbka 200.100.F.B.2 zniszczyła się w trakcie wzrostu obciążenia w 15-tym cyklu, przy sile na tłoku 71,233 kN (23,15 kNm). Próbka zniszczyła się przez nagłe odspojenie taśmy CFRP od dwuteownika stalowego na styku stali i kleju. Odspojenie obejmowało 85% powierzchni taśmy. Dwuteownik stalowy nie uległ uszkodzeniu. Na zdjęciu 4.11 przedstawiono widok odspojonej taśmy od zniszczonej próbki 200.100.F.B.2 na jednym z końców.

Próbki typu 200.100.F.B zniszczyły się w przy różnych poziomach obciążenia, ze średnią siłą niszczącą 77,706 kN (25,25 kNm). Wartość średniej siły niszczącej w tym przypadku jest wyższa o 2,3% od średniej siły, przy której niszczyły się niewzmocnione dwuteowniki. Rozrzut wyników siły niszczącej na poziomie 16,5% pomiędzy słabszą a mocniejszą próbką pokazuje niezadowalającą powtarzalność wyników w tej grupie próbek.



Zdj.4.12. Próbka 200.100.F.C.1, opis w tekście.

Próbka 200.100.F.C.1 zniszczyła się w trakcie wzrostu obciążenia w 15-tym cyklu, przy sile na tłoku 74,684 kN (24,27 kN). Próbka zniszczyła się przez nagłe odspojenie części taśmy, która pękła na jednym z końców. Taśma pękła wzdłuż na długości około 70% i odspoiła się na 5/9 swojej szerokości. Pozostała część taśmy, nadal współpracowała w przenoszeniu obciążeń. Badanie zakończono na 15-tym cyklu. Na zdjęciu 4.12 przedstawiono widok końca skleiny zniszczonej próbki 200.100.F.C.1.



Zdj.4.13. Próbką 200.100.F.C.2, opis w tekście.

Próbka 200.100.F.C.2 zniszczyła się w trakcie wzrostu obciążenia w 14-tym cyklu, przy sile na tłoku 65,671 kN (21,43 kNm). Próbka zniszczyła się przez nagłe całkowite odspojenie taśmy CFRP od dwuteownika stalowego na styku stal-klej. Na powierzchni kleju widoczne są niedokładności w doklejeniu taśmy do dwuteownika, mogące mieć znaczny wpływ na wytrzymałość skleiny. Dwuteownik stalowy nie uszkodził się. Na zdjęciu 4.13 przedstawiono widok zniszczonej próbki 200.100.F.C.2.

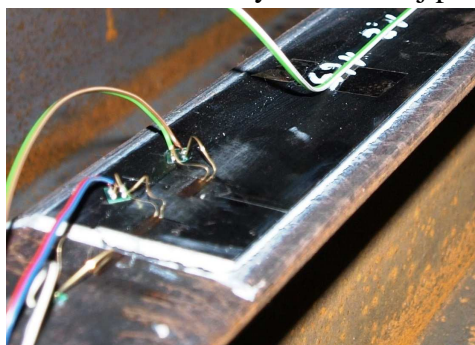
Próbki typu 200.100.F.C zniszczyły się w przy różnych poziomach obciążenia, ze średnią siłą niszczącą 70,18 kN (22,81 kNm). Wartość średniej siły niszczącej w tym przypadku jest niższa o 7,6% od średniej siły, przy której niszczyły się niewzmocnione dwuteowniki. Rozrzut wyników siły niszczącej na poziomie 12,8% pomiędzy najsłabszą a najmocniejszą próbką pokazuje niezadowalającą powtarzalność wyników w tej grupie próbek.



Zdj.4.14. Próbką 165.120.F.A.1, opis w tekście.

Próbka 165.120.F.A.1 zniszczyła się w trakcie wzrostu obciążenia w 18-tym cyklu, przy sile na tłoku 87,399 kN (28,40 kNm). Próbka zniszczyła się przez lokalne wyboczenie półki górnej belki w miejscu przyłożenia sił. Taśma CFRP nie uległa odspojeniu. Na zdjęciu 4.14 przedstawiono widok zniszczonej próbki 165.120.F.A.1.

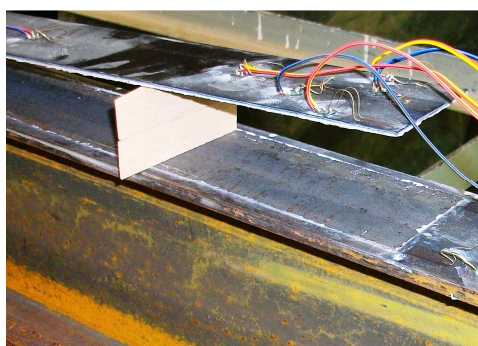
Próbka 165.120.F.A.2 zniszczyła się w trakcie wzrostu obciążenia w 16-tym cyklu, przy sile na tłoku 79,93kN (25,98kN). Próbka zniszczyła się przez częściowe odspojenie taśmy CFRP na jednym z końców. Zniszczenie taśmy CFRP było postępujące. Za zniszczenie układu przyjęto początek odspajania się taśmy CFRP w 16-tym cyklu. Odspojenie to było powiązane z częściowym podłużnym zerwaniem taśmy. Taśma pękła wzdłuż na długości około 50% i odspoiła się na 2/3 swojej szerokości. Początkowo, taśma pękła co słychać było podczas badania, a następnie zaczęła się odspajać. Badanie zakończono na 17-tym cyklu przy sile 85 kN (27,62 kNm) ponieważ po przekroczeniu 80 kN, dwuteownik zaczął się uplastyczniać. Pozostała część taśmy, nadal współpracowała w przenoszeniu obciążeń. Na zdjęciu 4.15 przedstawiono widok końca skleiny zniszczonej próbki 165.120.F.A.2.



Zdj.4.15. Próbką 165.120.F.A.2, opis w tekście.

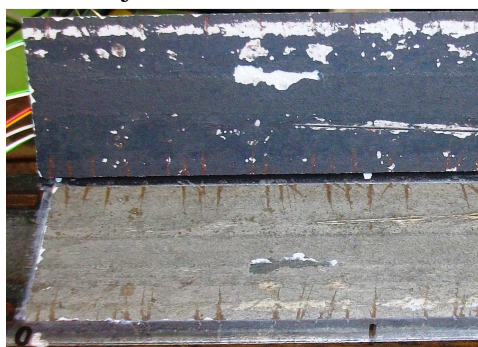
Próbki typu 165.120.F.A zniszczyły się w przy różnych poziomach obciążenia, ze średnią siłą niszczącą 83,66 kN (27,19 kNm). Wartość siły niszczącej w tym przypadku jest wyższa o 10,1% od siły, przy której zniszczyły się niewzmocnione dwuteowniki. Rozrzut wyników siły niszczącej na poziomie niespełna 10% pomiędzy najsłabszą a najmocniejszą próbką pokazuje zadowalającą powtarzalność wyników w tej grupie próbek. Słabsza z próbek w tej grupie, przeniosła siłę równą najmocniejszej próbki z niewzmocnionej. Druga z próbek przeniosła siłę wyższą od każdej z próbek niewzmocnionych.

Próbka 200.120.Z.A.1 zniszczyła się w trakcie wzrostu obciążenia w 16-tym cyklu, przy sile na tłoku 76,394 kN (24,83 kNm). Próbka zniszczyła się przez nagłe odspojenie taśmy CFRP od dwuteownika stalowego na styku stal-klej. Odspojenie rozpoczęło się na jednym z końców taśmy i objęło 90% długości skleiny. Dwuteownik stalowy nie uległ uszkodzeniu. Na zdjęciu 4.16 przedstawiono widok końca odspojonej taśmy zniszczonej próbki 200.120.Z.A.1.



Zdj.4.16. Próbka 200.120.Z.A.1, opis w tekście.

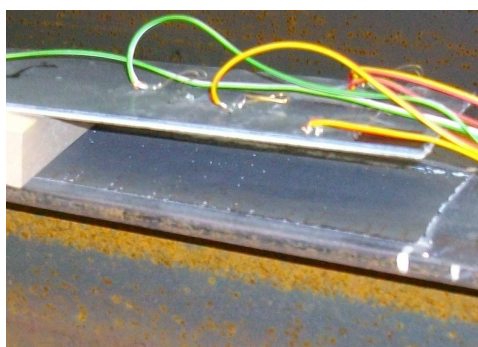
Próbka 200.120.Z.A.2 zniszczyła się w trakcie wzrostu obciążenia w 15-tym cyklu, przy sile na tłoku 70,886 kN (23,04 kNm). Próbka zniszczyła się przez nagłe, całkowite odspojenie taśmy CFRP od dwuteownika stalowego na styku stal-klej. Dwuteownik stalowy nie uległ zniszczeniu. Na powierzchni klejonej taśmy zauważalne są niewielkie powierzchnie niedoklejenia taśmy do dwuteownika. Na zdjęciu 4.17 przedstawiono widok końca skleiny zniszczonej próbki 200.120.Z.A.2 z widocznymi miejscami na powierzchni kleju, które nie przykleiły się do powierzchni stalowej.



Zdj.4.17. Próbka 200.120.Z.A.2, opis w tekście.

Próbka 200.120.Z.A.3 zniszczyła się w trakcie wzrostu obciążenia w 15-tym cyklu, przy sile na tłoku 73,743 kN (23,97 kNm). Próbka zniszczyła się przez nagłe odspojenie taśmy CFRP od dwuteownika stalowego na styku stal-klej. Odspojenie rozpoczęło się na jednym z końców taśmy i objęło około 90% długości skleiny. Dwuteownik stalowy nie uległ

zniszczeniu. Na zdjęciu 4.18 przedstawiono widok końca odspojonej taśmy od półki próbki 200.120.Z.A.3.



Zdj.4.18. Próbka 200.120.Z.A.3, opis w tekście.

Wszystkie próbki typu 200.120.Z.A zniszczyły się w przy podobnym poziomie obciążenia, ze średnią siłą niszczącą 73,674 kN (23,94 kNm). Wartość średniej siły niszczącej w tym przypadku jest o 3% niższa od średniej siły, przy której niszczyły się niewzmocnione dwuteowniki. Poziom sił niszczącej jest bardzo zbliżony. Rozrzut wyników siły niszczącej na poziomie 7,5% pomiędzy najsłabszą a najmocniejszą próbką pokazuje zadowalającą powtarzalność wyników w tej grupie próbek.



Zdj.4.19. Próbka 200.120.F.A.1, opis w tekście.

Próbka 200.120.F.A.1 zniszczyła się w trakcie wzrostu obciążenia w 19-tym cyklu, przy sile na tłoku 91,822 kN (29,84 kNm). Próbka zniszczyła się przez nagłe całkowite odspojenie taśmy CFRP od dwuteownika stalowego na styku stal-klej. W miejscu przyłożenia sił obciążenia uwidoczniły się ślady mogące świadczyć o postępującym uplastycznieniu półki górnej dwuteownika, co potwierdza zachowanie belki po odspojeniu taśmy. Po nagłym odspojeniu taśmy CFRP belka stalowa uplastyczniła się. Na zdjęciu 4.19 przedstawiono widok zniszczonej próbki 200.120.F.A.1.

Próbka 200.120.F.A.2 zniszczyła się w trakcie wzrostu obciążenia w 19-tym cyklu, przy sile na tłoku 93,017 kN (30,23 kN). Próbka zniszczyła się przez lokalne wyboczenie półki górnej belki w miejscu przyłożenia sił. Taśma CFRP nie uległa odspojeniu. Na zdjęciu 4.20 przedstawiono widok zniszczonej próbki 200.120.F.A.2.



Zdj.4.20. Próbka 200.120.F.A.2, opis w tekście.

Próbka 200.120.F.A.3 zniszczyła się w trakcie wzrostu obciążenia w 19-tym cyklu, przy sile na tłoku 90,472 kN (29,40 kN). Próbka zniszczyła się przez lokalne wyboczenie półki górnej belki w miejscu przyłożenia sił. Taśma CFRP nie uległa odspojeniu. Na zdjęciu 4.21 przedstawiono widok zniszczonej próbki 200.120.F.A.3.



Zdj.4.21. Próbka 200.120.F.A.3, opis w tekście.

Wszystkie próbki typu 200.120.F.A zniszczyły się w przy podobnym poziomie obciążenia, ze średnią siłą niszczącą 91,75 kN (29,82 kNm). Wartość średniej siły niszczącej w tym przypadku jest wyższa o 20,8% od średniej siły, przy której niszczyły się niewzmocnione dwuteowniki. Rozrzut wyników siły niszczącej na poziomie niespełna 3% pomiędzy najsłabszą a najmocniejszą próbką pokazuje bardzo wysoką powtarzalność wyników w tej grupie próbek.

4.3.2. Wytrzymałość układu stal – klej – taśma

Analizując możliwe sposoby zniszczenia próbek należy ustanowić definicję zniszczenia. W konstrukcjach inżynierskich rozpatrujemy dwa podstawowe stany graniczne – stan graniczny nośności (SGN/ULS) oraz stan graniczny użyteczności (SGU/SLS).

Pierwszy stan (SGN), odnosi się do bezpieczeństwa konstrukcji. Stan ten polega na zniszczeniu całego układu lub jednego z elementów tego układu po przekroczeniu wartości sił wewnętrznych, które cały układ lub jego elementy są w stanie przenieść (utrata równowagi konstrukcji lub jakiegokolwiek jej części [181]). W tym przypadku, struktura wzmocnienia mogła ulec awarii po przekroczeniu naprężeń granicznych w kleju, który zakładany jest jako najsłabszy w całym układzie wzmocnienia, stali lub taśmie kompozytowej. Efektami przekroczenia naprężeń w SGN przy wzmacnianiu elementów stalowych przyklejanymi materiałami kompozytowymi CFRP mogą być zniszczenie adhezyjne (odspojenie) na granicy stal – klej lub CFRP – klej, zniszczenie kohezyjne (wewnątrz kleju), rozwarstwienie wewnątrz kompozytu (delaminacja CFRP), zerwanie CFRP oraz płynięcie stali.

Drugi stan (SGU), odnosi się do funkcji konstrukcji lub elementów konstrukcji w warunkach zwykłego użytkowania [181]. W tym przypadku struktura wzmocnienia mogła osiągnąć SGU po przekroczeniu dopuszczalnego ugięcia wzmacnianego elementu konstrukcji. Stan graniczny użyteczności nie był rozpatrywany w niniejszej pracy. Taśma kompozytowa, przy swoim niewielkim, w stosunku do wzmacnianego elementu, przekroju poprzecznym, ma znikomy wpływ na wzrost sztywności przekroju wzmacnianego.

W badaniach laboratoryjnych określono siły niszczące dwuteowniki niewzmocnione oraz wzmocnione. Określone zostały również sposoby zniszczenia. Zestawienie wyników sił niszczących układ wzmocnienia przedstawiono w tabeli 4.6.

Tabela 4.6. Zestawienie sił niszczących i sposobów zniszczenia

Lp.	Oznaczenie próbki	Siła maksymalna [kN]	F_{sr} [kN]	Odchylenie standardowe [kN]	$F_{sr.95\%}$ [kN]	Rodzaj zniszczenia
1	Referencyjna 1	76,242				uplastycznienie stali
2	Referencyjna 2	75,952	75,965	0,271	75,518	uplastycznienie stali
3	Referencyjna 3	75,701				uplastycznienie stali
4	200.80.F.A.1	59,935	55,069	6,882	43,714	odspojenie taśmy
5	200.80.F.A.2	50,203				odspojenie taśmy
6	200.100.F.A.1	64,185	73,066	12,560	52,343	odspojenie taśmy
7	200.100.F.A.2	81,947				odspojenie taśmy
8	200.100.F.B.1	84,178	77,706	9,153	62,602	płynięcie stali
9	200.100.F.B.2	71,233				odspojenie taśmy
10	200.100.F.C.1	74,684	70,178	6,373	59,662	odspojenie taśmy
11	200.100.F.C.2	65,671				odspojenie taśmy
12	165.120.F.A.1	87,399	83,665	5,281	74,950	uplastycznienie stali
13	165.120.F.A.2	79,930				odspojenie taśmy
14	200.120.Z.A.1	76,394				odspojenie taśmy
15	200.120.Z.A.2	70,886	73,674	2,755	69,129	odspojenie taśmy
16	200.120.Z.A.3	73,743				odspojenie taśmy
17	200.120.F.A.1	91,822				uplastycznienie stali
18	200.120.F.A.2	93,017	91,770	1,273	89,669	uplastycznienie stali
19	200.120.F.A.3	90,472				uplastycznienie stali

W przypadku niewzmocnionych dwuteowników stalowych określono jako zniszczenie przekroczenie granicy plastyczności. Próbki uplastyczniały się po obciążeniu średnio siłą 75,965 kN (24,7 kNm). Obciążenie to wywoływało naprężenia w przekroju na poziomie 303 MPa, co potwierdza wartości granicy plastyczności przedstawione w certyfikatach materiałowych dwuteowników stalowych.

Próbki typu 200.80. F.A niszczyły się poprzez odspojenie taśmy. Średnia siła niszcząca na poziomie 55,07 kN (17,90 kNm) wywoływała naprężenie w stali znacznie poniżej granicy plastyczności stali. Za zniszczenie próbek wzmocnionych w tym przypadku odpowiadało przekroczenie naprężeń w kleju na końcu wzmocnienia. Układ ulegał zniszczeniu przy obciążeniu o 27% niższym niż w przypadku dwuteowników niewzmocnionych.

Próbki typu 200.100. F.A niszczyły się poprzez odspojenie taśmy. Średnia siła niszcząca na poziomie 73,07 kN (23,75 kNm) wywoływała naprężenie w stali na poziomie 284 MPa w górnej półce oraz 263 MPa w półce dolnej. Naprężenia w dolnej krawędzi taśmy CFRP osiągały wartości w granicach 271 MPa. Widać zatem, że za zniszczenie próbek wzmocnionych w tym przypadku odpowiadały przekroczone naprężenia w kleju. Struktura ulegała zniszczeniu przy obciążeniu niższym niż w przypadku dwuteowników niewzmocnionych, jednakże widoczne było ograniczenie naprężeń w stali dwuteownika w stosunku do próbki niewzmocnionej.

Próbki typu 200.100.F.B niszczyły się zarówno poprzez uplastycznienie w przekroju stali, jak i odspojenie taśmy kompozytowej. W przypadku próbki zniszczonej przez odspojenie taśmy, siła niszcząca na poziomie 71,233 kN (23,15 kNm) wywoływała naprężenie w stali na poziomie 277 MPa w górnej półce oraz 256 MPa w półce dolnej.

Naprężenia w dolnej krawędzi taśmy CFRP osiągały wartości w granicach 266 MPa. Za zniszczenie próbki w tym przypadku odpowiadały przekroczone naprężenia w kleju. W przypadku drugiej z próbek, siła 84,178 kN (27,36 kNm) wywołała uplastycznienie stali w górnej półce (327 MPa) oraz naprężenia na poziomie 303 MPa w półce dolnej. Naprężenia w dolnej krawędzi taśmy CFRP osiągały wartości w granicach 315 MPa. Poziom średniej siły niszczącej był o 2,3% wyższy w stosunku do dwuteowników niewzmocnionych.

Próbki typu 200.100.F.C niszczyły się poprzez odspojenie taśmy. Średnia siła niszcząca na poziomie 70,18 kN (22,81 kNm) wywoływała naprężenie w stali na poziomie 273 MPa w górnej półce oraz 252 MPa w półce dolnej. Naprężenia w dolnej krawędzi taśmy CFRP osiągały wartości w granicach 264 MPa. Próbki zniszczyły się z powodu przekroczenia naprężeń w kleju. Układ ulegał zniszczeniu przy obciążeniu niższym niż w przypadku dwuteowników niewzmocnionych, jednakże widoczne było ograniczenie naprężeń w stali dwuteownika w stosunku do próbki niewzmocnionej.

Próbki typu 165.120.F.A niszczyły się zarówno poprzez uplastycznienie w przekroju stali, jak i odspojenie taśmy kompozytowej. W przypadku próbki zniszczonej przez odspojenie taśmy, siła niszcząca na poziomie 79,93 kN (25,977 kNm) wywoływała naprężenie w stali na poziomie 330 MPa w górnej półce oraz 306 MPa w półce dolnej. Naprężenia w dolnej krawędzi taśmy CFRP osiągały wartości w granicach 315 MPa. Za zniszczenie próbki w tym przypadku odpowiadały przekroczone naprężenia w kleju, chociaż również naprężenia w górnej półce oscylowały w pobliżu umownej granicy plastyczności. W przypadku drugiej z próbek, siła 87,4 kN (28,4 kNm) wywołała naprężenia w stali na poziomie 341 MPa w górnej półce oraz 321 MPa w półce dolnej. Naprężenia w dolnej krawędzi taśmy CFRP osiągały wartości w granicach 330 MPa. Naprężenia w stali przekroczyły umowną granicę plastyczności. Poziom średniej siły niszczącej był o 8% wyższy w stosunku do dwuteowników niewzmocnionych.

Próbki typu 200.120.Z.A niszczyły się poprzez odspojenie taśmy. Średnia siła niszcząca na poziomie 73,674 kN (23,94 kNm) wywoływała naprężenie w stali na poziomie 287 MPa w górnej półce oraz 265 MPa w półce dolnej. Naprężenia w dolnej krawędzi taśmy CFRP osiągały wartości w granicach 273 MPa. Zatem za zniszczenie próbek wzmocnionych w tym przypadku odpowiadały przekroczone naprężenia w kleju. Układ ulegał zniszczeniu przy obciążeniu niższym niż w przypadku dwuteowników niewzmocnionych, natomiast widoczne jest ograniczenie naprężeń w półce górnej dźwigara, które nie pozwoliło na przekroczenie granicy plastyczności stali.

Próbki typu 200.120.F.A niszczyły się poprzez uplastycznienie w przekroju stali. Średnia siła niszcząca na poziomie 91,8 kN (29,83 kNm) wywoływała naprężenie w stali na poziomie 357 MPa w górnej półce oraz 330 MPa w półce dolnej. Naprężenia w dolnej krawędzi taśmy CFRP osiągały wartości w granicach 340 MPa. Zastosowanie odwrotnego fazowania taśmy i wpływ kleju na końcu wpłynęły na zmianę sposobu zniszczenia próbek, który tym razem polegał na przekroczeniu naprężeń ściskających w górnej półce dźwigara w miejscach przyłożenia sił skupionych. Poziom średniej siły niszczącej był o 20,8% wyższy w stosunku do dwuteowników niewzmocnionych.

Analizując wytrzymałość wszystkich układów wzmocnienia, najlepsze wartości osiągnięto w przypadku wzmocnienia taśmami długości 1,20 m z odwrotnym fazowaniem taśmy i wpływem kleju. Wytrzymałość układów wzmocnienia w przypadku taśm długości

1,20 m zarówno o modułach 168 GPa i 210 GPa była wyższa niż w przypadku dwuteowników niewzmocnionych. Widoczny prym w wytrzymałości wiodą jednak próbki typu 200.120.F.A, które osiągnęły średnią siłę niszczącą o prawie 21% wyższą w stosunku do dwuteowników niewzmocnionych.

4.3.3. Wytrzymałość skleiny w zależności od typu zakończenia

W badaniach drugiego etapu próbki przygotowano w dwóch układach zakończenia taśmy i kleju. Trzy próbki miały zakończenia typu zwykłego (200.120.Z.A.1÷3), a pozostałe 13 próbek miało zakończenia taśmy odwrotnie fazowane z wpływem kleju.

Do porównania wytrzymałości systemu w zależności od kształtu zakończenia skleiny i taśmy przyjęto próbki oznaczone 200.120.F.A.1÷3. Próbki te zostały wzmocnione taśmami o tym samym module sprężystości (≥ 210 GPa) oraz tej samej długości (1,20 m) i grubości (1,4 mm). Zakładane grubości kleju porównywanych próbek również miały podobne wartości. Średnia grubość kleju próbek z zakończeniem zwykłym wyniosła 0,67 mm, a odwrotnie fazowanych z wpływem kleju 0,62 mm. Co więcej, te sześć próbek zostało wykonanych w tym samym czasie oraz w tym samym czasie zostały poddane badaniom.

Próbki, ze zwykłym zakończeniem układu wzmocnienia, osiągnęły średnią wytrzymałość na poziomie 73,7 kN oraz nieco powyżej 69 kN przy prawdopodobieństwie wystąpienia 95%. Odchylenie wyników wytrzymałości układu od średniej było poniżej 4%. Próbki niszczyły się poprzez odspojenie taśmy kompozytowej na granicy klej-stal.

Próbki z zakończeniem taśmy odwrotnie fazowanym z wpływem, osiągnęły średnią wytrzymałość na poziomie 91,8 kN oraz nieco powyżej 89,6 kN przy prawdopodobieństwie wystąpienia 95%. Odchylenie wyników wytrzymałości układu od średniej było poniżej 1,5%. Odspojenie taśmy wystąpiło w przypadku jednej z próbek. Dwie pozostałe zniszczyły się poprzez lokalne wyboczenie górnej półki.

Porównując te dwa typy zakończeń wzmocnienia, osiągnięto wytrzymałość wzmocnienia o 29,6% wyższą na korzyść zakończenia taśmy odwrotnie fazowanego z wpływem kleju.

4.3.4. Wytrzymałość skleiny w zależności od modułu sprężystości taśmy CFRP

W drugim etapie badań rozpatrywano również wpływ modułu sprężystości taśmy na wytrzymałość układu wzmocnienia. Zbadano próbki wzmocnione taśmami o dwóch modułach sprężystości. Czternaście próbek wzmocniono taśmami o module sprężystości ≥ 210 GPa, a dwie z próbek taśmami o module sprężystości ≥ 168 GPa (165.120.F.A.1÷2).

Do porównania wytrzymałości systemu w tym przypadku przyjęto próbki oznaczone 200.120.F.A.1÷3 oraz 165.120.F.A.1÷2. Próbki te zostały wzmocnione taśmami o różnym module sprężystości, ale tym samym typie zakończenia taśmy, tej samej długości taśmy (1,20 m), identycznej grubości taśmy (1,4 mm) i porównywalnej grubości kleju. Średnia grubość kleju próbek z taśmą wysokomodułową (≥ 210 GPa) wyniosła 0,62 mm, a z taśmą o średnim module (≥ 168 GPa), 0,67 mm.

Próbki, wzmocnione taśmą o module sprężystości ≥ 168 GPa, osiągnęły średnią wytrzymałość na poziomie 83,6 kN oraz nieco powyżej 74,9 kN przy prawdopodobieństwie wystąpienia 95%. Pierwsza z próbek uległa zniszczeniu po osiągnięciu siły na tłoku 87,4 kN. Druga z próbek z taśmą średnio-modułową uległa zniszczeniu przy sile 79,9 kN. Odchylenie wyników wytrzymałości układu od średniej było na poziomie 4,46%.

Próbki z taśmą wysokomodułową zniszczone zostały siłą na poziomie 89,6 kN przy prawdopodobieństwie wystąpienia 95%. Porównując zatem wpływ modułu sprężystości na nośność układu, osiągnięto wytrzymałość wzmocnienia o 19,56% wyższą na korzyść taśmy o wyższym module sprężystości.

W tym miejscu, występuje dodatkowa możliwość porównania wytrzymałości układów wzmocnienia o tych samych długościach taśm, pomierzonych średnich grubościach klejów (0,67 mm), ale o różnych modułach (≥ 168 GPa oraz ≥ 210 GPa) i różnych zakończeniach układów wzmocnienia. Do porównania wzięto próbki typu 200.120.Z.A.1÷3 oraz 165.120.F.A.1÷2.

Wszystkie trzy próbki ze zwykłym zakończeniem złącza i taśmą wysokomodułową uległy zniszczeniu. Ich średnia wytrzymałość przy prawdopodobieństwie wystąpienia 95% wyniosła nieco powyżej 69 kN. Próbki, wzmocnione taśmą o średnim module sprężystości, ale odwrotnie fazowanym zakończeniem taśmy z wypływem kleju osiągnęły średnią wytrzymałość 74,9 kN przy prawdopodobieństwie wystąpienia 95%. Dodatkowo, w przypadku jednej z nich taśma kompozytowa nie uległa odspojeniu mimo zniszczenia dwuteownika. Porównując zatem te dwa typy próbek, uzyskano wytrzymałość wzmocnienia o 8,4% wyższą na korzyść taśmy średnio-modułowej, ale z odwrotnie fazowanym zakończeniem taśmy i wypływem kleju.

4.3.5. Wytrzymałość skleiny w zależności od grubości warstwy kleju

Kolejnym zagadnieniem badanym w kierunku określenia wpływu na wytrzymałość układu wzmocnienia było zróżnicowanie grubości warstw kleju w próbkach. Zastosowano trzy grubości warstwy kleju przy wzmacnianiu stalowych dwuteowników taśmami CFRP. Próbki oznaczone literą A, miały średnie grubości warstwy kleju w granicach 0,65 mm (12 próbek). Próbki oznaczone literą B, miały zakładaną średnią grubość warstwy kleju 1,30 mm (2 próbki). Natomiast próbki oznaczone literą C, miały zakładaną średnią grubość warstwy kleju 1,75 mm (2 próbki).

Do porównania wytrzymałości struktury w zależności od grubości warstwy kleju przygotowano sześć próbek. Próbki wzmocniono taśmami o tym samym module sprężystości (≥ 210 GPa), tej samej długości (1,00 m) i tym samym typie zakończenia taśmy i kleju (odwrotnie fazowany z wypływem) oraz identycznej grubości taśmy CFRP (1,4mm). Próbki oznaczono 200.100.F.A.1÷2 (warstwa kleju średniej grubości 0,67 mm), 200.100.F.B.1÷2 (1,30 mm) oraz 200.100.F.C.1÷2 (1,76 mm).

Pięć z sześciu próbek uległo zniszczeniu, polegającym na odspojeniu taśmy. W jednej z próbek taśma się nie odspoiła. Uplastyczyła się stal dwuteownika po osiągnięciu siły 84,18 kN. W jej przypadku, siłę tę określono jako niszczącą.

Próbki ze średnią grubością warstwy kleju 0,67 mm, osiągnęły średnią wytrzymałość układu na poziomie siły o wartości 73 kN, jednak odchylenie od średniej pojedynczych próbek wyniosło 10,8% (najwięcej ze wszystkich zbadanych w całym drugim etapie). Przy prawdopodobieństwie wystąpienia 95% daje to wartość wytrzymałości na poziomie 52,3 kN. Obie próbki uległy zniszczeniu przez zerwanie taśmy.

Próbki ze średnią grubością warstwy kleju 1,30 mm, osiągnęły średnią wytrzymałość struktury na poziomie siły o wartości 77,7 kN, z odchyleniem od średniej pojedynczych

próbek 8,3%. Przy prawdopodobieństwie wystąpienia 95% daje wartość wytrzymałości na poziomie 62,6 kN. Wynika to między innymi z faktu, że taśma na jednej z próbek nie odspoiła się po osiągnięciu siły ponad 84 kN. W przypadku drugiej próbki, taśma odspoiła się przy sile 71 kN.

Obie próbki ze średnią grubością warstwy kleju 1,76 mm uległy zniszczeniu przez odspojenie taśmy. Osiągnęły średni poziom siły niszczącej 70,2 kN, ale przy odchyleniu wyników od średniej o 6,4%, daje to wytrzymałość średnią układu z prawdopodobieństwem wystąpienia 95% na poziomie 59,7 kN.

Najlepsze wyniki osiągnięto przy próbkach ze średnią grubością warstwy kleju 1,3 mm, zarówno w przypadku wartości wytrzymałości średniej oraz wytrzymałości przy prawdopodobieństwie wystąpienia 95%. Natomiast w przypadku próbek z klejem o grubości 0,67 mm, wyższa wytrzymałość średnia w stosunku do wytrzymałości próbek z klejem 1,76 mm, traci swoje znaczenie z powodu dużych rozrzutów wyników. Ostatecznie, w przypadku wartości wytrzymałości przy prawdopodobieństwie wystąpienia 95% lepiej wypadły próbki z klejem o grubości 1,76 mm w stosunku do tych z klejem o grubości 0,67 mm.

Ostatecznie porównując próbki z klejem o różnych grubościach stwierdzono, że w przypadku wartości wytrzymałości przy prawdopodobieństwie wystąpienia 95%, w stosunku do próbek A, próbki C dały wyniki wytrzymałości o 14% wyższe, a próbki B o 19,6% wyższe.

4.3.6. Wytrzymałość skleiny w zależności od długości taśmy kompozytowej

Ostatnim badanym zagadnieniem było zróżnicowanie długości przyklejanych taśm. Zastosowano trzy długości taśm wzmacniających stalowe dwuteowniki – 0,80 m, 1,00 m oraz 1,20 m.

Do porównania wytrzymałości systemu w zależności od długości taśmy przygotowano sześć próbek. Próbki wzmocniono taśmami o tym samym module sprężystości (≥ 210 GPa), tym samym typie zakończenia taśmy i kleju (odwrotnie fazowany z wpływem), identycznej grubości taśmy CFRP (1,4 mm) oraz zbliżonej średniej grubości warstwy kleju ($0,62 \pm 0,67$ mm). Próbki oznaczono 200.80.F.A.1÷2 (taśma 0,80 m), 200.100.F.A.1÷2 (taśma 1,00 m) oraz 200.120.F.A.1÷3 (taśma 1,20 m).

Próbki z przyklejonymi taśmami o długości 0,80 m, osiągnęły średnią wytrzymałość struktury na poziomie 55kN, z odchyleniem od średniej pojedynczych próbek 8,8%. To przy prawdopodobieństwie wystąpienia 95% daje wartość wytrzymałości na poziomie 43,7 kN. Obie próbki uległy zniszczeniu przez odspojenie taśmy.

Próbki z przyklejonymi taśmami o długości 1,00 m, osiągnęły średnią wytrzymałość układu na poziomie 73 kN, z odchyleniem od średniej pojedynczych próbek 10,8%. To przy prawdopodobieństwie wystąpienia 95% daje wartość wytrzymałości na poziomie 52,3 kN. Próbki uległy zniszczeniu przez odspojenie taśmy.

Próbki z przyklejonymi taśmami o długości 1,20 m, osiągnęły średnią wytrzymałość na poziomie 91,8 kN, z odchyleniem od średniej pojedynczych próbek do 1,46%. To przy prawdopodobieństwie wystąpienia 95% daje wartość wytrzymałości na poziomie 89,6 kN. Jedna z próbek uległa zniszczeniu przez odspojenie taśmy, a dwie pozostałe przez uplastycznienie stali powodujące lokalne wyboczenie półki górnej dwuteowników.

Porównując próbki w odniesieniu do długości taśm, w przypadku taśm 1,20 m osiągnięto wytrzymałość wzmocnienia o 71,2% wyższą, w stosunku do próbek z taśmami długości 1,00 m oraz wyższą o 105,0%, w stosunku do próbek z taśmami długości 0,80 m. Taśmy o długości 1,00 m wykazały w stosunku do taśm o długości 0,80 m wzrost wytrzymałości wzmocnienia o 19,7%.

W tym miejscu, nie sposób się odnieść do wytrzymałości próbek z taśmami o długości 1,00 m (200.100.F.A.1÷2) i 0,80 m (200.80.F.A.1÷2) do próbek z taśmami o długości 1,20 m, ale tych ze zwykłym zakończeniem (200.120.Z.A.1÷3) oraz niższym modułem sprężystości taśmy (165.120.F.A.1÷2). Również w tych przypadkach, długość taśmy 1,20 m dała wyższe wyniki wytrzymałości. Taśmy z modułem ≥ 210 GPa i zwykłym zakończeniem, dały średnią wytrzymałość wyższą o 32,0% w stosunku do próbek z taśmami długości 1,00 m oraz o 55,0% w stosunku do próbek z taśmami długości 0,80 m. Taśmy z modułem sprężystości ≥ 168 GPa, ale identycznym zakończeniem, dały średnią wytrzymałość wyższą o 46,2% w stosunku do próbek z taśmami długości 1,00 m oraz o 75,1% w stosunku do próbek z taśmami długości 0,80 m.

4.3.7. Zachowanie złącza

Wzmocnione dwuteowniki stalowe zostały oklejone tensometrami elektrooporowymi na powierzchni dolnej półki stalowej i przyklejonej taśmy CFRP. Tensometry przyklejono w celu rozpoznania wykresu odkształceń taśmy CFRP i półki stalowej podczas obciążania belek. Odkształcenia w taśmie CFRP wykorzystano do wyznaczenia średnich naprężeń ścinających w skleinie. Schemat rozmieszczenia tensometrów na wzmocnionych belkach przedstawiony został w Rozdziale 3.5.2 na rysunkach 3.6÷3.13. Celem stworzenia profili odkształceń i naprężeń w skleinie było zrozumienie zachowania wiązania CFRP do stali. Pomierzone odkształcenia były najwyższe w połowie rozpiętości belek i zmniejszały się w kierunku końców taśmy CFRP. Takie zachowanie było oczekiwane ze względu na przyłożenie sił w pobliżu środka rozpiętości belek.

Na podstawie odkształceń pomierzonych tensometrycznie określono średnie naprężenia ścinające w kleju. Wykres naprężeń w kleju określony na podstawie pomiarów tensometrycznych, wykazał występowanie maksymalnych naprężeń ścinających w skleinie w pobliżu końców taśmy CFRP, a najniższych w środku rozpiętości taśmy. Wyższe naprężenia ścinające na końcach taśmy zostały zainicjowane przez siły odrywające. Siły te wystąpiły w złączu z powodu zginania belek. Przyłożone siły skupione znajdowały się w połowie rozpiętości próbek. Maksymalny moment zginający występował w obszarze pomiędzy siłami skupionymi. Obszar ten był obszarem czystego zginania w belce. Materiał CFRP miał za zadanie przenieść większość przyłożonego do belek obciążenia w połowie rozpiętości. Siły w taśmach CFRP zostały wywołane przez siły przeniesione z belek stalowych przez warstwę kleju. Ponieważ obciążenie było stale aplikowane podczas badania, siły w taśmie CFRP wywoływały siły odrywające w kleju, a te powodowały naprężenia ścinające w warstwie klejącej. Średnie naprężenia ścinające (odczytane na podstawie pomierzonych odkształceń) miały największą wartość na końcach taśm CFRP z powodu przejścia z przekroju wzmocnionego na niewzmocniony. Kiedy siły w CFRP na końcach taśm osiągały nośność na ścinanie kleju, taśmy wzmacniające odspajały się od powierzchni stalowej.

Wykresy odkształceń na długości taśm CFRP wyznaczono w przypadku próbek oznaczonych jako: 3.200.80.F.A.1, 3.200.100.F.A.1, 3.200.100.F.B.1, 3.200.100.F.C.1, 3.200.120.F.A.1-3, 3.200.120.Z.A.1-3 oraz 3.165.120.F.A.1. Na podstawie wykresów odkształceń wyznaczono następnie wykresy średnich naprężeń ścinających w kleju. W przypadku wszystkich badanych belek określono na podstawie odczytów z czujników tensometrycznych wartości odkształceń na końcach taśm kompozytowych. Na ich podstawie określono wartości średnich naprężeń ścinających w skleinie w tym obszarze. Wykresy odkształceń są pokazane jako punktowe wartości odkształceń w przypadku 20, 40, 60, 80 i 100% siły niszczącej układ wzmocnienia. Wszystkie wzmocnione taśmami CFRP belki były oklejone tensometrami elektrooporowymi na taśmie CFRP i w kilku punktach na powierzchni stalowej. Jednakże, tensometry do zbadania wykresu odkształceń na długości taśmy, co najmniej od środka taśmy do jej zakończenia, przyklejono na 11 belkach.

Różnica w odkształceniach od rozciągania pomiędzy dwoma punktami pomiarowymi musi być zrównoważona siłą ścinającą działającą pomiędzy taśmą CFRP i podłożem stalowym. Średnie naprężenie ścinające może być zatem określone pomiędzy dwoma tensometrami jako [182]:

$$\tau_{av} = E_{FRP} t_{FRP} \frac{\Delta\varepsilon}{\Delta l} \quad (4.8)$$

gdzie:

E_{FRP} – moduł sprężystości taśmy kompozytowej,

t_{FRP} – grubość taśmy kompozytowej,

$$\Delta\varepsilon = \varepsilon_2 - \varepsilon_1 \quad (4.9)$$

$\Delta\varepsilon$ – różnica odkształceń dwóch przyległych tensometrów,

$$\Delta l = x_2 - x_1 \quad (4.10)$$

Δl – odległość pomiędzy dwoma przyległymi tensometrami.

Podłużne odkształcenie na końcu taśmy CFRP założono jako równe zero, aby obliczyć średnie naprężenie ścinające pomiędzy końcem taśmy a przyległym tensometrem. W obliczeniach założono moduł sprężystości CFRP równy $E_{FRP} = 168$ GPa w taśmach średniomodułowych

i $E_{FRP} = 210$ GPa w taśmach wysokomodułowych. Grubość taśm wynosiła w obu przypadkach $t_{FRP} = 1,4$ mm. Wartości maksymalnych średnich naprężeń ścinających przed uplastycznieniem kleju w złączu i następującym po nim odspojeniu taśmy oraz maksymalne przeniesione naprężenie w kleju przy próbkach, w których nie wystąpiło odspojenie taśmy zestawiono w tabeli 4.7.

Większość profili odkształceń wzdłuż długości taśmy CFRP było typowych, jak pokazano na rysunkach 4.1÷4.4, 4.6, 4.8, 4.10. Wykazywały najwyższe odkształcenia w obszarze czystego zginania w środku rozpiętości belki i najniższe na końcach taśm CFRP. Zniszczenie przez odspojenie taśmy można zaobserwować w przesunięciu odkształceń

w profilu od chwili, w której klej nie zapewnia dalszego mocowania CFRP do powierzchni stalowej belki. Profile takie przedstawiono na rysunkach 4.5, 4.7, 4.9, 4.11. Zniszczenie może nastąpić przy dowolnym obciążeniu, gdy naprężenia odrywające na końcu taśmy przekraczają wartość dopuszczalnej wytrzymałości na ścinanie kleju. Obciążenia nadal mogą być przenoszone przez wzmocnioną belkę, jeżeli inne obszary kompozytu CFRP są zespolone ze stalą, aż do chwili przekroczenia naprężeń w kleju w tych obszarach.

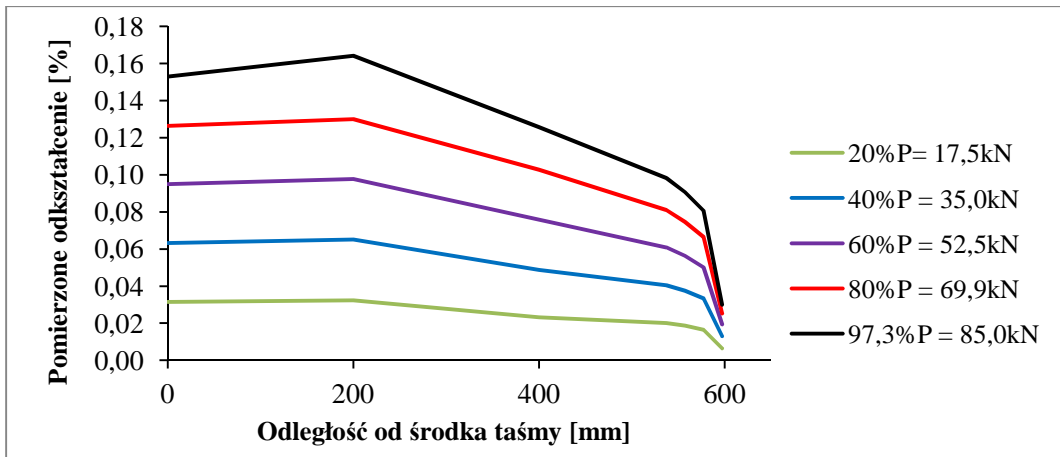
Tabela 4.7. Wartości wyznaczonych maksymalnych średnich naprężeń ścinających w skleinie i postacie zniszczenia belek stalowych wzmocnionych taśmami CFRP przy różnych długościach taśm, grubościach kleju, modułach sprężystości i typach zakończenia złącza

Oznaczenie próbki	E_{FRP} [GPa]	Długość taśmy [mm]	Długość zakotwienia [mm]	Grubość kleju [mm]	$\tau_{avL}^{1)}$ [MPa]	$\tau_{avP}^{2)}$ [MPa]	Rodzaj zniszczenia ³⁾
200.120.Z.A.1	210	1200	265	0,69	8,6	14,1	OL
200.120.Z.A.2				0,71	11,8	9,5	OP
200.120.Z.A.3				0,62	15,0	14,6	OP
200.120.F.A.1				0,63	18,2	19,5	OP
200.120.F.A.2				0,67	17,0	19,6	UPL
200.120.F.A.3				0,56	18,8	18,7	UPL
165.120.F.A.1	168	1200	265	0,67	23,4	25,7	UPL
165.120.F.A.2				0,67	19,2	12,9	OP
200.100.F.A.1	210	1000	165	0,70	28,2	21,0	OP
200.100.F.A.2				0,63	28,7	25,5	OL
200.100.F.B.1				1,26	14,0	-	UPL
200.100.F.B.2				1,33	15,2	14,7	OL
200.100.F.C.1				1,77	32,0	20,9	OL
200.100.F.C.2				1,74	16,8	19,0	OL
200.80.F.A.1	210	800	65	0,64	22,7	26,0	OL
200.80.F.A.2				0,61	23,2	22,2	OP

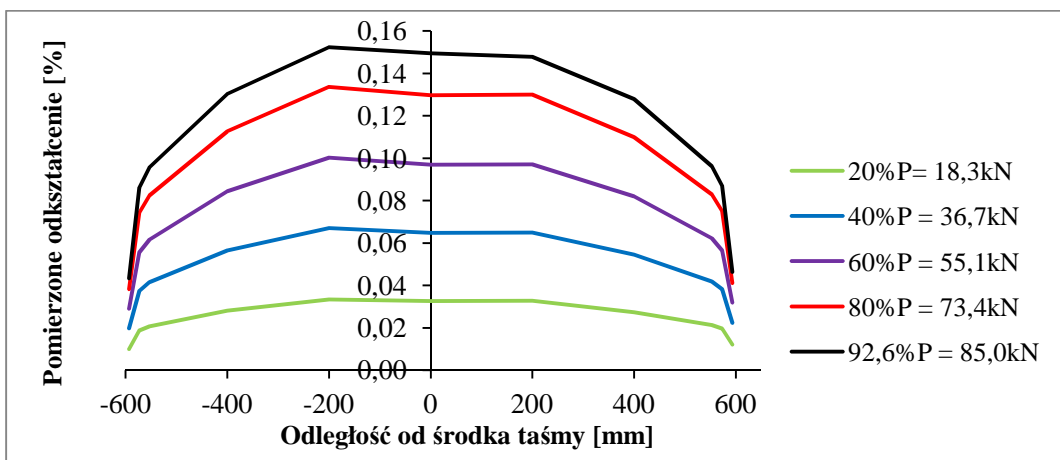
¹⁾ τ_{avL} – maksymalne naprężenia ścinające po lewej stronie skleiny;

²⁾ τ_{avP} – maksymalne naprężenia ścinające po prawej stronie skleiny;

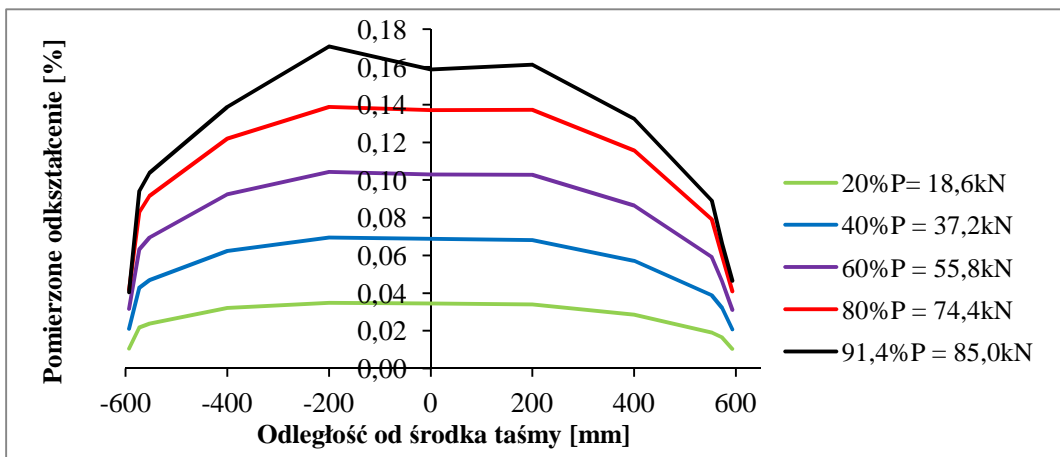
³⁾ OL – odspojenie rozpoczynające się od lewej strony; OP – odspojenie rozpoczynające się od prawej strony; UPL – uplastycznienie stali.



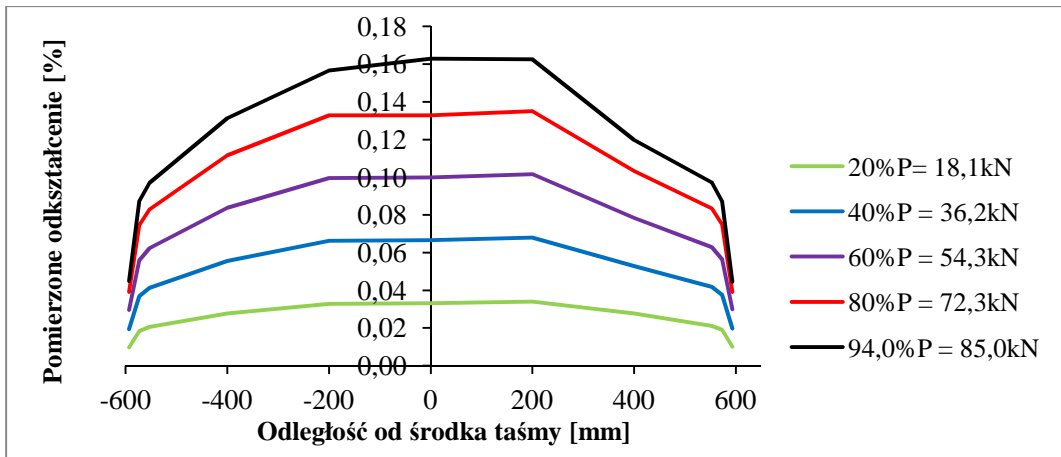
Rys.4.1. Pomierzony na powierzchni taśmy CFRP wykres odkształceń próbki 165.120.F.A.1 przy różnych poziomach obciążenia



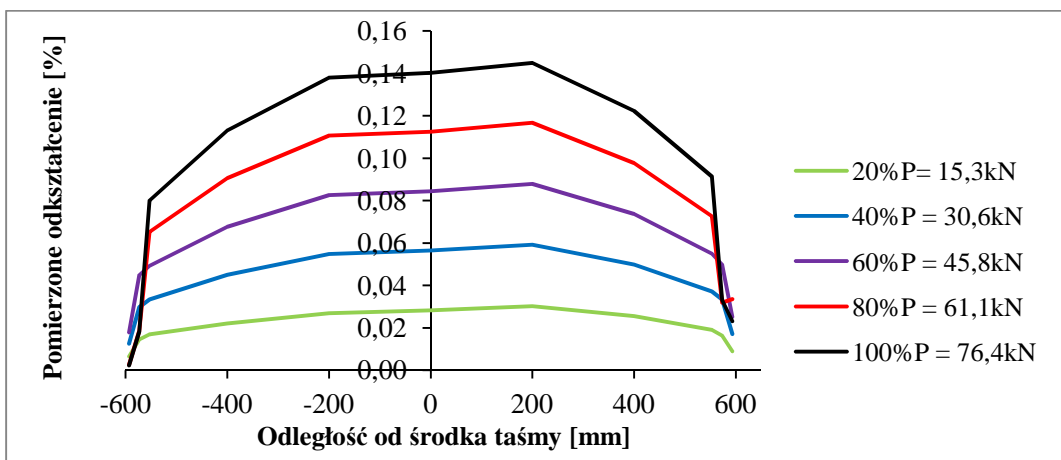
Rys.4.2. Pomierzony na powierzchni taśmy CFRP wykres odkształceń próbki 200.120.F.A.1 przy różnych poziomach obciążenia



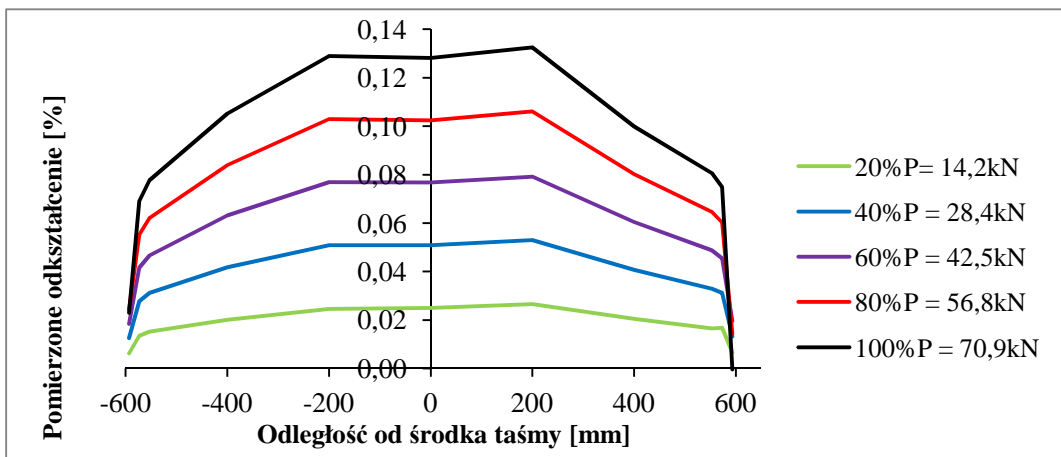
Rys.4.3. Pomierzony na powierzchni taśmy CFRP wykres odkształceń próbki 200.120.F.A.2 przy różnych poziomach obciążenia



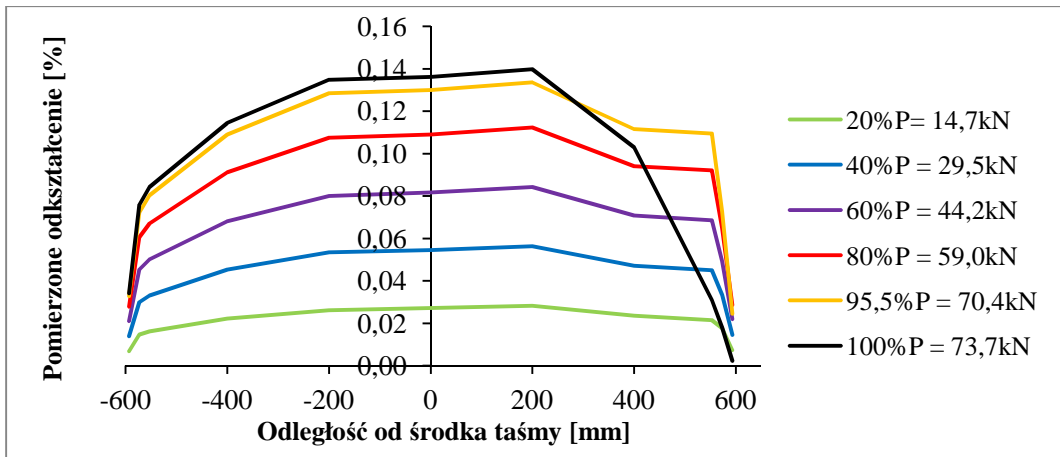
Rys.4.4. Pomierzony na powierzchni taśmy CFRP wykres odkształceń próbki 200.120.F.A.3 przy różnych poziomach obciążenia



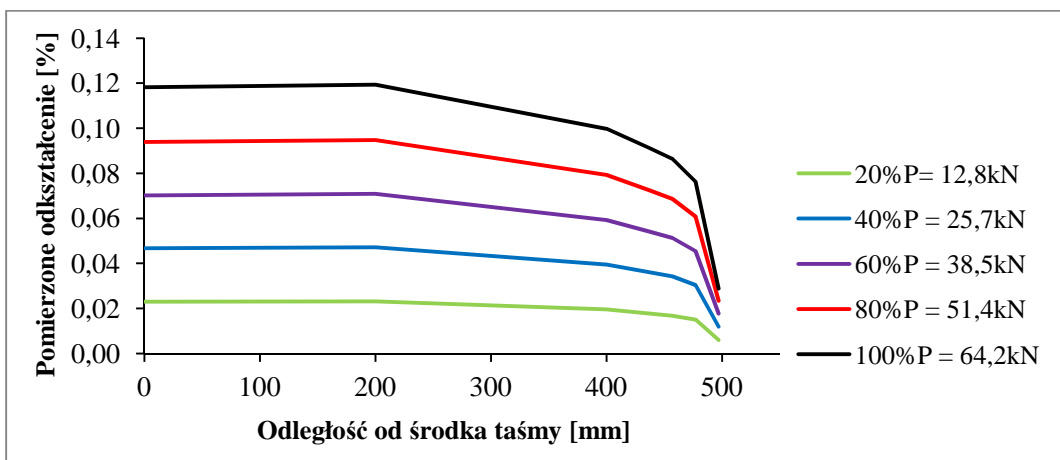
Rys.4.5. Pomierzony na powierzchni taśmy CFRP wykres odkształceń próbki 200.120.Z.A.1 przy różnych poziomach obciążenia



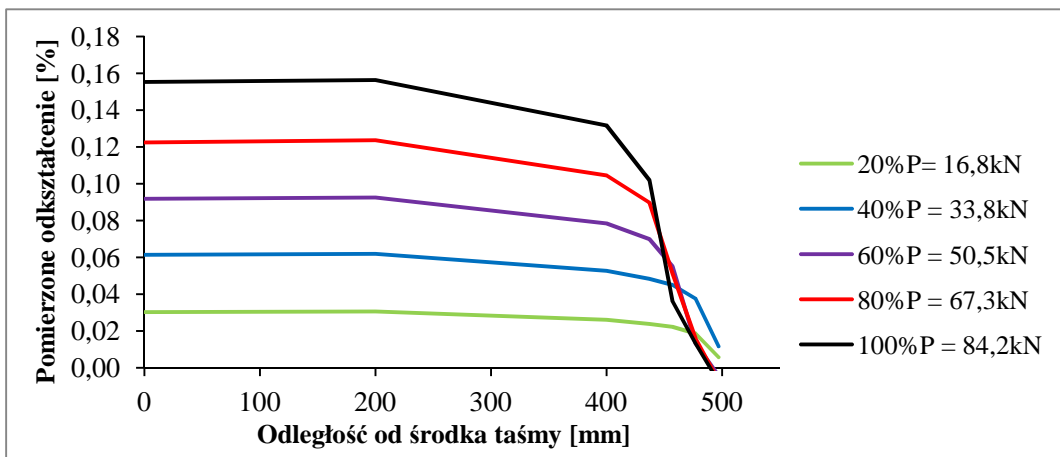
Rys.4.6. Pomierzony na powierzchni taśmy CFRP wykres odkształceń próbki 200.120.Z.A.2 przy różnych poziomach obciążenia



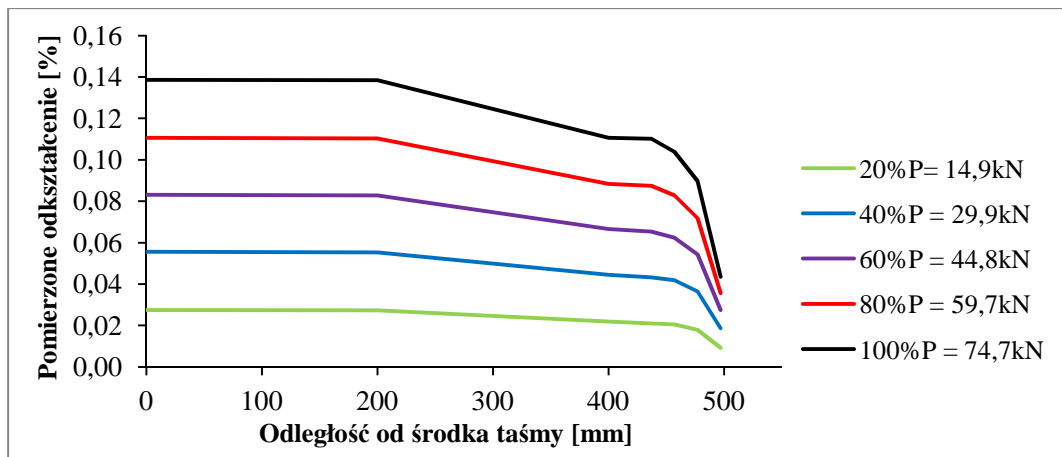
Rys.4.7. Pomierzony na powierzchni taśmy CFRP wykres odkształceń próbki 200.120.Z.A.3 przy różnych poziomach obciążenia



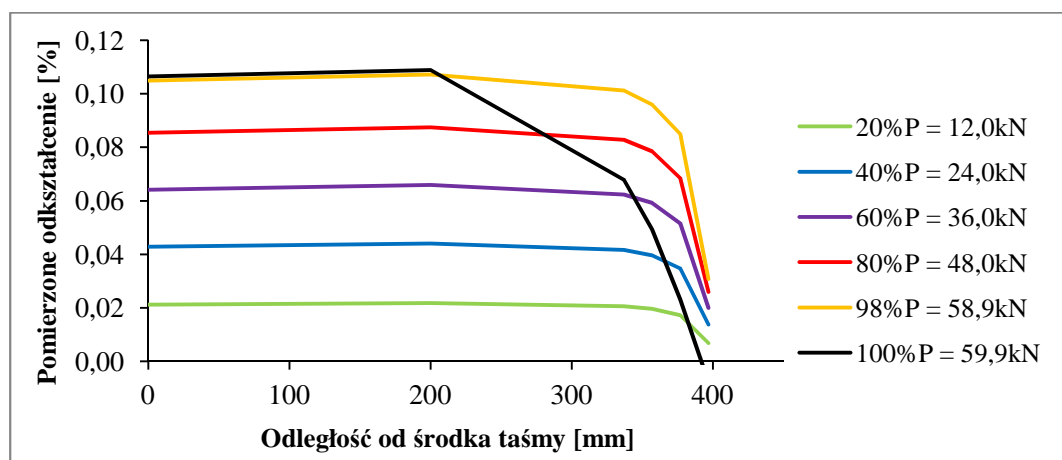
Rys.4.8. Pomierzony na powierzchni taśmy CFRP wykres odkształceń próbki 200.100.F.A.1 przy różnych poziomach obciążenia



Rys.4.9. Pomierzony na powierzchni taśmy CFRP wykres odkształceń próbki 200.100.F.B.1 przy różnych poziomach obciążenia



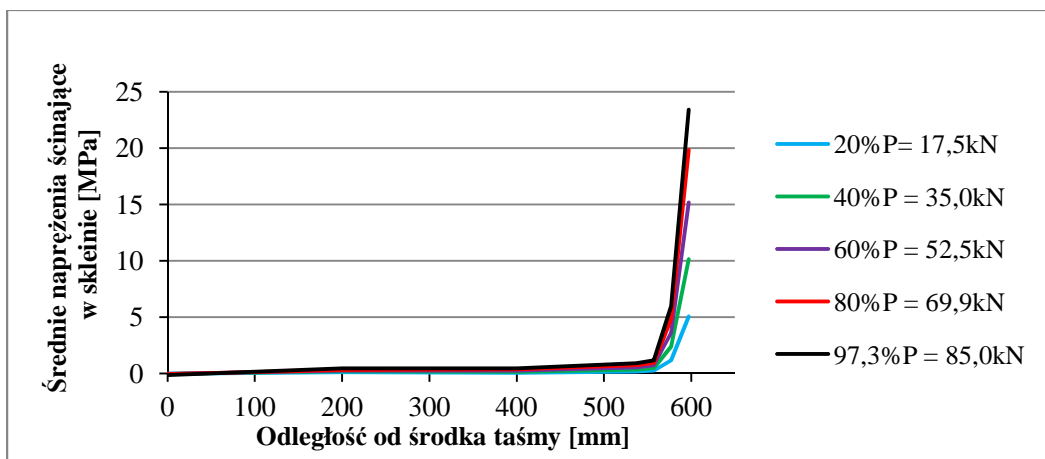
Rys.4.10. Pomierzony na powierzchni taśmy CFRP wykres odkształceń próbki 200.100.F.C.1 przy różnych poziomach obciążenia



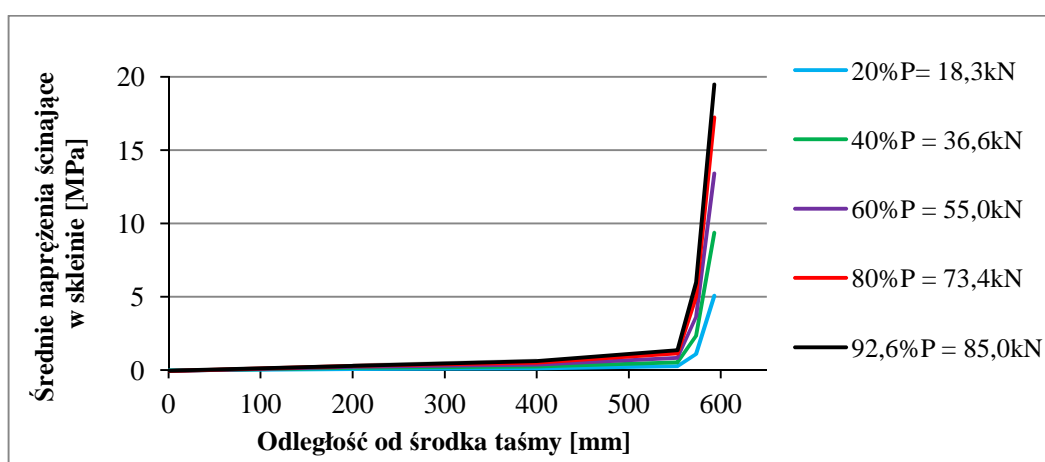
Rys.4.11. Pomierzony na powierzchni taśmy CFRP wykres odkształceń próbki 200.80.F.A.1 przy różnych poziomach obciążenia

Profile naprężeń ścinających w kleju są, w przypadku badanych wzmocnionych belek stalowych, wyraźne. Równowaga sił wymaga, aby wszystkie podłużne naprężenia w taśmie CFRP były w pełni przekazywane do belki za pomocą spoiny klejowej, aby możliwe było pełne wykorzystanie wzmacniającego stal kompozytu CFRP.

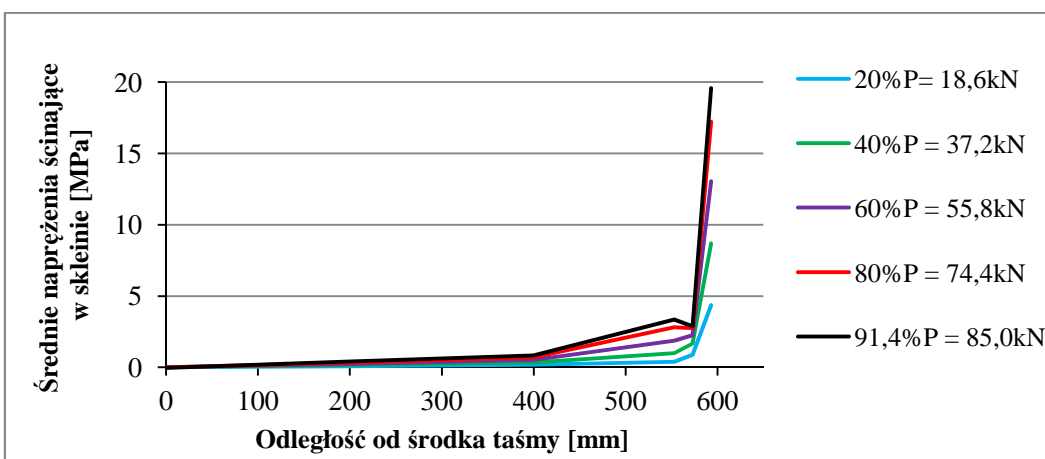
Większość profili średnich naprężeń ścinających wzdłuż taśmy CFRP, opracowanych na podstawie odczytanych odkształceń, wykazywało maksimum na końcu taśmy CFRP i minimum w środku rozpiętości belki. Po przekroczeniu naprężeń dopuszczalnych, maksymalne naprężenia średnie ścinające przemieszczały się w kierunku środka belki, malejąc w obszarze zakończenia taśmy z powodu uplastycznienia. Wykresy średnich naprężeń ścinających w sklecinie na długości taśmy CFRP pokazano na rysunkach 4.12÷4.22.



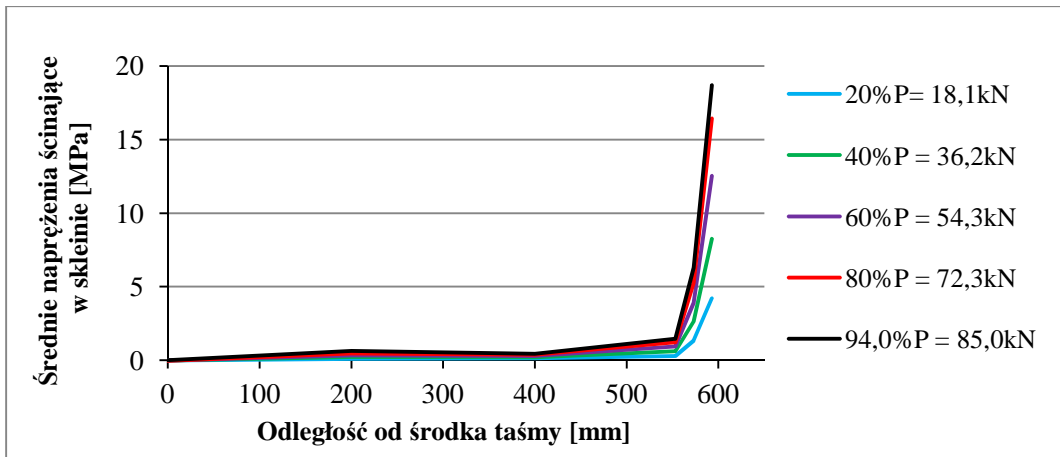
Rys.4.12. Wykresy średnich naprężeń ścinających w skleinie na długości taśmy CFRP próbki 165.120.F.A.1 przy różnych poziomach obciążenia



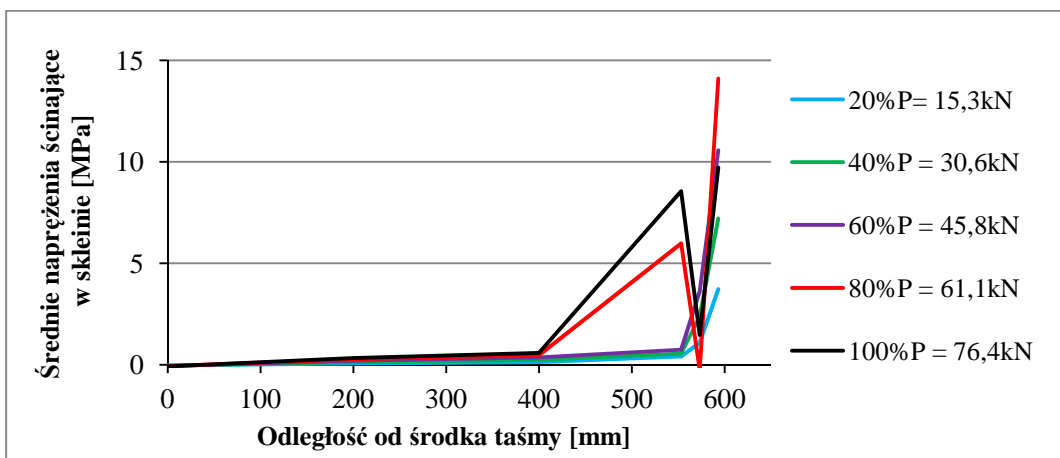
Rys.4.13. Wykresy średnich naprężeń ścinających w skleinie na długości taśmy CFRP próbki 200.120.F.A.1 przy różnych poziomach obciążenia



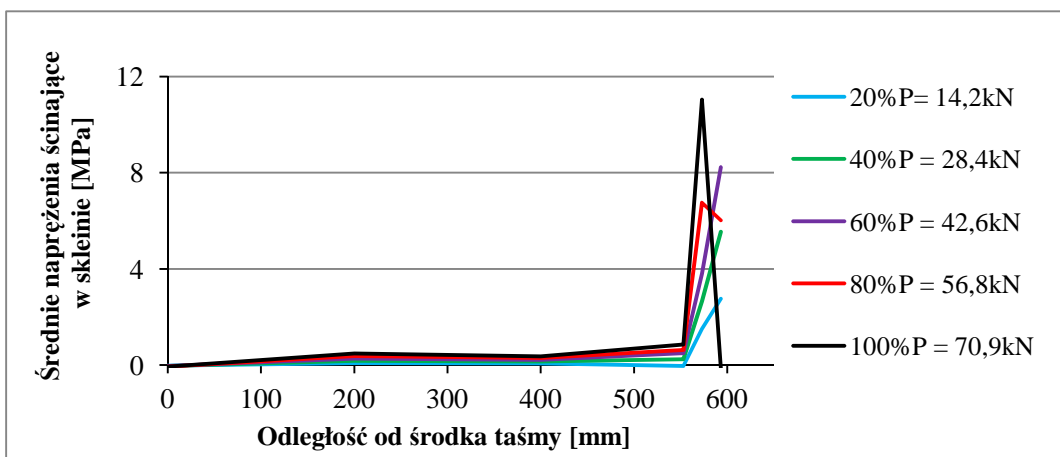
Rys.4.14. Wykresy średnich naprężeń ścinających w skleinie na długości taśmy CFRP próbki 200.120.F.A.2 przy różnych poziomach obciążenia



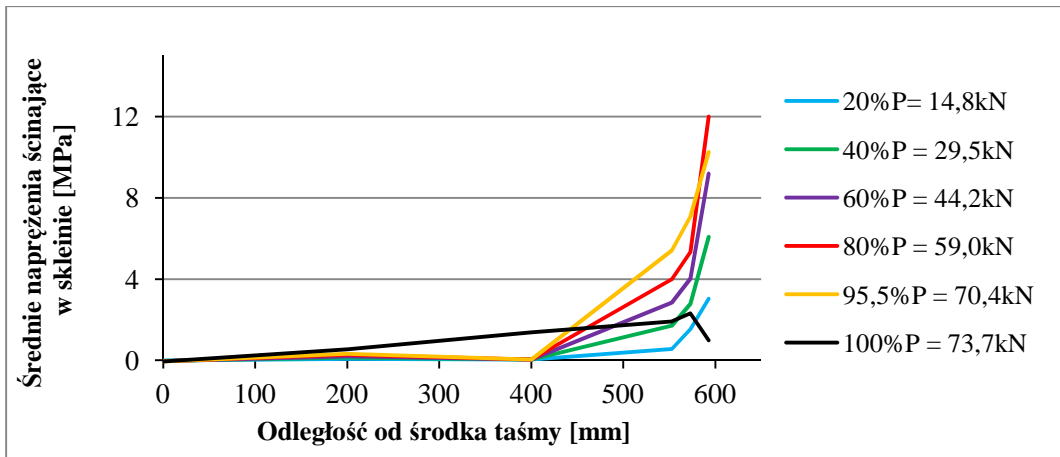
Rys.4.15. Wykresy średnich naprężeń ścinających w sklepie na długości taśmy CFRP próbki 200.120.F.A.3 przy różnych poziomach obciążenia



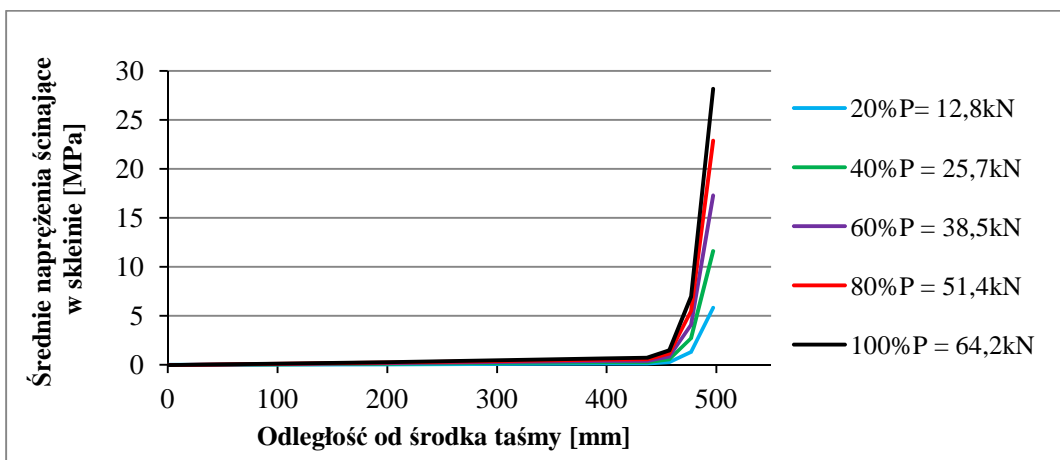
Rys.4.16. Wykresy średnich naprężeń ścinających w sklepie na długości taśmy CFRP próbki 200.120.Z.A.1 przy różnych poziomach obciążenia



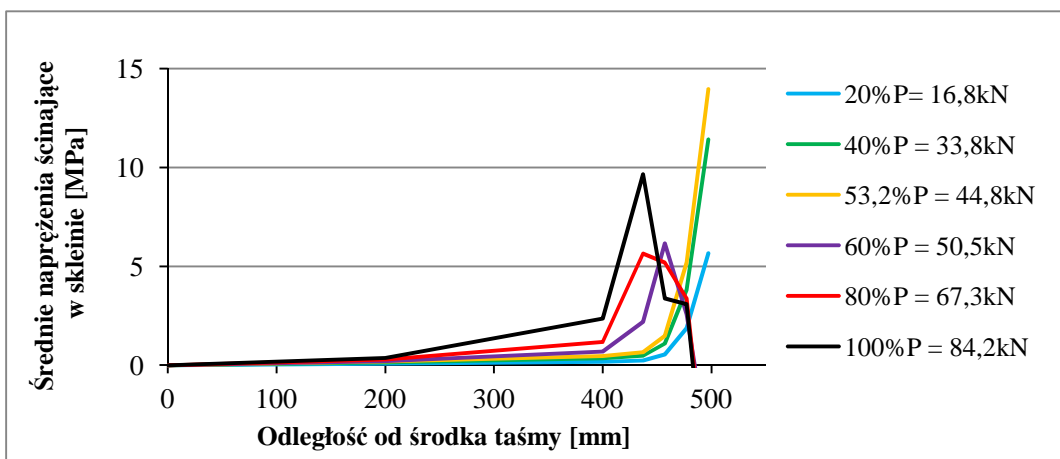
Rys.4.17. Wykresy średnich naprężeń ścinających w sklepie na długości taśmy CFRP próbki 200.120.Z.A.2 przy różnych poziomach obciążenia



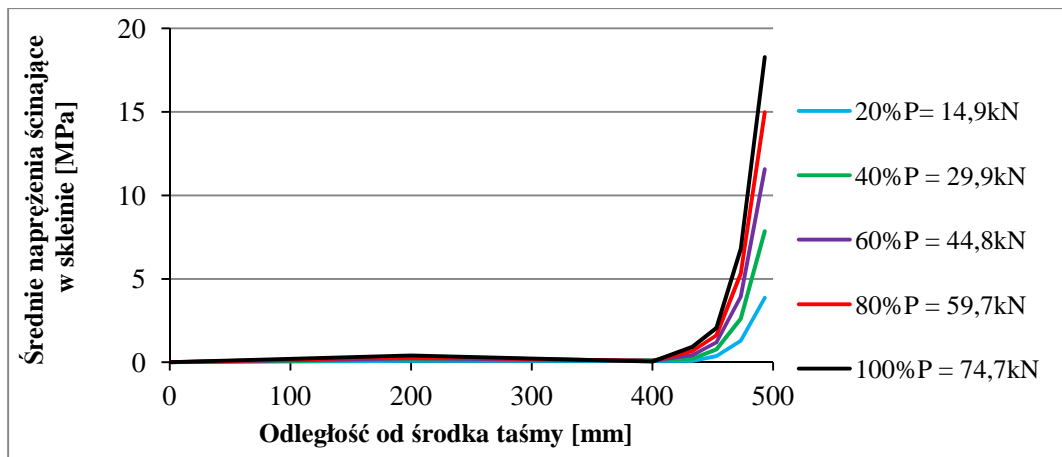
Rys.4.18. Wykresy średnich naprężeń ścinających w skleinie na długości taśmy CFRP próbki 200.120.Z.A.3 przy różnych poziomach obciążenia



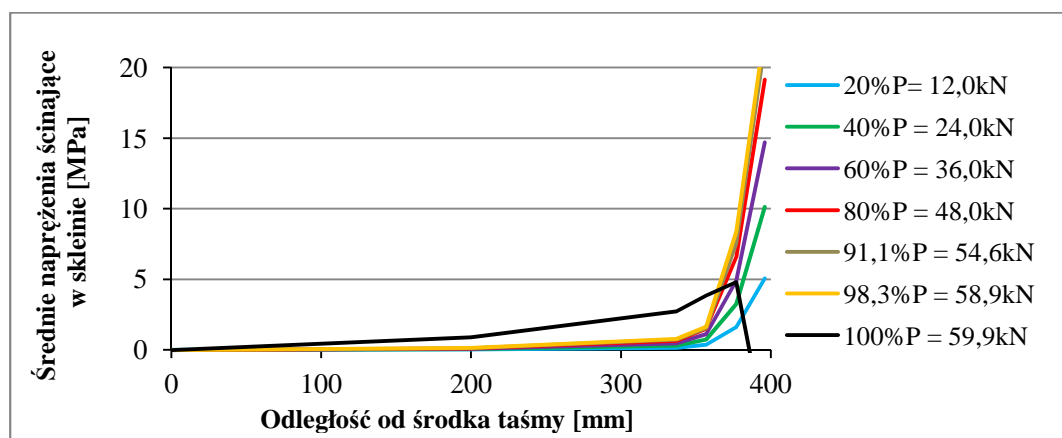
Rys.4.19. Wykresy średnich naprężeń ścinających w skleinie na długości taśmy CFRP próbki 200.100.F.A.1 przy różnych poziomach obciążenia



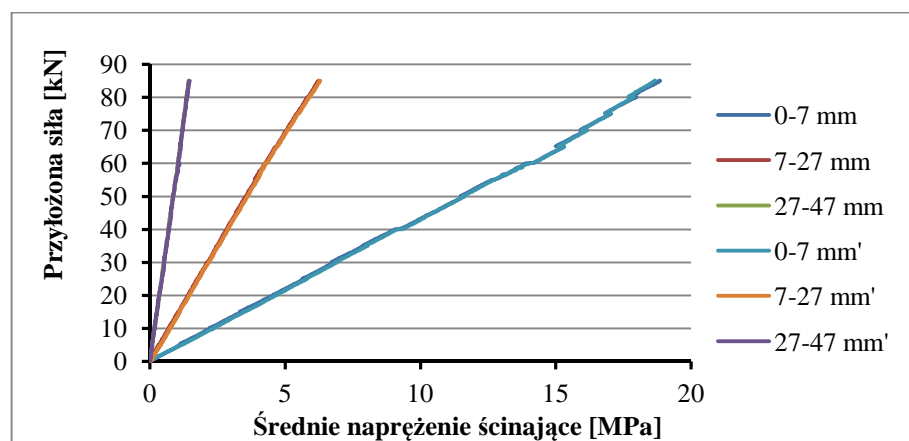
Rys.4.20. Wykresy średnich naprężeń ścinających w skleinie na długości taśmy CFRP próbki 200.100.F.B.1 przy różnych poziomach obciążenia



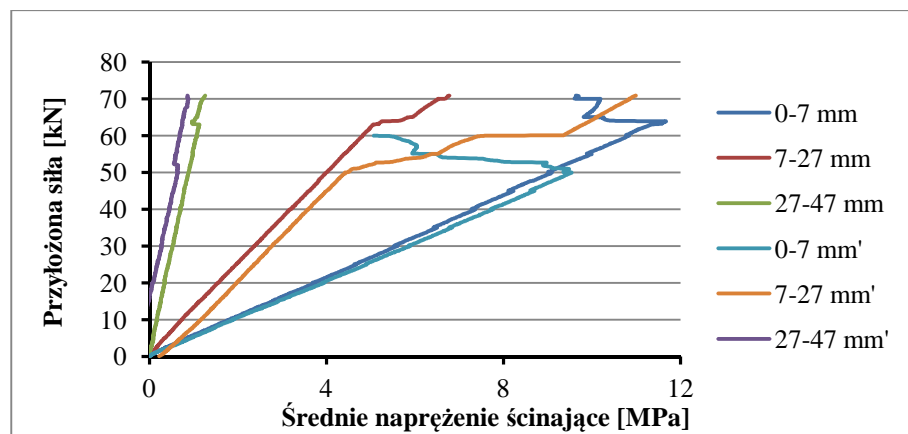
Rys.4.21. Wykresy średnich naprężeń ścinających w sklepinie na długości taśmy CFRP próbki 200.100.F.C.1 przy różnych poziomach obciążenia



Rys.4.22. Wykresy średnich naprężeń ścinających w sklepinie na długości taśmy CFRP próbki 200.80.F.A.1 przy różnych poziomach obciążenia



Rys.4.23. Wykresy średnich naprężeń ścinających w sklepinie od przyłożonej siły na różnych jej odcinkach w próbce 200.120.F.A.3



Rys.4.24. Wykresy średnich naprężeń ścinających w skleinie od przyłożonej siły na różnych jej odcinkach w próbce 200.120.Z.A.2

Na rysunkach 4.23÷4.24 Przedstawiono przykładowe wykresy wartości średnich naprężeń ścinających w skleinie na różnych jej odcinkach w zależności od przyłożonej do wzmocnionej belki siły. Wykresy przedstawiają prawie idealnie liniowe przekazywanie naprężeń do przyklejonej taśmy CFRP nawet do osiągnięcia siły niszczącej, rysunek 4.23. W przypadku rysunku 4.24, zanim pokazało się zachowanie nieliniowe osiągające odkształcenie niszczące w kleju, liniowe przekazywanie obciążeń ze stali do taśmy osiągnęło zakres 70% siły niszczącej.

4.3.8. Efektywna długość zakotwienia

Na podstawie przeprowadzonych własnych badań laboratoryjnych, w których zginaniu poddano 16 belek wzmocnionych przyklejonymi taśmami kompozytowymi CFRP, rozpoznano gdzie w złączu między CFRP i stalą zachodzi transfer sił. Zastosowane długości zakotwienia wynosiły 65 mm, 165 mm oraz 265 mm. Wyznaczone na podstawie pomiarów tensometrycznych średnie naprężenia ścinające w skleinie potwierdziły, że prawie całość sił przekazywanych z belki stalowej do taśmy kompozytowej przez skleinę, występuje na długości do około 70 mm od końca taśmy CFRP. Pokrywa się to z wynikami badań opisanymi w [31,109]. Najlepsze wyniki wytrzymałości układu wzmocnienia, osiągnięto w przypadku próbek, w których długość zakotwienia taśmy wyniosła 265mm. Wynik ten jest bliższy wartości opisanej przez Nozakę i innych [174]. Tylko w przypadku tej długości zakotwienia udało się osiągnąć zniszczenie układu wzmocnienia spowodowanego uplastycznieniem stali przed odspojeniem taśmy. W tabeli 4.8. zestawiono wartości sił niszczących w zależności od długości zakotwienia taśmy.

Tabela 4.8. Zestawienie maksymalnych sił przeniesionych przez próbki w zależności od długości zakotwienia

Lp.	Oznaczenie próbki	Długość zakotwienia [mm]	Grubość kleju [mm]	Odspojenie CFRP	$F_{sr.95\%}$ [kN]
1	200.80.F.A.1	65	0,64	tak	43,714
2	200.80.F.A.2		0,61		
3	200.100.F.A.1	165	0,70	tak	52,343
4	200.100.F.A.2		0,63		
5	200.100.F.C.1		1,77	tak	
6	200.100.F.C.2		1,74		
7	200.100.F.B.1	165	1,26	nie	62,602
8	200.100.F.B.2		1,33	tak	
9	200.120.Z.A.1	265	0,69	tak	69,129
10	200.120.Z.A.2		0,71		
11	200.120.Z.A.3		0,62		
12	165.120.F.A.1	265	0,67	nie	74,950
13	165.120.F.A.2		0,67	tak	
14	200.120.F.A.1	265	0,63	tak	89,607
15	200.120.F.A.2		0,67	nie	
16	200.120.F.A.3		0,56		

Na podstawie wyników przedstawionych w tabeli.4.8. można wyciągnąć kilka wniosków:

- Efektywna długość zakotwienia taśm w przypadku zbadanych laboratoryjnie zginanych belek wzmocnionych przyklejonymi taśmami CFRP wyniosła 265 mm.
- Grubość kleju ma wpływ na wartość przenoszonych przez skleinę sił, a zatem może mieć wpływ długość zakotwienia taśmy. W przypadku próbek z długością zakotwienia 165mm, próbki z warstwą kleju około 1,3 mm dały najlepsze wyniki wytrzymałości w swojej grupie. Próbki z warstwą kleju grubości 1,76 mm wykazały się większą wytrzymałością skleiny od próbek z warstwą kleju grubości 0,66 mm, ale niższą od próbek z warstwą kleju grubości 1,3 mm.
- Sposób zakończenia taśmy i skleiny w złączeniu ma wpływ na długość zakotwienia. Odwrotnie fazowana taśma z wypływem kleju w przypadku próbek z taśmami o długości zakotwienia 265 mm, dawała wyższe wyniki nośności układów zarówno taśm średnio modułowych i wysokomodułowych w stosunku do wysokomodułowych taśm ze zwykłym zakończeniem. W związku z tym, do osiągnięcia tych samych wytrzymałości układu należałoby zwiększyć długość zakotwienia taśm o zwykłym zakończeniu.
- Niższy moduł sprężystości taśm średnio modułowych (168 GPa) przy tej samej długości zakotwienia, co taśm wysokomodułowych (210 GPa), przy tym samym zakończeniu taśmy i skleiny dawał niższe wyniki wytrzymałości złącza.
- Z przyczyn niezależnych, nie zbadano wpływu grubości taśmy kompozytowej na długość zakotwienia w przeprowadzonych badaniach.

4.3.9. Efektywność układu wzmocnienia

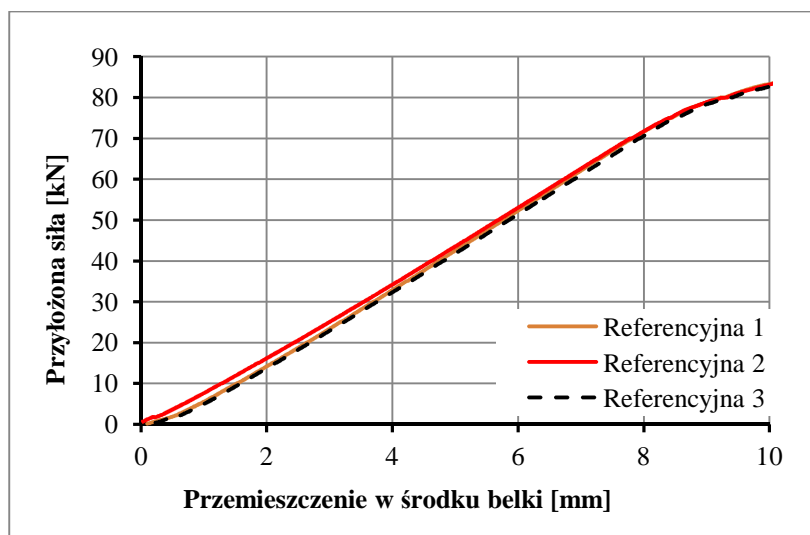
Efektywność wzmocnienia określona została jako zwiększenie nośności określone na podstawie odczytanych odkształceń z czujników tensometrycznych. Uzyskanie wyników pomiarów tensometrycznych z 18 próbek, w tym 16 wzmocnionych przy dwóch typach zakończenia taśmy i ukształtowania kleju w jej obrębie, trzech długościach taśmy, trzech grubościach kleju oraz dwóch modułach sprężystości taśmy kompozytowej, pozwala na obiecującą wstępną ocenę.

Badania czteropunktowego zginania przerywano po zerwaniu taśmy kompozytowej lub zniszczeniu dwuteownika stalowego. Zniszczenie dwuteowników stalowych rozpoczynało się poprzez lokalne zniszczenie górnej półki przez uplastycznienie w miejscach przyłożenia sił skupionych. Granicę plastyczności stali dwuteowników określono na $297 \div 321$ MPa, zgodnie z kartami materiałowymi. Wyznaczone teoretycznie naprężenia na tym poziomie w przypadku dwuteownika INP 140 występują przy momentach zginających no wartości $24,31 \div 26,28$ kNm (odpowiednio siły 74,81 kN i 80,85 kN). Niestety z powodów błędów ludzkich i sprzętowych, odkształcenia z pomiarów tensometrycznych odczytano jedynie do wartości siły obciążającej równej 85 kN. W tabeli 4.9, przedstawiono wyniki uzyskanych momentów zginających. Moment przeniesiony przez wzmocnioną próbkę do jej zniszczenia odnoszono do momentów przeniesionych przez próbki referencyjne (odpowiednio momenty w zakresie wartości $24,42 \div 25,98$ kNm). Kolorem zielonym oznaczono próbki, w przypadku których uzyskano niszczący moment zginający wyższy od próbek referencyjnych.

Tabela 4.9. Zestawienie maksymalnych sił przeniesionych przez układ wzmacniający

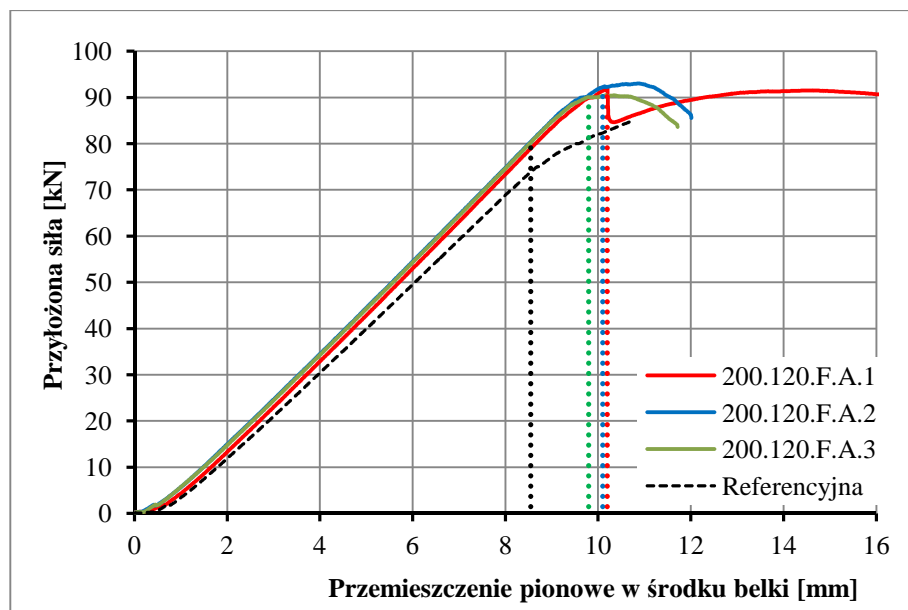
Lp.	Oznaczenie próbki	Siła niszcząca [kN]	Moment [kNm]	24,31/M	26,28/M	Rodzaj zniszczenia
1	Referencyjna 1	75,14	24,42	1,00	0,94	uplastycznienie stali
2	Referencyjna 2	76,44	24,84	1,02	0,96	uplastycznienie stali
3	Referencyjna 3	79,95	25,98	1,06	1,00	uplastycznienie stali
4	200.80.F.A.1	59,935	19,48	0,80	0,75	odspojenie taśmy
5	200.80.F.A.2	50,203	16,32	0,67	0,63	odspojenie taśmy
6	200.100.F.A.1	64,185	20,86	0,85	0,80	odspojenie taśmy
7	200.100.F.A.2	81,947	26,63	1,09	1,03	odspojenie taśmy
8	200.100.F.C.1	74,684	24,27	0,99	0,93	odspojenie taśmy
9	200.100.F.C.2	65,671	21,34	0,87	0,82	odspojenie taśmy
10	200.100.F.B.1	84,178	27,36	1,12	1,05	uplastycznienie stali
11	200.100.F.B.2	71,233	23,15	0,95	0,89	odspojenie taśmy
12	200.120.Z.A.1	76,390	24,83	1,02	0,96	odspojenie taśmy
13	200.120.Z.A.2	70,890	23,04	0,94	0,89	odspojenie taśmy
14	200.120.Z.A.3	73,740	23,97	0,98	0,92	odspojenie taśmy
15	165.120.F.A.1	87,399	28,40	1,16	1,09	uplastycznienie stali
16	165.120.F.A.2	79,930	25,98	1,06	1,00	odspojenie taśmy
17	200.120.F.A.1	91,811	29,84	1,22	1,15	odspojenie taśmy
18	200.120.F.A.2	93,017	30,23	1,24	1,16	uplastycznienie stali
19	200.120.F.A.3	90,422	29,39	1,20	1,13	uplastycznienie stali

Na rysunku 4.25 przedstawiono krzywą obciążenie – przemieszczenie w środku rozpiętości próbek referencyjnych. Ponieważ próbki referencyjne wykazywały podobne zachowanie w testach, w dalszej części zdecydowano w ich odniesieniu do oznaczania jako jednej próbki referencyjnej. Zachowanie próbki referencyjnej opisuje w rzeczywistości zachowanie próbki referencyjnej nr 3.



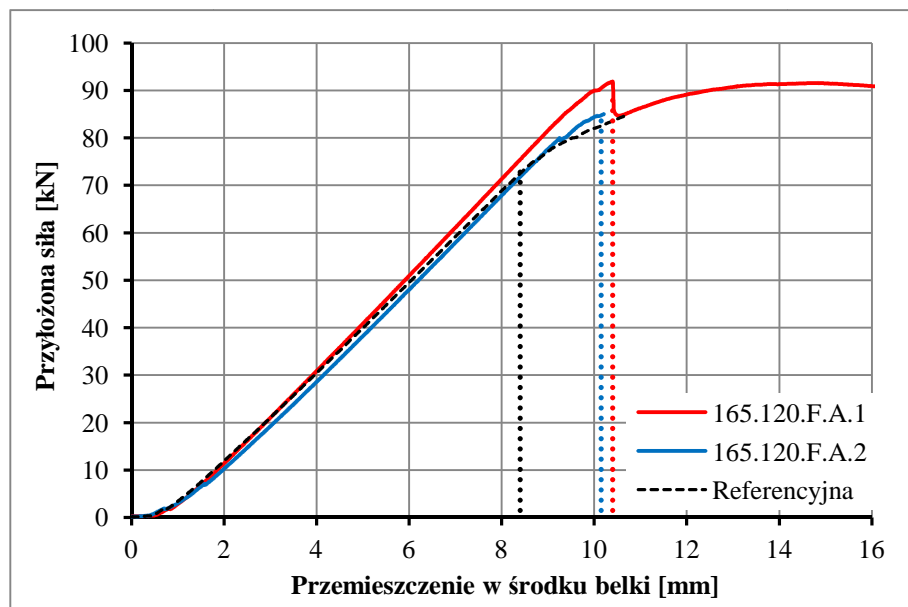
Rys.4.25. Krzywe obciążenie – przemieszczenie w środku rozpiętości próbek referencyjnych

Na rysunku 4.26 pokazano krzywe obciążenie – przemieszczenie w środku rozpiętości próbek oznaczonych 200.120.F.A w odniesieniu do próbki referencyjnej. Zachowanie wzmocnionych belek jest pokazane ciągłymi liniami czerwoną, niebieską i zieloną powyżej linii belki referencyjnej opisaną linią przerywaną. Różnice w nośności w zakresie sprężystym przedstawia pierwsza pionowa linia przerywana, a różnice w nośności po uplastycznieniu stali w próbkach pokazują pionowe przerywane linie w kolorach czerwonym, niebieskim i zielonym. Przemieszczenie w środku rozpiętości belki jest liniowe, aż do przekroczenia granicy plastyczności w stali z wyjątkiem początkowej fazy obciążania belek dwuteowych do siły o wartości 6kN. U szczytu krzywych, zachowanie staje się nieliniowe, aż do zniszczenia z powodu utraty sztywności przekroju poprzez uplastycznienie pólki belek pod miejscami przyłożenia sił i przekraczania granicy plastyczności w regionie czystego zginania. Wartość wzrostu nośności była stała dla wszystkich próbek wzmocnionych taśmą wysokomodułową (210 GPa) i wynosiła około 8% w zakresie sprężystym. Jednakże, wytrzymałości układów były zależne od długości zakotwienia i typu zakończenia złącza oraz grubości skleiny. Tylko próbki odwrotnym fazowaniem i wpływem kleju oraz długością wiązania równą 265 mm, Przenosiły obciążenia aż do uplastycznienia stali. Pozostałe próbki zniszczyły się poprzez odspojenie taśmy kompozytowej przed przekroczeniem granicy plastyczności.



Rys.4.26. Krzywe obciążenie – przemieszczenie w środku rozpiętości próbek typu 200.120.F.A

W przypadku próbek o średnim module sprężystości, które również przenosiły obciążenia powyżej granicy plastyczności efekt wzmocnienia na podstawie krzywych siła – przemieszczenie w środku rozpiętości został określony na poniżej 5% w przypadku próbki 165.120.F.A.1. W przypadku próbki 165.120.F.A.2 nie zaobserwowano na podstawie pomierzonych wyników wzrostu sztywności i nośności w zakresie sprężystym. Zauważono niewielki wzrost, dopiero w przypadku przekroczenia granicy plastyczności. Na rysunku 4.27 przedstawiono przebieg krzywych siła – przemieszczenie w środku rozpiętości belek typu 165.120.F.A.



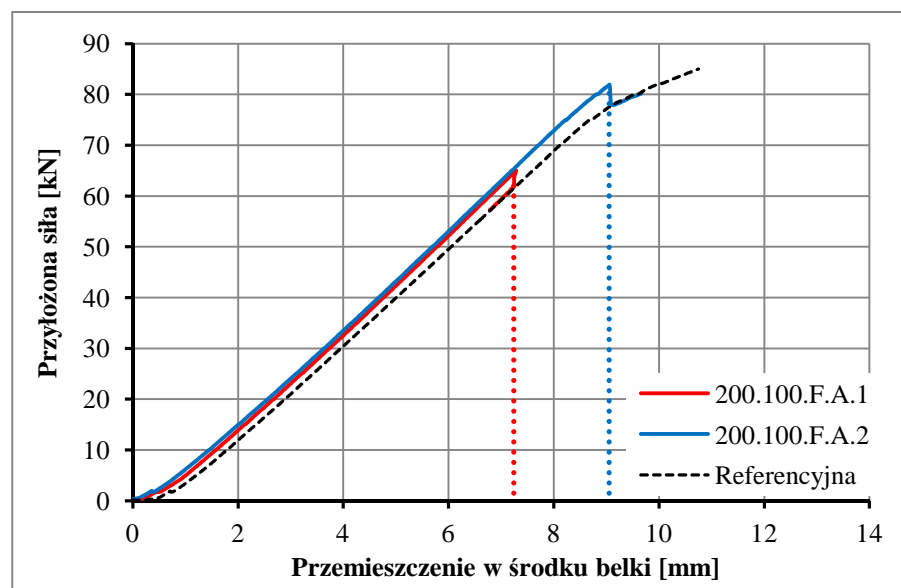
Rys.4.27. Krzywe obciążenie – przemieszczenie w środku rozpiętości próbek typu 165.120.F.A

Po odspojeniu taśm CFRP, wzmocnione belki wracały do zachowania przed wzmocnieniem. Zwykle dzieje się tak, gdy taśma całkowicie odspoi się od lub tylko

w obszarze najwyższego momentu (w obszarze czystego zginania). Po obniżeniu obciążenia z powodu utraty zespolenia belki stalowej i taśmy CFRP, sztywność belki nagle się obniża a stal dąży do wytrzymałości plastycznej. Należy tutaj zauważyć, że wzrost sztywności o ok. 6% dotyczy belki o niewielkim przekroju INP 140. W przypadku belek o większym przekroju, np. w belkach stalowych o przekroju dwuteownika INP 300 lub INP 500, wzrost sztywności po przyklejeniu taśmy o zastosowanych wymiarach 50x1,4 mm byłby znikomy i wynosił odpowiednio 0,3% oraz 0,05%.

Badania prowadzono z reguły do osiągnięcia siły o wartości 85 kN co odpowiadało 11 mm ugięcia belki referencyjnej. Powyżej tego przemieszczenia, próbki stawały się niestabilne z powodu skrętnego wygięcia belki lub poprzez wyboczenie w punktach obciążenia górnej półki stalowej. W przypadku belek, w których nastąpiło odspojenie taśmy badanie przerywano. W przypadku belek, w których taśmy się nie odspajały przy sile 85 kN, badania kontynuowano do zniszczenia w przekroju stalowym.

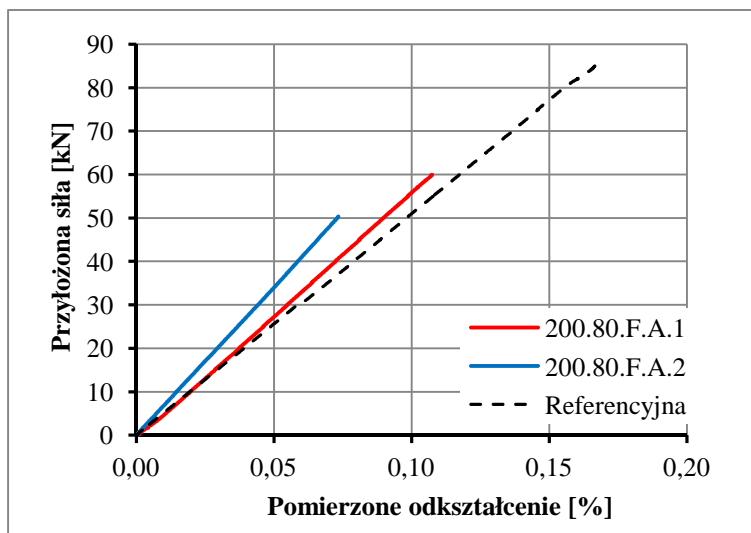
Na rysunku 4.28 przedstawiono krzywe obciążenie – przemieszczenie w środku rozpiętości próbek typu 200.100.F.A, których przebiegi pokrywają się z przebiegami pozostałych wzmocnionych próbek, zniszczonych przez odspojenie taśmy CFRP przed przekroczeniem granicy plastyczności w stali.



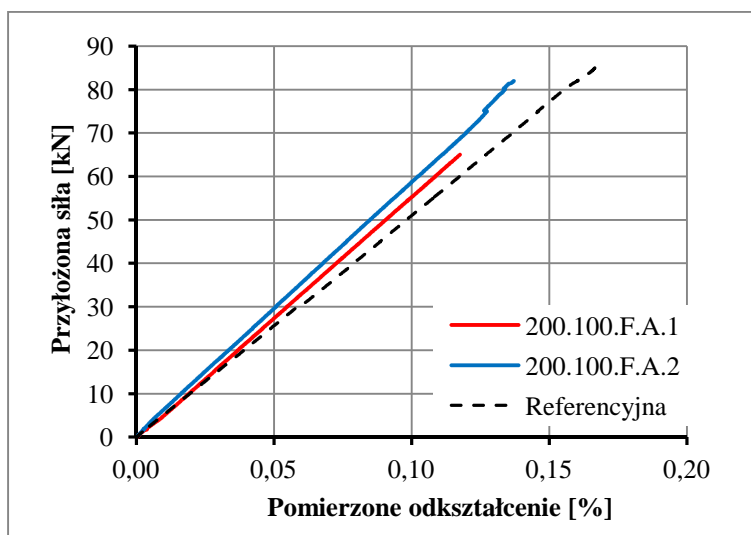
Rys.4.28. Krzywe obciążenie – przemieszczenie w środku rozpiętości próbek typu 200.100.F.A

Jak wspomniano na wstępie rozdziału, podniesienie nośności zakładano jako obniżenie odczytanych w pomiarach tensometrycznych odkształceń belek wzmocnionych w stosunku do belek referencyjnych. Wykazującą najlepsze właściwości mechaniczne belką referencyjną była belka nr 3, dlatego tę belkę wybrano do dalszych porównań. Pomiar tensometryczny rejestrowano do osiągnięcia siły niszczącej lub siły o wartości 85 kN. W przypadku belek, w których taśmy się nie odspajały przy sile 85 kN, badania kontynuowano do zniszczenia w przekroju stalowym. Jednakże w przypadku badania tych belek, z powodu błędów ludzkich i sprzętowych, nie zarejestrowano odkształceń powyżej siły 85 kN. Poniżej na rysunkach 4.29÷4.35 przedstawione zostały wykresy odczytanych w środku rozpiętości odkształceń w zależności od przyłożonej siły zginającej. Liniami kolorowymi (czerwone, niebieskie

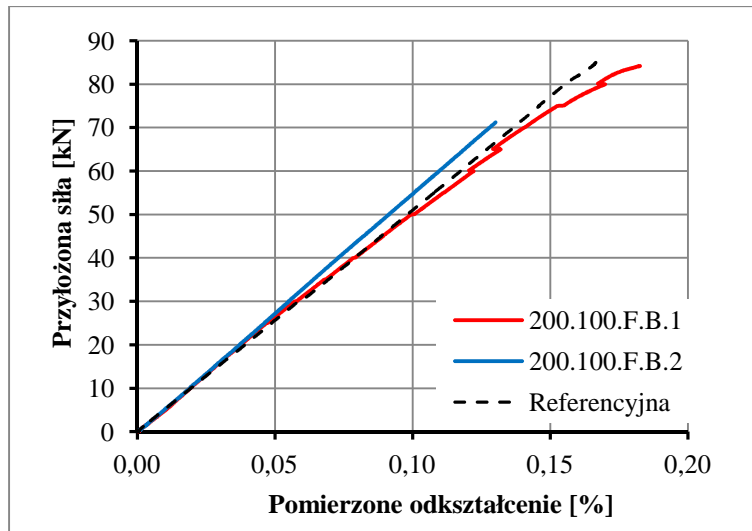
i zielone) oznaczono krzywe odkształcenia od siły w próbkach wzmocnionych. Przerywaną linią koloru czarnego oznaczono krzywą odkształcenia od siły w próbce referencyjnej.



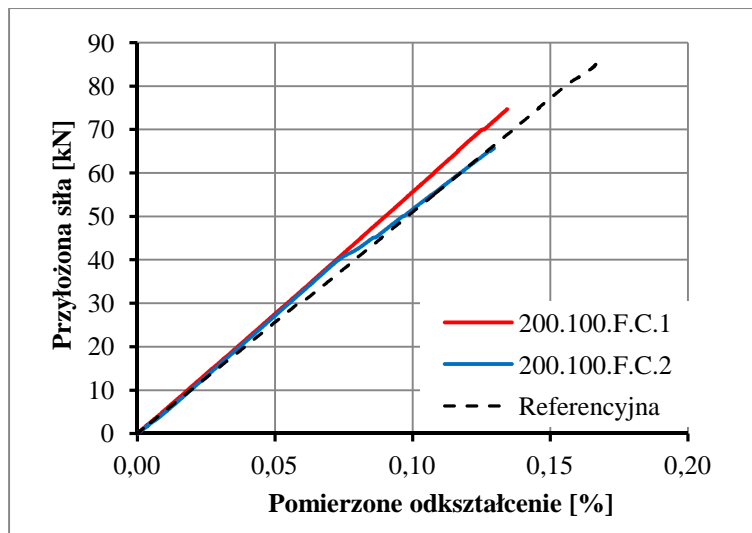
Rys.4.29. Wykres siła – odkształcenie próbek typu 200.80.F.A



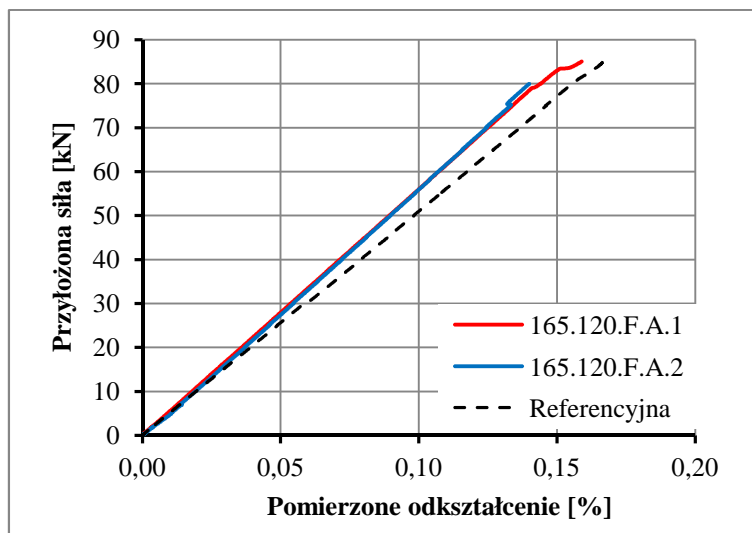
Rys.4.30. Wykres siła – odkształcenie próbek typu 200.100.F.A



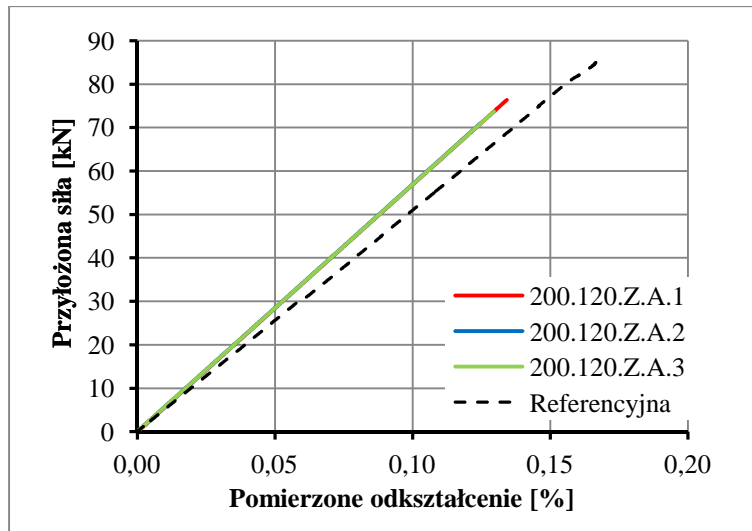
Rys.4.31. Wykres siła – odkształcenie próbek typu 200.100.F.B



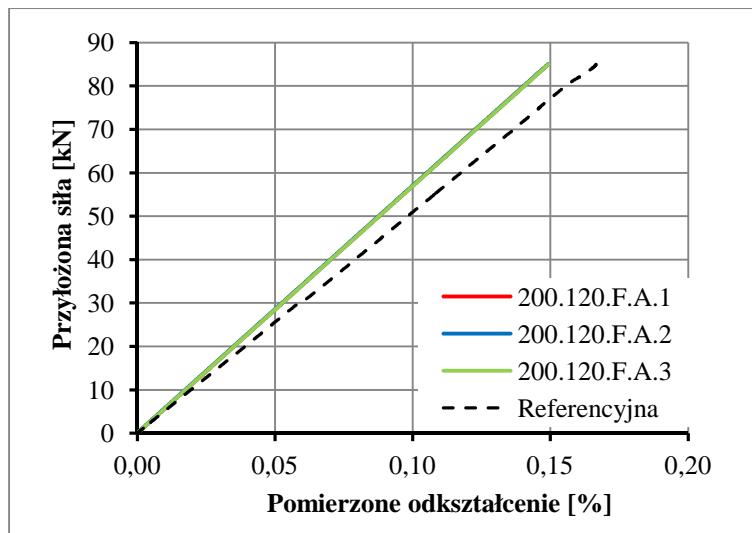
Rys.4.32. Wykres siła – odkształcenie próbek typu 200.100.F.C



Rys.4.33. Wykres siła – odkształcenie próbek typu 165.120.F.A



Rys.4.34. Wykres siła – odkształcenie próbek typu 200.120.Z.A



Rys.4.35. Wykres siła – odkształcenie próbek typu 200.120.F.A

Na wykresach znajdujących się na rysunkach 4.29÷4.35 przebieg linii opisujących odkształcenia na spodzie dolnej półki od przyłożonej do belki siły, zlokalizowanie linii kolorowej powyżej czarnej przerywanej oznacza zwiększenie przenoszanej siły przy tych samych odkształceniach. Różnica w odkształceniach belki wzmocnionej i referencyjnej w stosunku do odczytanych odkształceń belki referencyjnej jest różnicą w poziomie nośności. Wyniki pomierzonych odkształceń uzyskane w przypadku próbek 200.100.F.B.1 i 200.100.F.C.2 można z pewnym bezpieczeństwem traktować jako błędne. Błąd pomiaru może wynikać z nieprawidłowej pracy czujnika tensometrycznego. Założenie takie, można przyjąć za prawidłowe przyglądając się pozostałym krzywom. W przypadku wyników pozostałych próbek, jasno widać pewien poziom zwiększenia nośności. Odbiegające od średniej w górę ciekawe są wyniki uzyskane w przypadku próbek 200.80.F.A.2 oraz 200.100.F.A.2. W przypadku tych próbek, uzyskany poziom ograniczenia odkształceń wyniósł odpowiednio 25,6% oraz 14,5%. Takie odchylenie od normy należy traktować jako

przypadkowe, biorąc pod uwagę, że ogólnie poziom wzrostu nośności oscylował w granicach $8,5 \div 10\%$.

W tabeli 4.10. zestawiono pomierzone tensometrycznie odkształcenia w próbkach wzmocnionych i próbce porównawczej. Przedstawione odkształcenia dotyczą sił niszczących układ wzmocnienia (odspojenie taśmy) lub maksymalnej siły 85 kN, przy której dokonano pomiarów oraz poziomu siły 70 kN, tj. siły którą przeniosło 75% wszystkich próbek, a 100% próbek z taśmami długości 1200mm.

Tabela.4.10. Zestawienie pomierzonych odkształceń na poziomie sił niszczących oraz siły $P=70\text{kN}$ wraz z procentowymi poziomami ograniczenia odkształceń po wzmocnieniu

Próbka	P [kN]	ε_p [$\mu\text{m/m}$]	$\varepsilon_{ref.P}$ [$\mu\text{m/m}$]	$\frac{\varepsilon_p - \varepsilon_{ref.P}}{\varepsilon_{ref.P}}$	ε_{70} [$\mu\text{m/m}$]	$\varepsilon_{ref.70}$ [$\mu\text{m/m}$]	$\frac{\varepsilon_{70} - \varepsilon_{ref.70}}{\varepsilon_{ref.70}}$
1	2	3	4	5	6	7	8
200.80.F.A.1	59,9	1072	1173	8,61%	-	-	-
200.80.F.A.2	50,2	734	987	25,63%	-	-	-
200.100.F.A.1	64,2	1166	1255	7,09%	-	-	-
200.100.F.A.2	81,9	1370	1603	14,54%	1198	1366	12,30%
200.100.F.B.1	84,2	1825	1653	-10,41%	1404	1366	-2,78%
200.100.F.B.2	71,2	1301	1389	6,34%	1278	1366	6,44%
200.100.F.C.1	74,7	1343	1454	7,63%	1251	1366	8,42%
200.100.F.C.2	65,7	1294	1283	-0,86%	-	-	-
165.120.F.A.1	85,0	1590	1665	4,50%	1251	1366	8,42%
165.120.F.A.2	79,9	1399	1556	10,09%	1246	1366	8,78%
200.120.Z.A.1	76,4	1342	1488	9,81%	1235	1366	9,59%
200.120.Z.A.2	70,9	1244	1382	9,99%	1231	1366	9,88%
200.120.Z.A.3	73,7	1295	1437	9,88%	1233	1366	9,74%
200.120.F.A.1	85,0	1488	1665	10,63%	1229	1366	10,03%
200.120.F.A.2	85,0	1497	1665	10,09%	1228	1235	9,58%
200.120.F.A.3	85,0	1493	1665	10,33%	1230	1366	9,96%

W kolumnie 2 tabeli 4.10, zestawiono siły powodujące odspojenie taśm kompozytowych, z wyjątkiem próbek 165.120.F.A.1 oraz 200.120.F.A.1÷3, przy których odczyt odkształceń zakończono na poziomie siły 85kN. W kolumnach 3 i 4 wpisano przypadające tym siłom wartości odkształceń odczytanych w pomiarach tensometrycznych. ε_p oznacza odkształcenie wzmocnionej próbki przy sile niszczącej (lub 85kN przy próbkach 165.120.F.A.1 oraz 200.120.F.A.1÷3). $\varepsilon_{ref.P}$ odkształcenie próbki referencyjnej. W kolumnach 6 i 7 zestawiono odkształcenia w próbkach wzmocnionych i próbce referencyjnej przy sile 70 kN. Przedstawiono odkształcenia w przypadku próbek, które osiągnęły nośność 70 kN. W kolumnach 5 i 8 wyznaczono stopień ograniczenia odkształceń w półce stalowej w środku rozpiętości belki na podstawie różnic pomiędzy odkształceniami próbek wzmocnionych i próbki porównawczej odczytanych w pomiarach tensometrycznych. Na czerwono zaznaczono wyniki, które mogą świadczyć o błędnym odczycie odkształceń lub wcześniejszym uszkodzeniu wzmocnionej próbki, powodującym znaczące odstępstwo od pozostałych wyników.

Na podstawie wyników przedstawionych w Tabeli.4.10. oraz na rysunkach Rys.4.29÷4.35 można stwierdzić, że przyklejenie taśm kompozytowych do belek stalowych miało wpływ na podniesienie ich nośności. Uzyskane w dolnej półce stalowej czteropunktowo zginanych dwuteowników kształtowało się na poziomie 8,5÷10% w przypadku zastosowania taśm o module sprężystości 210 GPa oraz około 8,5 % w przypadku zastosowania taśm o module sprężystości 168GPa. Zastosowane taśmy miały grubość 1,4 mm. Grubość kleju oraz długość taśm kompozytowych nie miały w tym przypadku większego znaczenia na podniesienie poziomu nośności belki, który był podobny we wszystkich przypadkach. Znaczenie tych parametrów widoczne było w wytrzymałości układu stal – klej – taśma CFRP.

4.3.10. Wnioski z uzyskanych wyników

Na podstawie wyników uzyskanych w drugim etapie badań laboratoryjnych, można wyciągnąć dalsze wnioski:

- Doklejanie elementów FRP do elementów stalowych jest efektywną metodą podnoszenia nośności konstrukcji stalowych, co pokazały w szczególności próbki z taśmami o długości 1,20 m przy odwrotnym fazowaniu taśmy i z wpływem kleju w zakończeniu złącza.
- Odpowiednie ukształtowanie końca taśmy FRP lub kleju, ma wpływ na wytrzymałość układu wzmocnienia. W tym przypadku, punktem odniesienia są wartości sił, które układ stal – klej – taśma CFRP przenosił do zniszczenia. Odwrotnie fazowana taśma z wpływem kleju wykazuje wyższe nośności od taśmy ze zwykłym zakończeniem bez wpływu kleju.
- Grubość kleju ma wpływ na długość zakotwienia. Porównując trzy typy próbek o różnych grubościach kleju, ale tej samej długości zakotwienia zauważono wzrost nośności ze wzrostem grubości kleju do pewnej granicy. Na podstawie wyników laboratoryjnych można stwierdzić, że wystąpiła grubość miarodajna, której wartość wynosiła 1,3 mm. Zarówno powyżej, jak i poniżej tej grubości nośność była porównywalnie niższa. Zatem w celu osiągnięcia tych samych wyników nośności, w próbkach z mniejszą grubością skleiny, należałoby zwiększyć długość taśmy, a zatem jej długość zakotwienia. Taki wniosek można również wysnuć na podstawie wyników próbek o grubości kleju A (ok. 0,6 mm), w których wyższe nośności osiągnano przy wyższych wartościach długości zakotwienia taśmy.

5. ANALIZA TEORETYCZNA ZŁĄCZ KLEJOWYCH POMIĘDZY STALĄ A KOMPOZYTAMI FRP

5.1. Wprowadzenie do analizy

Wśród analiz matematycznych złącz klejonych w literaturze odnaleźć można kilka rozpatrywanych przypadków. Podstawowa analiza dotyczy pojedynczych złącz zakładkowych, w których za pomocą klejenia łączy się ze sobą na zakładkę, dwa elementy z materiałów identycznych lub różnych, przy jednakowych lub zróżnicowanych grubościach materiałów. Analizy pojedynczych złącz zakładkowych można odnaleźć w literaturze, jako pierwsze z rozpatrywanych m in. w pozycjach [4, 86, 183 – 221]. W początkowych stadiach, analizy złącz zakładkowych dotyczyły łączenia elementów za pomocą nitów. Złącza te poddawane są obciążeniom od sił rozciągających i oddziaływaniom termicznym.

Innym rodzajem analiz złącz klejonych, są analizy dotyczące symetrycznych obustronnych złącz lub wzmocnień elementów [148, 210, 222 – 232]. W złączach tego typu, rozpatrywane jest połączenie dwóch elementów za pomocą przyklejanych do obu elementów łączonych nakładek, na górze i na dole złącza. W przypadku obustronnego wzmocnienia, analizuje się przekrój elementu, który w celu wzmocnienia, zwiększony jest przez przyklejenie po obu stronach nakładek. W analizach obustronnego wzmocnienia dominuje przypadek rozciągania elementu oraz poddania oddziaływaniom termicznym.

Ostatnie z omawianych i rozpatrywanych w niniejszej pracy analiz złącz klejowych, dotyczą złącz pomiędzy przyklejonym elementem wzmacniającym a podłożem wzmacnianego na zginanie elementu belkowego [1, 61, 86, 87, 149, 151, 179, 233 – 236, 239 – 243, 246 – 256]. Zginanie wywoływane jest poprzez przyłożenie obciążenia równomiernie rozłożonego, pojedynczej siły skupionej lub dwóch symetrycznie lub niesymetrycznie ustawionych względem środka rozpiętości belki sił skupionych, jak również różnym dowolnym przypadkiem obciążenia.

W analizach, złącza klejowe rozpatrywane są w warunkach dopuszczalnych naprężeń, odkształceń czy w podejściu mechaniki pękania. Poniżej przedstawiono przegląd literaturowy, w którym można znaleźć mniej lub bardziej skomplikowane analizy matematyczne złącz, możliwe do aplikacji w projektowaniu wzmocnień elementów poprzez przyklejenie nakładki.

5.2. Złącza i wzmocnienia jednostronne

Teoria połączeń klejowych była przedmiotem wielu opracowań. Nie ma jednak jednolitej teorii. Opracowania dotyczyły głównie połączenia zakładkowego obciążonego osiowo siłami rozciągającymi. Zgodnie z pracą Rybaka [4], który zajmował się rozwojem analiz zakładkowych złącz klejowych, pierwsze opracowanie teorii połączenia klejowego przy daleko uproszczonych założeniach możemy znaleźć w pracy Volkersena [183] z 1938 roku, w której rozpatrywane było złącze nitowane. Druga praca mająca znaczenie szczególne, to praca Golanda i Reissnera [184] (1944). Szeroki przegląd analiz złącz zakładkowych można znaleźć między innymi w pracach [185,186].

Liczba stosowanych złącz klejowych rośnie dzięki ciągłemu rozwojowi inżynierii materiałowej, w tym sklein. W celu określenia wytrzymałości złącza klejowego niezbędne

jest określenie wykresu naprężeń w złączu, jak również odpowiednich kryteriów zniszczenia. Wykres naprężeń w złączu można uzyskać dzięki analizom matematycznym, jak i obliczeniami z użyciem programów opartych na metodzie elementów skończonych. W przypadku skomplikowanych oraz złożonych materiałów, obecnie preferuje się analizy numeryczne MES. W przypadku prostych układów, jak również w celu uniknięcia pracochłonnych procedur wprowadzania modeli numerycznych można skorzystać z mniej skomplikowanych metod analitycznych.

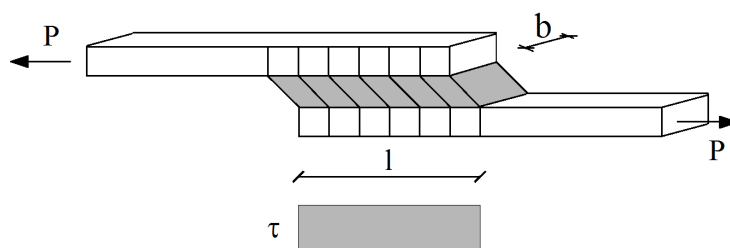
Analizy złącz klejowych rozpatrywane są już od lat 30-tych XX wieku. Do tej pory zaproponowano liczne metody analityczne. Projektant ma do czynienia z długą listą modeli analitycznych, co może sprawić trudności w znalezieniu najbardziej odpowiedniego algorytmu do konkretnej sytuacji. Poniżej zaprezentowano krótki przegląd modeli analitycznych dostępnych w literaturze i omówiono pokrótce zasady ich stosowania.

5.2.1. Przegląd analiz połączeń klejowych

Do najprostszych analiz należą dwuwymiarowe analizy liniowo-sprężyste. Podstawowa metoda (klasyczna) rozważa najprostsze występujące w praktyce złącze, pojedyncze złącze zakładkowe. W metodzie tej zakłada się, że skleina odkształca się tylko od ścinania, a łączone elementy są sztywne. Zakłada się również, że naprężenia ścinające są stałe na długości skleiny i są wyznaczone ze wzoru:

$$\tau = \frac{P}{bl}, \quad (5.1)$$

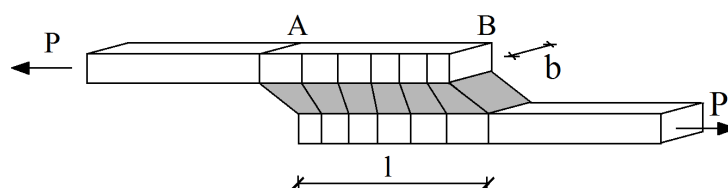
gdzie P [N] to obciążenie złącza, b [m] szerokość skleiny, a l [m] jej długość. Na rysunku 5.1 przedstawiono schemat pojedynczego złącza zakładkowego rozpatrywanego w metodzie klasycznej.



Rys.5.1. Odkształcenia w obciążonym sklejonym złączu zakładkowym dwóch materiałów sztywnych [185]

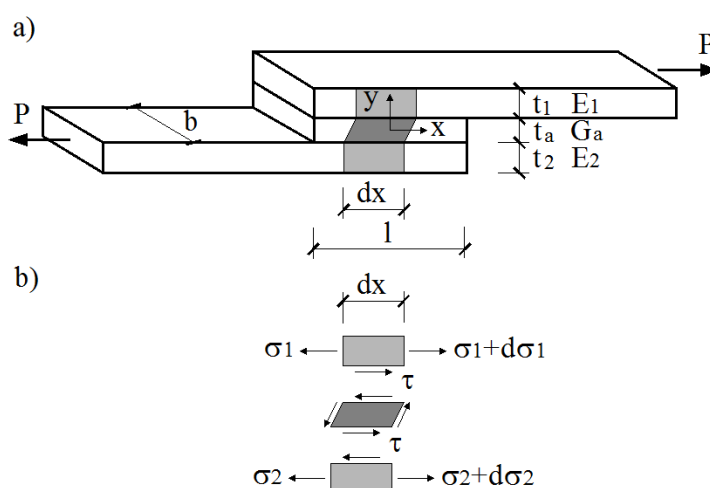
Wartość naprężenia ścinającego w tym przypadku, rozpatrywać można jako średnie naprężenie w warstwie kleju. Metoda nie jest realistyczna z powodu wielu uproszczeń, natomiast ciągle jest podstawą obliczania wytrzymałości na ścinanie skleiny [187]. Średnie naprężenia w skleinie wyznaczone z pomocą wzoru (5.1), w porównaniu do metod Volkersena [183], Golanda i Reissnera [184] czy Allmana [193] opisanych poniżej, są niższe odpowiednio 4,55, 3,95 oraz 4,4-krotnie w stosunku do wyznaczonych w pracach [183,184, 193] wartości naprężeń ścinających maksymalnych. Porównanie przeprowadzono w przypadku sklejenia dwóch elementów stalowych o przekroju 50x2mm z zakładką

o długości 100mm i skleijną grubości 1mm. Porównanie pokazuje, jak daleko idące uproszczenie może spowodować niedoszacowanie wartości naprężeń, które mogą spowodować zniszczenie złącza.



Rys.5.2. Odkształcenia w obciążonym złączu zakładkowym dwóch sprężystych materiałów sklejanych

Analiza Volkersena (1938) [183] wprowadza założenie zróżnicowania ścinania, zilustrowane na rysunku 5.2. Założenie obejmowało odkształcenia w skleinie tylko na skutek ścinania, ale dopuszczało odkształcenia elementów sklejanych od rozciągania, co przedstawiono na rysunku 5.3. Materiały sklejane rozpatrywane były jako sprężyste.



Rys.5.3. Złącze zakładkowe analizowane przez Volkersna [183]:
(a) geometria, (b) schemat rozpatrywanego wycinka

Naprężenia od rozciągania w górnym materiale są najwyższe w punkcie A, zgodnie z rysunkiem 5.2 i maleją do zera w punkcie B (powierzchnia swobodna). W związku z tym odkształcenia powinny stopniowo maleć od A do B w górnej powierzchni styku oraz od B do A w dolnej powierzchni styku klej-materiał sklejony. Redukcja odkształceń elementów sklejonych wzdłuż nakładki i ciągłość powierzchni skleina-materiał sklejony, powoduje niejednorodny wykres odkształceń i naprężeń od ścinania w warstwie kleju. Naprężenie ścinające osiąga maksimum przy końcach nakładki. W analizie Volkersena, wykres naprężeń ścinających τ w skleinie określany jest za pomocą wzoru [185] wynikającego z równania równowagi układu:

$$\tau = \frac{P}{bl} \left[\frac{w \cosh(wX)}{2 \sinh(w/2)} + \left(\frac{\psi - 1}{\psi + 1} \right) \frac{w \sinh(wX)}{2 \cosh(w/2)} \right], \quad (5.2)$$

w którym P [N] to obciążenie złącza, b [m] szerokość skleiny, a l [m] jej długość. W pracy [185] występuje błąd pisarski, który polega na nie uwzględnieniu w równaniu (5.2) nawiasu kwadratowego. Wyrażenia występujące w równaniu (5.2) opisane zostały zgodnie z [185]:

$$w^2 = (1 + \psi_I) \phi_I, \quad (5.3)$$

$$\psi_I = t_1/t_2, \quad (5.4)$$

$$\phi_I = \frac{G_a l^2}{E t_1 t_a}, \quad (5.5)$$

$$X = \frac{x}{l}, -\frac{1}{2} \leq X \leq \frac{1}{2}, \quad (5.6)$$

gdzie:

t_1 – grubość górnego materiału sklejonego,

t_2 – grubość dolnego materiału sklejonego,

E – moduł sprężystości sklejanym materiałów,

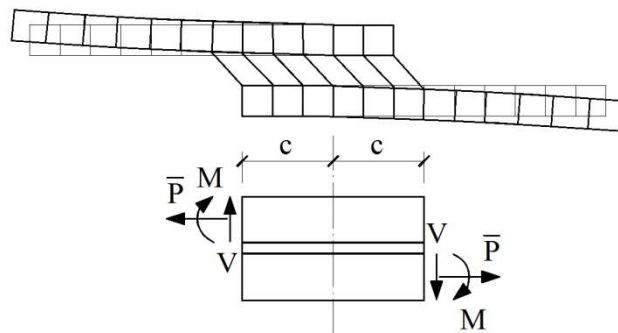
G_a – moduł Kirchhoffa kleju,

t_a – grubość kleju.

Początkiem układu współrzędnych jest środek długości nakładki.

Jednakże, analiza ta nie uwzględnia efektu zginania spowodowanego przez mimośrodowe obciążanie złącza z pojedynczą zakładką. Rozwiązanie to jest bardziej odpowiednie w analizach złącz z podwójną nakładką, ponieważ w tych złączach, zginanie spowodowane mimośrodowością obciążenia jest pomijalne.

Goland i Reissner (1944) [184] stwierdzili, że mimośrodowe obciążenie złącza z pojedynczą zakładką powoduje występowanie w układzie oprócz rozciągającej siły przyłożonej na jednostkę szerokości $\bar{P} = P/b$, momentu zginającego M oraz siły poprzecznej V przyłożonych do zakończeń złącza. Schemat złącza na zilustrowano na rysunku 5.4.



Rys.5.4. Model Golanda i Reissnera [184] z 1944 roku.

Pod wpływem występowania momentu zginającego, złącze będzie ulegało obrotowi, zmieniając kierunek linii obciążenia. W czasie obrotu złącza, moment zginający będzie malał powodując nieliniowy problem geometryczny, w którym wpływ dużego ugięcia materiału sklejanego musi być wzięty pod uwagę.

Autorzy [184] jako pierwsi użyli współczynnika momentu zginającego k oraz współczynnika siły poprzecznej k' , które wiążą przyłożone na jednostkę szerokości obciążenie rozciągające \bar{P} z momentem zginającym M oraz siłą poprzeczną V na końcach nakładki, zgodnie ze wzorami:

$$M = k \frac{\bar{P}t}{2}, \quad (5.7)$$

$$V = k' \frac{\bar{P}t}{c}, \quad (5.8)$$

gdzie:

t – grubość materiałów sklejanых ($t_1 = t_2$),

c – połowa długości nakładki.

Jeśli złącze się nie obróci, np. przy małym obciążeniu, współczynniki k i k' będą w przybliżeniu równe 1. Wraz ze wzrostem obciążenia rozciągającego, k i k' będą malały, a wraz z nimi M i V . Goland i Reissner wzięli pod uwagę wpływ dużych obrotów powierzchni głównych łączonych elementów, ale założyli również, że materiały sklejące będą nierozdzielne, nieskończenie cienką warstwą kleju. Współczynnik momentu zginającego przedstawili jako:

$$k = \frac{\cosh(u_2c)}{\cosh(u_2c) + 2\sqrt{2}\sinh(u_2c)}, \quad (5.9)$$

gdzie:

$$u_2 = \sqrt{\frac{3(1-\nu^2)}{2}} \frac{1}{t} \sqrt{\frac{\bar{P}}{tE'}} \quad (5.10)$$

E – moduł sprężystości materiałów sklejanых,

ν – współczynnik Poissona materiałów sklejanых.

Po określeniu obciążeń na końcach nakładki, Goland i Reissner [184] obliczali naprężenia ścinające i odrywające w skleinie, rozwiązując problem płaskiego stanu odkształcenia. Problem nieliniowości geometrycznej rozwiązali przez określenie obciążenia na końcach zakładki. Wyrażenie na naprężenia ścinające w kleju [184]:

$$\tau = -\frac{1}{8} \frac{\bar{P}}{c} \left\{ \frac{\beta_1 c}{t} (1 + 3k) \frac{\cosh\left[\left(\frac{\beta_1 c}{t}\right)\left(\frac{x}{c}\right)\right]}{\sinh\left(\frac{\beta_1 c}{t}\right)} + 3(1 - k) \right\}, \quad (5.11)$$

gdzie:

\bar{P} – siła przyłożona na jednostkę szerokości,

c – połowa długości nakładki,

t – grubość materiału sklejanego,

k – zgodne z równaniem (5.9)

$$\beta_I^2 = 8 \frac{G_a t}{E t_a} \quad (5.12)$$

Wyrażenie na naprężenia odrywające w kleju:

$$\sigma = \frac{1}{\Delta c^2} \bar{P} t \left[\left(R_2 \lambda_I^2 \frac{k}{2} - \lambda_I k' \cosh(\lambda_I) \cos(\lambda_I) \right) \cosh\left(\frac{\lambda_I x}{c}\right) \cos\left(\frac{\lambda_I x}{c}\right) \right. \\ \left. + \left(R_1 \lambda_I^2 \frac{k}{2} - \lambda_I k' \sinh(\lambda_I) \sin(\lambda_I) \right) \sinh\left(\frac{\lambda_I x}{c}\right) \sin\left(\frac{\lambda_I x}{c}\right) \right] \quad (5.13)$$

gdzie:

$$\lambda_I = \rho_I \frac{c}{t}, \quad (5.14)$$

$$\rho_I^4 = 6 \frac{E_a t}{E t_a} \quad (5.15)$$

gdzie:

E_a – moduł Younga kleju,

$$k' = \frac{kc}{t} \sqrt{3(1 - \nu^2) \frac{\bar{P}}{tE}}, \quad (5.16)$$

$$R_1 = -\cosh(\lambda_I) \sin(\lambda_I) + \sinh(\lambda_I) \cos(\lambda_I), \quad (5.17)$$

$$R_2 = \cosh(\lambda_I) \sin(\lambda_I) + \sinh(\lambda_I) \cos(\lambda_I), \quad (5.18)$$

$$\Delta_I = \frac{1}{2} [\sin(2\lambda_I) + \sinh(2\lambda_I)]. \quad (5.19)$$

Początkiem układu współrzędnych x jest środek długości nakładki.

Rozwiązano dwa graniczne przypadki w celu określenia naprężeń w kleju. W pierwszym, warstwa kleju była mało elastyczna, a nakładkę ogólnie traktowano jako odkształcającą się w jednym kierunku, o takich samych właściwościach materiałowych. W drugim przypadku, sklejka była elastyczna, a podatność złącza wynikała głównie z występowania warstwy kleju. Pierwszy przypadek jest typowy przy grubych materiałach sklejanym z drewna i tworzyw sztucznych. Drugi jest stosowany do złącz materiałów metalowych.

Wczesne prace wykonane przez Volkersena [183] oraz Golanda i Reissnera [184] były wielkim krokiem w kierunku analizy naprężeń złącz klejowych. Nie mniej jednak, ich prace miały kilka ograniczeń:

- Brak zmienności naprężeń kleju w kierunku grubości kleju.
- Założenie występowania maksymalnych naprężeń ścinających na końcach nakładki, co narusza warunek końca wolnego od naprężeń, prowadząc do raczej konserwatywnych prognoz obciążenia niszczącego.
- Rozważanie sklejonnych materiałów jako cienkich belek, z pominięciem odkształceń w kierunku ścinania wzdłuż grubości kleju, a także na kierunku normalnym, co jest szczególnie ważne przy ścinaniu w przyklejonych materiałach miękkich, takich jak kompozyty.

L.J. Hart-Smith [188] wziął pod uwagę wpływ dużych odkształceń, ale rozważał deformacje oddzielnie w górnym i dolnym materiale sklejanym nakładkowo, przez co nie negował występowania warstwy kleju. Hart-Smith [188] zaprezentował odmienne wyrażenie współczynnika momentu zginającego w stosunku do wyrażenia Golanda i Reissnera:

$$k = \left(1 + \frac{t_a}{t}\right) \frac{1}{1 + \xi_I c + \frac{1}{6} (\xi_I c)^2}, \quad (5.20)$$

gdzie:

t_a – grubość warstwy kleju,

$$\xi_I = u_2 c 2\sqrt{2}, \quad (5.21)$$

Oplinger [189] przedstawił bardziej szczegółowe analizy. Wychodząc z analizy Golanda i Reissnera [184] wziął pod uwagę skutki dużych ugięć zarówno na zewnątrz jak i wewnątrz nakładki, biorąc również pod uwagę poszczególne odkształcenia górnych i dolnych materiałów klejonych nakładkowo. Oplinger [189] otrzymał wyniki podobne do tych Golanda i Reissnera w przypadku dużych wartości grubości materiałów klejonych do grubości warstw kleju oraz istotne różnice w przypadku cienkich materiałów klejonych. Zhao [190] opracował prostszą formę współczynnika momentu zginającego, który jest odpowiedni w przypadku sklejanym materiałów grubych i sztywnych, ale ma ograniczenia przy krótkich nakładkach. Jego wyrażenie jest wiele prostsze i łatwiejsze w użyciu niż Hart-Smitha lub Golanda i Reissnera, dzięki pominięciu składnika nieliniowego względem ξ_I . Współczynnik ma postać:

$$k = \frac{1}{1 + \xi_I c}. \quad (5.22)$$

Ograniczeniami rozwiązań Volkersena i Golanda i Reissnera zajmowali się Ojalvo i Eidinoff (1978) [191], którzy badali wpływ grubości kleju oraz Tsai i in. (1998) [192], którzy badali odkształcenia w materiałach sklejonnych na kierunku normalnym i kierunku ścinania [185]. Ojalvo i Eidinoff [191], stwierdzili, że główna różnica pomiędzy teoriami uwzględniającymi i pomijającymi wpływ grubości kleju występuje na końcu nakładki. Maksymalne naprężenia ścinające rosną a odrywające maleją przy uwzględnieniu wpływu grubości skleiny. Wpływ grubości skleiny jest bardziej widoczny przy krótkich nakładkach, grubych materiałach sklejanym i sztywnych klejach.

Zgodnie z pracą [191] Ojalvo i Eidinoff zawarli pełniejszy opis naprężeń od ścinania w kleju w górnej i dolnej powierzchni kontaktowej (opisanych $i = 1$ lub 2):

$$\tau_i = G_a \left(\frac{u_1 - u_2}{t_a} + w_i \right). \quad (5.23)$$

Założyli, że wartości przemieszczeń w kleju zmieniają się liniowo pomiędzy górną i dolną powierzchnią kontaktową:

$$w(x, z) = \frac{w_1 + w_2}{2} + \frac{z}{t_a} (w_1 - w_2) \text{ oraz } u(x, z) = \frac{u_1 + u_2}{2} + \frac{z}{t_a} (u_1 - u_2). \quad (5.24)$$

Za pracą [191] do wprowadzania naprężeń Ojalvo i Eidinoff wykorzystują parametry bezwymiarowe:

$$\tau^* = \frac{\tau}{\bar{\tau}}, \sigma^* = \frac{\sigma}{\bar{\tau}}, x^* = \frac{x}{c}, \quad (5.25)$$

gdzie:

$$\bar{\tau} = \frac{\bar{P}}{2c}. \quad (5.26)$$

Naprężenie ścinające jest wtedy wyrażone jako:

$$\tau^* = \frac{2c \cdot \tau}{\bar{P}} = B_{1I} \cdot \cosh(\lambda_{II} \sqrt{2 + 6(1 + \beta_{II})^2} \cdot x^*) + B_{2I}, \quad (5.27)$$

gdzie:

$$B_{1I} = \frac{2\lambda_{II}(1 + 3(1 + \beta_{II})^2 k)}{\sqrt{2 + 6(1 + \beta_{II})^2} \cdot \sinh(\lambda_{II} \sqrt{2 + 6(1 + \beta_{II})^2} \cdot x^*)}, \quad (5.28)$$

$$B_{2I} = 1 - \frac{B_{1I} \cdot \sinh(\lambda_{II} \sqrt{2 + 6(1 + \beta_{II})^2})}{\lambda_{II} \sqrt{2 + 6(1 + \beta_{II})^2}}, \quad (5.29)$$

$$\lambda_{II} = \sqrt{\frac{G_a c^2}{Et}}, \quad (5.30)$$

$$\beta_{II} = \frac{t_a}{t}. \quad (5.31)$$

Przez to $E^* = E$ w naprężeniach oraz $E^* = E/(1 - \nu^2)$ w odkształceniach. Współczynnik momentu zginającego k zdefiniowany poprzez:

$$k = \frac{M_0}{(N_0 t / 2)(1 + \beta_{II})}, \quad (5.32)$$

gdzie:

M_0 – moment wywołany zginaniem elementów sklejaných na końcu złącza,

N_0 – siła rozciągająca w skleinie.

Naprężenia odrywające σ^* określone zostały jako:

$$\sigma^* = B_{3I} \cdot \sin h(\epsilon_1 x^*) \sin(\epsilon_2 x^*) + B_{4I} \cosh(\epsilon_1 x^*) \cos(\epsilon_2 x^*), \quad (5.33)$$

gdzie:

$$\epsilon_1 = \sqrt{\frac{3\beta_{II}\lambda_{II}^2}{2} + \frac{\rho_{II}}{2}}, \quad (5.34)$$

$$\epsilon_2 = \sqrt{-\frac{3\beta_{II}\lambda_{II}^2}{2} + \frac{\rho_{II}}{2}}, \quad (5.35)$$

$$\rho_{II} = \sqrt{\frac{24E_a c^4}{Et^3 t_a}}. \quad (5.36)$$

Bardziej złożone teorie Allmana (1976) [193] oraz Chena i Chenga (1983) [194], przewidują występowanie maksymalnych naprężeń odrywających w pobliżu końca nakładki. Allman [193] pokazał, że odległość od końca nakładki do miejsca występowania maksymalnych naprężeń odrywających zależy od względnej podatności pomiędzy klejem i materiałami klejonymi. Używając złącza ze względnie podatną warstwą kleju, Chen i Cheng [194] stwierdzili, że maksymalne naprężenie odrywające w kleju nie występuje na końcu zakładki, lecz w odległości około 20% grubości materiału sklejanego od jej końca. Z reguły, w analizach, podłużnie lub poprzecznie do grubości kleju, odkształcenia w kierunku normalnym i ścinania materiału sklejanego są pomijane w porównaniu do wysokich odkształceń podłużnych, tak jak w przypadku analiz klasycznych. Nadal występują jednak duże poprzeczne naprężenia ścinające i normalne w skleinie na granicy klej/materiał sklejony. Jeżeli występuje w złączu materiał z niskim poprzecznym modułem w kierunku normalnym i kierunku ścinania, tak jak w przypadku przyklejania kompozytów, naprężenia te spowodują duże odkształcenia poprzeczne w kierunku ścinania i normalnym w materiale sklejonym w pobliżu granicy styku skleina – materiał klejony. Dlatego, w przypadku sklejanía materiałów kompozytowych, należy uwzględnić odkształcenia poprzeczne tego materiału od ścinania i odkształcenia w kierunku normalnym.

Tsai, Oplinger i Morton (1998) [192] udoskonalili klasyczne prace Volkersena [183] oraz Golanda i Reissnera [184] do złącz zakładkowych pojedynczych oraz De Bruyne (1944) [187] do złącz z podwójną nakładką, w celu obliczania odkształceń od ścinania materiałów sklejaných, z założeniem liniowej zmienności po grubości kleju. Pokazali, że te udoskonalenia dają bardziej zbliżone wyniki z doświadczalnymi niż klasyczne rozwiązania, zwłaszcza gdy stosowane są przyklejane materiały kompozytowe. Mimo swoich ograniczeń, klasyczne rozwiązania nadal są punktem odniesienia do nowych rozwiązań i założeń

projektowych. Ponadto, rozwiązania są stosunkowo proste i nie wymagają potrzeby stosowania komputerów o dużej mocy obliczeniowej [185].

$$\frac{\tau}{\tau_{av}} = \frac{1}{4} \left\{ \frac{\beta_{III} c}{t} (1 + 3k) \frac{\cosh\left(\frac{\beta_{III} c x}{t}\right)}{\sinh\left(\frac{\beta_{III} c}{t}\right)} + 3(1 - k) \right\}, \quad (5.37)$$

gdzie:

$$\beta_{III}^2 = 8 \frac{G_a}{E} \frac{t}{t_a} \left(\frac{1}{1 + 2G_a t / (3G t_a)} \right). \quad (5.38)$$

Oprócz określanych mianem dzieł klasycznych, kilku autorów pracowało nad uzyskaniem bardziej ogólnych rozwiązań, np. poprzez zastosowanie nieidentycznych materiałów sklejaných, różnych grubości i właściwości materiału lub zastosowania przyklejanych materiałów kompozytowych [86, 193, 195 – 209]. Jednakże, im bardziej model jest ogólny, tym bardziej wyrażenia rozwiązań stają się skomplikowane i wymagają użycia komputera do rozwiązania. Występują dwa klasyczne rozwiązania stosowane z użyciem komputera. W jednym, używana funkcja prowadzi do uzyskania wartości naprężeń, takich jak u Golanda i Reissnera [184] lub Volkersena [183]. W drugim, należy rozważać odkształcenia po grubości (lub poprzecznie) na kierunku ścinania i kierunku normalnym w materiałach sklejoných. Dotyczy to szczególnie materiałów kompozytowych (laminatów). Najważniejsze z wczesnych analiz z uwzględnieniem tych deformacji były prace Rentona i Vinsona [195], Srinivasa [196] i Allmana [193]. Renton i Vinson [195] oraz Srinivas [196], przeprowadzili podobne analizy, w których naprężenia w sklecinie są stałe po grubości, a podłużne naprężenia normalne zostały pominięte. W modelu Rentona i Vinsona [195] spełniony jest dodatkowo, warunek zerowych naprężeń ścinających na końcu zakładki. Z drugiej strony, w analizach Allmana [193], naprężenia odrywające są zmienne po grubości kleju, a ponadto spełniony jest warunek zerowych naprężeń ścinających na końcach zakładki. Podobnie jak w poprzednich dwóch analizach, naprężenia ścinające w sklecinie założone są o stałej wartości po grubości kleju, a naprężenia normalne w kierunku podłużnym w sklecinie są pominięte.

Z powodu wzrostu zastosowań w inżynierii materiałów kompozytowych, Renton i Vinson [195,197] zasugerowali, że analizy powinny brać pod uwagę nie tylko anizotropiczne właściwości materiałów kompozytowych, ale również konstrukcji laminatu (anizotropiczne właściwości zarówno każdego laminatu oraz układ włókien w laminacie). Używając teorii płyt kompozytowych, wyprowadzili liniowo-sprężystą analizę pomiędzy dwoma identycznymi lub różnymi laminowanymi lub izotropicznymi materiałami w przypadku pojedynczego złącza zakładkowego. Materiały sklezione są symetryczne względem ich własnej osi, a każdy laminat ma właściwości ortotropowe. Dodatkowo rozważano wpływy termiczne na zachowanie złącza. Te analizy doprowadziły do wyprowadzenia dwóch połączonych, liniowych równań różniczkowych czwartego rzędu z 26 warunkami brzegowymi, które muszą być spełnione celem uzyskania naprężeń ścinających i odrywających. Był to kolejny znaczący wkład w analizę złącza zakładkowego. Tak jak w poprzednich analizach, naprężenia ścinające i odrywające w kleju założono jako stałe na grubości kleju [198].

Srinivas [196] zauważył, że biorąc pod uwagę, cienkie materiały sklezione bez poprzecznych naprężeń ścinających i normalnych, uzyskuje się błędy w wynikach metod Golanda i Reissnera [184] i Hart-Smitha [188]. Wyprowadził analizę sprężystą, w której rozważano składowe naprężeń. Rozważał zarówno pojedynczą oraz podwójną nakładkę. W jego metodzie grubość materiałów sklejonnych była stała, ścinana lub stopniowa. Ścinane materiały klejone były wyidealizowane jako stopniowane. Wpływ dużych odkształceń w złączu został uwzględniony, przy rozwiązaniu problemu nieliniowości geometrycznej. Złącze nakładkowe zostało podzielone na obszar zakładki i obszar zewnętrzny. Zakładka może być podzielona na więcej obszarów, w zależności od istnienia stopni lub przerw w złączu. Równania w każdym obszarze zostały rozwiązane oddzielnie i spełniły warunki brzegowe na końcach każdego obszaru. Model Srinivasa [196] ma wadę potrzeby rozwiązania numerycznego oraz pomijania ważnych właściwości, takich jak zmiana naprężeń w kleju po grubości i warunek zerowych naprężeń na końcu nakładki.

Sprężysta teoria Allmana [193] zawiera jednocześnie efekty zginania, rozciąganie i ścinanie w materiałach sklejonnych oraz ścinanie i odrywanie w skleinie. Jego rozważania dotyczyły symetrycznych nakładkowych złącz pojedynczych, które wykazały jednak, że sposób ten może być zastosowany do innych typów złącz, takich jak z podwójną nakładką. Brano pod uwagę izotropiczne i kompozytowe materiały sklepane. Momenty zginające i siły poprzeczne na końcu złącza u Allmana obliczane były jak w przypadku Golanda i Reissnera [184]. Wykres naprężeń w materiałach sklepanych i kleju był wyrażony za pomocą funkcji naprężeń, które spełniały wszystkie warunki równań równowagi i warunków brzegowych naprężeń, w tym zerowych naprężeń w kleju na końcu złącza. W przypadku materiałów sklepanych, założono płaski stan odkształcenia, rozważając podłużne i poprzeczne naprężenia normalne i ścinające, zmienne po grubości. W warstwie kleju rozważano jedynie naprężenia ścinające, które założono jako stałe po grubości kleju i odrywające, zmieniające się liniowo. Allman wskazał również, że możliwe jest włączenie nieliniowości materiału w razie potrzeby, jeżeli zastosuje się odpowiednie modyfikacje do wyrażania energii odkształcenia.

Podejście Allmana zastosowali również Chen i Cheng [194] rozważając charakterystyki nieliniowej geometrii złącza pojedynczego oraz określając siły w złączu jak Golland i Reissner [184]. Założyli, że naprężenia ścinające w kleju nie zmieniają się na grubości i pokazali, w równaniach równowagi, że naprężenia podłużne w kleju są zerowe. Naprężenia odrywające zmieniają się liniowo po grubości kleju. Pokazali, że wszystkie składowe naprężeń mogą być wyrażone w warunkach dwóch nieznanymi niezależnymi funkcji $x(\Phi i \Phi^*)$.

Oparte na analizach Allmana, badania Adamsa i Mallicka [200] objęły zarówno złącza pojedyncze i z podwójną nakładką. Sformułowania analityczne tych dwóch typów złącz są podobne. Materiały klejone mogą być o charakterze izotropowym lub kompozytowym. Klejone kompozyty ograniczone zostały do jednokierunkowo zbrojonych. Co więcej, materiały sklepane mogą się różnić właściwościami materiałowymi i/lub grubością. Materiały rozważano jako sprężyste, a klej mógł odkształcać się plastycznie.

W analizie Adamsa i Mallicka [200] naprężenia w kleju zmieniają się po jego grubości. Podłużne naprężenia normalne w kleju i materiałach sklepanych założono jako zmienne po grubości kleju w celu obliczenia cieplno-wilgotnościowych odkształceń w kleju i materiałach sklepanych. Ze względu na zwiększoną złożoność naprężeń w kleju i różnych materiałów, cały zakres naprężeń był wyrażony czterema niezależnymi funkcjami, zamiast dwiema jak

w pracy Chena i Chenga [194]. Dzięki tej dodatkowej złożoności autorzy nie wyprowadzili końcowej postaci równania, zamiast tego dokonali dyskretyzacji równania przez podzielenie złącza na szereg przedziałów funkcji i pierwszych pochodnych tworzących nieznanne parametry w każdym węźle. Metoda potrzebuje użycia komputera w celu uzyskania ostatecznych wyników.

Dwuwymiarowa analiza liniowo-sprężysta Frostiga, Thomsena i Mortensena [201] jest rozwinięciem ich wcześniejszej pracy nad analizą płyt warstwowych z poprzecznie giętkimi lub sztywnymi rdzeniami. Naprężenia ścinające zakładane były jako stałe na grubości kleju a odrywające jako zmienne. Materiały sklejane modelowane były jako liniowo sprężyste cienkie belki lub płyty (szerokie belki) przestrzegając założeń Bernoulliego-Eulera. Pola naprężeń i odkształceń były jednolite na całej szerokości. Materiały sklejane mogą być metalowe lub z laminatów kompozytowych. Odkształcenia od ścinania i normalne (na grubości) w materiałach sklejanych pominięto. Analiza ta była jedyną, która rozważała wpływ kleju. Wpływ kleju modelowano z użyciem dwóch podejść pamiętając, że wolny od naprężeń koniec kleju nie jest w przypadku wypływu wymagany. W pierwszym podejściu, poprzeczne przemieszczenie w kleju (po grubości) zrównano z poprzecznymi przemieszczeniami względnymi obu materiałów klejonych. W drugim, wpływ kleju zamodelowano jako pochylone równoważne sprężyste pasmo ze sztywnością tylko w płaszczyźnie podłużnej.

Przyglądając się poprzednim analizom Bigwood i Crocombe [202] zauważyli, że większość z nich można stosować do złącz w jednej konfiguracji, z pojedynczą lub podwójną nakładką. Dlatego spróbowali utworzyć ogólną analizę sprężystą, która pozwoliłaby na analizę różnych konfiguracji połączeń klejowych w złożonych stanach obciążenia, składających się z sił rozciągających i ścinających oraz z momentu zginającego na końcach złącza. Zamodelowali obszar zakładki jako warstwowy (materiał sklejony – skleina), co pozwala na analizę dowolnej konfiguracji, która może być uproszczona do tej postaci. Bigwood i Crocombe [202] stworzyli dwie uproszczone dwuparametrowe formuły projektowe, które określają naprężenia ścinające i odrywające na końcach nakładki. Formuły zapewniają proste wstępne oszacowanie wytrzymałości połączenia. W celu ułatwienia analizy wyprowadzania wzorów projektowych do określenia maksymalnych naprężeń ścinających i odrywających, zagadnienia rozłączyli.

Sawa ze współpracownikami [203], analizowali złącze pojedyncze, składające się dwóch podobnych sklejonych materiałów o izotropowych pod obciążeniem rozciągającym, jak w przypadku kontaktu trzech ciał. W analizie użyli zadania płaskiego teorii sprężystości do obliczenia wykresu naprężeń kontaktowych na powierzchni materiał sklejony – skleina. Badania numeryczne pokazały, że przez pocienienie materiału przyklejanego i jego moduł Younga, kontaktowe naprężenia ścinające w pobliżu zakończenia nakładki rosną.

W pracy [204] rozwinęli swoje poprzednie analizy do obliczania różnych sklejanych materiałów izotropowych. Użyli funkcji naprężeń Airego w celu wyrażenia odkształceń i naprężeń w komponentach, a warunki brzegowe pozwalały na analizę trzech skończonych elementów paskowych (górny materiał sklejony, skleina, dolny materiał sklejony). W każdym pasku, rozważali podłużne i poprzeczne naprężenia normalne oraz podłużne naprężenia ścinające. Warunek zerowych naprężeń ścinających w kleju na końcach nakładki był spełniony. Odkryli, że istnieje grubość kleju, przy której wartość osobliwości jest minimalna,

co oznacza, że istnieje optymalna grubość warstwy kleju pod względem wytrzymałości połączenia.

Generalnie, metody analityczne dowodzą wzrostu wytrzymałości skleiny ze wzrostem grubości warstwy kleju w złączu. Jednakże w praktyce, okazuje się, że wytrzymałość skleiny spada ze wzrostem grubości kleju w złączu. Adams i Peppiatt [205] próbowali to wytłumaczyć występowaniem większej liczby wad w złączu (pustek powietrznych lub mikro rys). Możliwym powodem jest występowanie w złączu z grubszą skleiną wyższego zginania materiałów sklejonych z powodu mimośrodu obciążenia. Wpływ grubości kleju na wytrzymałość złącza można również wytłumaczyć naprężeniami na styku skleina-materiał skleiony [206,207]. Dlatego, aby realnie przewidywać obciążenia, model analityczny musi zawierać zmienność naprężeń w skleinie na jej grubości, z uwzględnieniem naprężeń na powierzchniach kontaktu materiałów. Tounsi i Benyoucef wyprowadzili analityczne rozwiązanie naprężeń na powierzchniach kontaktowych w belkach żelbetowych wzmocnionych przyklejonymi taśmami FRP [208], a w pracy [86] Benachour, Benyoucef, Tounsi i Adda Bedia wyprowadzili wzory na naprężenia na powierzchniach kontaktowych w belkach stalowych wzmocnionych przyklejonymi sprężonymi taśmami FRP.

Wang i Zhang [209] zaproponowali nowatorski model trój-parametrowy, sprężystego podłoża do analiz złącza zakładkowego. Klasyczny dwu parametrowy model sprężystego podłoża nie spełnia warunków zerowych naprężeń ścinających na krawędziach warstwy klejącej. Aby wyeliminować ten brak, badanie warstwy kleju przeprowadzono poprzez połączenie dwóch warstw sprężystych połączonych warstwą ścinaną. Ten model umożliwia zróżnicowanie naprężeń odrywających wzdłuż dwóch powierzchni kontaktowych klej/materiał skleiany, dlatego pozwala na spełnienie warunków brzegowych warstwy kleju. Model ten odzyskuje brakujący "stopień swobody" w płaskim modelu sprężystego podłoża warstwy kleju przez wprowadzenie poprzecznych przemieszczeń warstwy kleju jako niezależnych parametrów.

Kolejnym typem analiz złącza zakładkowego są dwuwymiarowe modele fizyczne sprężysto-plastyczne. W przypadku stosowania w złączu kleju o dużym odkształceniu plastycznym przy zniszczeniu, na przykład żywic epoksydowych modyfikowanych gumą, plastyczność kleju musi zostać uwzględniona, aby poprawnie odwzorować wykresy naprężeń i odkształceń po uplastycznieniu skleiny (kiedy płynie). Materiały skleione również mogą się uplastyczyć, zatem analiza musi zakładać takie zachowanie, jeżeli dąży się do przewidzenia realnych obciążeń niszczących.

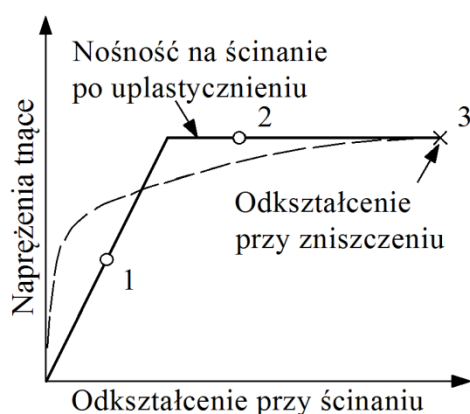
Nieliniowość materiałów z powodu plastycznego zachowania jest często pomijana przez wzrost skomplikowania wyrażenia matematycznego. Zwykle, nieliniowość materiału jest realizowana tylko w modelach elementów skończonych. Większość analiz przedstawia założenia zachowania plastycznego tylko w warstwie kleju.

Hart-Smith w swoich pracach o złączach pojedynczych [188] i z podwójną nakładką [210] przedstawił wartościowe rozważania nad plastycznymi właściwościami kleju. Rozwinął analizy Volkersena [183] i De Bruyne [187] do złącz z podwójną nakładką [210] oraz pracę Golanda i Reissnera [184] do złącz pojedynczych [188], w przypadku których zaprezentował alternatywne wyrażenia współczynnika momentu zginającego.

Hart-Smith określał plastyczne zachowanie kleju, przy użyciu sprężysto-plastycznego modelu naprężeń ścinających. Uwzględnił również zróżnicowanie sztywności i niezgodności

w rozszerzalności termicznej materiałów sklejaných. Przy uwzględnieniu plastyczności kleju, przewidywane wytrzymałości złącza są wyższe niż w przypadku analizy sprężystej. Maksymalna wytrzymałość złącza obliczona została z użyciem kryterium zniszczenia jako maksymalnych odkształceń od ścinania. Różnice w sztywności pomiędzy materiałami sklejonými nie spowodowały zmniejszenia wytrzymałości połączenia.

W celu scharakteryzowania zachowania kleju, Hart-Smith wybrał model sprężysto-plastyczny zgodny z rysunkiem 5.5, to znaczy taki, w którym wytrzymałość na ścinanie i odkształcenia w modelu są równe niszczącym naprężeniom ścinającym i odkształceniom kleju, tj. kiedy obie krzywe mają tę samą energię odkształcenia. Pokazał, że każdy model kleju określony przez dwie linie proste, które mają takie same naprężenia niszczące, odkształcenia i energię odkształcenia, przewiduje taką samą maksymalną wytrzymałość złącza sklejoných materiałów jednolitych.



Rys.5.5. Krzywa ścinania kleju u Hart-Smitha [188]

Wszelkie niezgodności w odkształcalności termicznej pomiędzy materiałami sklejanými obniżają wytrzymałość złącza. Obniżenie wytrzymałości z powodu niezgodności odkształcalności termicznych rośnie ze wzrostem grubości materiałów sklejoných i ich sztywności. Równania wymagają iteracyjnego rozwiązania i opisanie wykresu naprężeń ścinających i odkształceń w obszarach sprężystych i plastycznych zakładki.

Skutki naprężeń odrywających są bardziej widoczne w złączach pojedynczych niż w tych z podwójną nakładką z powodu mimośrodowego obciążenia, co jest problemem w klejeniu materiałów kompozytowych, które mają niską wewnętrzną wytrzymałość na rozciąganie. Problem ten staje się bardziej poważny ze wzrostem grubości materiałów sklejaných, ponieważ ze wzrostem grubości może wzrosnąć całkowite obciążenie w płaszczyźnie, a wytrzymałość na rozciąganie na grubości jest ograniczona poprzeczną wytrzymałością kompozytu na rozciąganie.

Naprężenia ścinające w kleju Hart-Smith [188] wyraził wzorem:

$$\tau = B_{1II} \cosh(2\lambda_{IV}x) + B_{2II}, \quad (5.39)$$

gdzie:

$$\lambda_{III} = \sqrt{\left[\frac{1 + 3(1 - \nu^2)}{4} \right] \frac{2G_a}{t_a E t}}, \quad (5.40)$$

$$B_{1II} = \frac{G_a}{t_a E t} \left[\bar{P} + \frac{6(1 - \nu^2)M}{t} \right] \frac{1}{2\lambda_{III} \sinh(2\lambda_{III} c)}, \quad (5.41)$$

$$B_{2II} = \frac{1}{2c} \left[\bar{P} - 2 \frac{B_{1II}}{2\lambda_{III}} \sinh(2\lambda_{III} c) \right], \quad (5.42)$$

$$M = \bar{P} \left(\frac{t + t_a}{2} \right) \frac{1}{1 + \xi_{II} c + (\xi_{II}^2 c^2 / 6)}, \quad (5.43)$$

$$\xi_{II}^2 = \frac{\bar{P}}{D}, \quad (5.44)$$

$$D = \frac{E t^3}{12(1 - \nu^2)}. \quad (5.45)$$

Naprężenia odrywające w kleju w złączu zakładkowym Hart-Smith [188] wyraził wzorem:

$$\sigma = B_{3II} \cosh(\chi_I x) \cos(\chi_I x) + B_{4II} \sinh(\chi_I x) \sin(\chi_I x), \quad (5.46)$$

gdzie:

$$\chi_I^4 = \frac{E_a}{2D t_a}, \quad (5.47)$$

$$B_{3II} = - \frac{E_a M [\sin(\chi_I c) - \cos(\chi_I c)]}{t_a D \chi_I^2 e^{(\chi_I c)}}, \quad (5.48)$$

$$B_{4II} = \frac{E_a M [\sin(\chi_I c) + \cos(\chi_I c)]}{t_a D \chi_I^2 e^{(\chi_I c)}}. \quad (5.49)$$

Hart-Smith rozważał również plastyczność naprężeń ścinających w kleju, utrzymując naprężenia odrywające w zakresie sprężystym. Naprężenia ścinające modelował z użyciem biliniowej sprężysto-idealnie plastycznej aproksymacji. Obszar zakładki podzielił na trzy części. Dwie skrajne – plastyczne i centralna – sprężysta. Schemat przedstawiono na rysunku 5.6. W obszarze sprężystym, problem rozważał w warunkach naprężeń ścinających:

$$\tau = B_{5II} \cosh(2\lambda_{III} x) + \tau_p (1 - K). \quad (5.50)$$

W obszarach plastycznych, problem rozważał w warunkach odkształceń ścinających:

$$\gamma = \gamma_e \{1 + 2K[(\lambda_{III}x')^2 + \lambda_{III}x' \tanh(\lambda_{III}d)]\}, \quad (5.51)$$

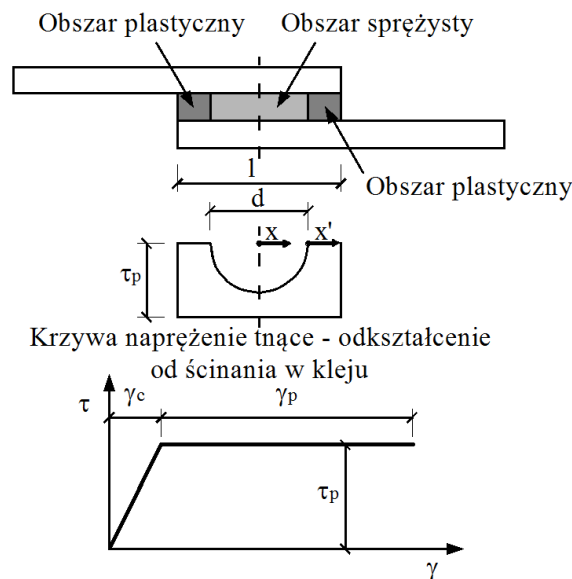
gdzie:

τ_p – plastyczne naprężenia ścinające w kleju,

γ_e – sprężyste odkształcenie ścinające w kleju,

K – współczynnik,

$$B_{5II} = \frac{K\tau_p}{\cosh(\lambda_{III}d)}. \quad (5.52)$$



Rys.5.6. Plastyczność w kleju w złączeniu zakładkowym nawiązując do Hart-Smitha [188]

K i d są rozwiązywane poprzez iterację z użyciem odpowiednich równań przedstawionych w [188].

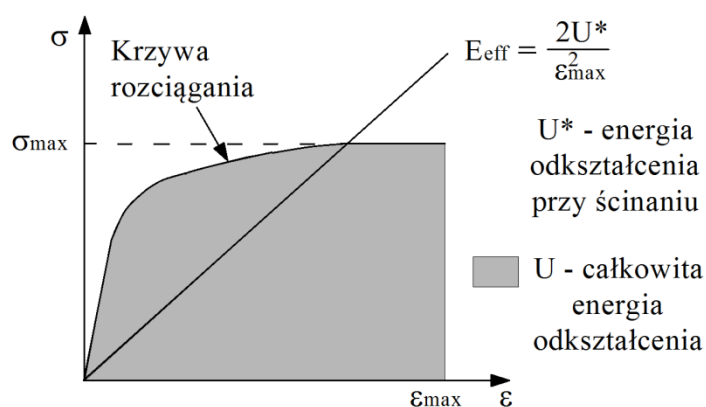
Bigwood i Crocombe [211] rozwinęli swoje analizy sprężyste [202] w celu obliczania kleju w zakresie nieliniowym. Model może zawierać nieliniowe zachowanie naprężeń w kleju oraz może być poddany różnym postaciom obciążenia. Płynięcie kleju zamodelowano za pomocą hipotezy Hubera opisaney jako kryterium von Misesa i zmodyfikowane kryterium von Misesa:

$$\sigma_u = \sqrt{(\sigma_y^2 + \sigma_z^2 - \sigma_y\sigma_z + 3\tau_{xy}^2)}. \quad (5.53)$$

Zmodyfikowane kryterium von Misesa wyrażone w warunkach współczynnika s [211], hipoteza HMM:

$$\sigma_u = \frac{1}{2s} \left\{ (\sigma_y + \sigma_z)(s - 1) + \sqrt{(\sigma_y + \sigma_z)^2 (s - 1)^2 + 4s(\sigma_y^2 + \sigma_z^2 - \sigma_y\sigma_z + 3\tau_{xy}^2)} \right\}. \quad (5.54)$$

Adams i Mallick [200] w analizie opisanej wcześniej, również rozważali sprężysto-plastyczne zachowanie kleju. Autorzy wzięli pod uwagę wpływ plastyczności kleju stosując procedurę iteracyjną. Kolejne przyrosty obciążenia stosuje się do momentu osiągnięcia przez maksymalne naprężenia lub odkształcenia poziomu zniszczenia lub do czasu zastosowania pełnego obciążenia. Z drugiej strony, autorzy stwierdzili, że podczas gdy naprężenia ścinające były ograniczone przez uplastycznienie kleju, odkształcenia od ścinania w kleju przyjmowały formę wykresu odkształceń od ścinania podobną do przewidywanej teorią Volkersena. Z tego powodu wprowadzili rozwiązanie liniowego efektywnego modułu sprężystości [212]. Zrównali energię pod krzywą naprężenie-odkształcenie dwóch przypadków i przy użyciu tych samych odkształceń przy zniszczeniu (patrz rysunek 5.7), unikając stosowania do kleju dwuliniowych krzywych naprężenie-odkształcenie używanych przez Hart- Smitha, umożliwili zastosowanie jednej analizy liniowej.



Rys.5.7. Propozycja Adamsa i Mallicka [212] rozwiązania „Modułu efektywnego”

W analizie Mortensena i Thomsena [213], warstwę kleju modelowano zarówno jako materiał zachowujący się liniowo i nieliniowo. Nieliniowe zachowanie kleju zakładali przy użyciu siecznego modułu sprężystości na krzywej nieliniowej naprężenie-odkształcenie w połączeniu ze zmodyfikowanym kryterium plastyczności von Misesa. Porównali wyniki liniowego zachowania kleju z tymi uwzględniającymi nieliniowe zachowanie kleju i stwierdzili, że nawet przy niskim obciążeniu, nieliniowość zachowania kleju wpływa na naprężenia w kleju, ponieważ nieliniowe zachowanie kleju prowadzi do zmniejszenia koncentracji naprężeń na końcach nakładki, tak jak przewidywał m.in. Hart-Smith [188].

Podobnie jak Mortensen i Thomsen, Smeltzer i Klang [214] rozważali przyklejony kompozyt na warstwę kleju o nieliniowym zachowaniu. W analizie rozważali symetryczne laminaty kompozytowe z uwzględnieniem wpływu poprzecznego odkształcenia ścinającego w materiałach sklejanym, przy użyciu teorii pierwszego rzędu odkształcenia od ścinania laminowanej płyty. Zachowanie kleju zamodelowano za pomocą plastycznej teorii odkształcenia ze zmodyfikowaną wersją kryterium plastyczności von Misesa. Naprężenia ścinające i odrywające przyjęto za stałe na całej grubości kleju, a warunek zerowych naprężeń ścinających na końcach nakładki nie był brany pod uwagę.

Analizy plastyczne przedstawione wcześniej, w większości rozważały liniowo sprężyste zachowanie materiałów sklejanym, a tylko niektóre uwzględniały rozważały izotropowy lub

kompozytowe charakterystyki materiałów sklejonych. Tylko kilka znalezionych w literaturze analiz uwzględnia nieliniowe zachowanie zarówno materiału sklejanego i kleju [215 – 217].

Nieliniowa analiza Grimesa i Greimanna [215] wykorzystuje równania różniczkowe. Autorzy zbadali trzy rodzaje połączeń: pojedyncze zakładkowe, z podwójną nakładką i stopniowane nakładkowe. Złącza były rozważane jako wystarczająco szerokie, aby możliwe było założenie płaskiego stanu odkształcenia. Materiały sklepane mogą być odmienne pod względem właściwości materiału (izotropowy lub ortotropowy) jak i pod względem grubości. W przypadku kiedy sklepane materiały zakładane były jako ortotropowe, laminaty rozpatrywano jako symetryczne względem ich środka. Materiały sklepane modelowano jako płaskie płyty zginane. Naprężenia ścinające i odrywające w elementach sklepanych były pomijane, pod uwagę brano jedynie podłużne naprężenia normalne. Nieliniowe zachowanie elementów sklepanych modelowano zgodnie z teorią odkształcenia plastycznego przy użyciu przybliżenia do krzywej naprężenie-odkształcenie Ramberga i Osgooda zarówno do izotropowych i ortotropowych elementów sklepanych. W analizie Grimesa i Greimanna [215] naprężenia odrywające i ścinające w kleju przyjęto jako stałe po grubości kleju. Podłużne naprężenia normalne pominięto.

Bigwood i Crocombe [211] rozwinęli swoją analizę sprężystą [202], aby umożliwić obliczanie nieliniowego zachowania kleju. Następnie rozszerzyli analizy [211] w celu obliczania sklepanych materiałów i kleju przy zachowaniu nieliniowym [216]. Model Crocombe i Bigwooda [216] może uwzględnić nieliniowe zachowanie naprężeń zarówno w skleinie i sklepanych elementach i może zostać poddany kilku przypadkom obciążenia. Niestety, analiza ta nie uwzględnia odkształceń materiałów sklepanych od ścinania. Jest to ważny aspekt przy sklepaniu elementów ze stosunkowo niskim poprzecznym modułem sprężystości, jak w przypadku laminatów kompozytowych. Równania naprężeń ścinających i odrywających w kleju zostały wyrażone w funkcji odkształceń nieliniowych.

Wang, Cui, Sinclair i Spelt [217] rozszerzyli badania Crocombe i Bigwooda [216], aby umożliwić uwzględnienie odkształceń od ścinania elementów sklepanych w celu przewidzenia zniszczenia kleju w dowolnych połączeniach z występującym wysokim uplastycznieniem materiałów sklepanych. Stwierdzili, że odkształcenia od ścinania elementów sklepanych zwiększają naprężenia w pobliżu końca złącza porównując z wynikami Crocombe i Bigwooda [216]. Uzyskane wyniki były w bliskiej zgodności z wynikami z numerycznymi analizy MES z wyjątkiem koncentracji naprężeń i odkształceń zlokalizowanych w pobliżu krawędzi końcowej złącza.

Adams, Comyn i Wake [218] zaproponowali prostą metodę projektowania opierając się o wytrzymałość materiału sklejanego i potwierdzenie tego z danymi doświadczalnymi. Metoda jest możliwa do zastosowania przy materiałach sklepanych nie ulegających płynięciu z plastycznym klejem (10% lub więcej procent odkształcenia przy zniszczeniu) oraz przy elementach sklepanych, które mogą się uplastyczyć i płynąć z każdym rodzajem kleju (plastycznym lub kruchym). W przypadku klejów pośrednich lub kruchych i sklepanych materiałów nieuplastyczniających się, analiza staje się bardziej złożona i autorzy zasugerowali rozwiązanie przy wykorzystaniu metody elementów skończonych lub bardziej kompletnych rozwiązań analitycznych.

W złączach zakładkowych ze sprężystymi materiałami, obciążenie powodujące całkowite uplastycznienie kleju (na całym jego obszarze) opisane zostało jako [218]:

$$P_a = \tau_y bl, \quad (5.55)$$

gdzie:

P_a – siła niszcząca złącze klejowe,

τ_y – granica plastyczności kleju.

Podłużne naprężenie σ_t występujące w materiale sklejanym wywołane siłą P to:

$$\sigma_t = \frac{P}{bt}. \quad (5.56)$$

Jeżeli w złączeniu występuje zginanie (jak w analizach Golanda i Reissnera), naprężenie na wewnętrznej powierzchni materiału sklejanego σ_s wywołane momentem zginającym M to:

$$\sigma_s = \frac{6M}{bt^2}, \quad (5.57)$$

gdzie:

$$M = \frac{kPt}{2}. \quad (5.58)$$

Zmienna k jest współczynnikiem momentu zginającego, który redukuje się od jedności w trakcie obrotu nakładki pod obciążeniem. Naprężenia występujące w elementach sklejanym są sumą naprężeń od rozciągania i zginania. W związku z tym, obciążenie maksymalne, które może być przeniesione określa właśnie wytrzymałość materiału sklejanego P_s :

$$P_s = \frac{\sigma_y bt}{1 + 3k}, \quad (5.59)$$

gdzie σ_y jest granicą plastyczności materiału sklejanego.

W przypadku niskich wartości obciążeń i krótkich zakładki k jest w przybliżeniu równa jedności. W takim przypadku:

$$P_s = \frac{\sigma_y bt}{4}. \quad (5.60)$$

W przypadku złączy, których stosunek długości złącza do grubości materiału sklejanego ma wartość $l/t \geq 20$, wartość współczynnika k maleje dążąc do 0. W tym przypadku, cały przekrój poprzeczny ulega płynięciu od rozciągania przy wartości:

$$P_s = \sigma_y bt. \quad (5.61)$$

W przypadku sklejonym materiałów o wysokiej wytrzymałości (nieuplastyczniających się), wytrzymałość na ścinanie rośnie niemal liniowo z długością zakładki, jeżeli klej w sklecinie jest odpowiednio plastyczny. W takim przypadku równanie (5.55) daje wytrzymałość złącza. W przypadku sklejanym materiałów, które się uplastyczniają, nośność jest osiągana przy pewnej długości zakładki powiązanej z granicą plastyczności materiału

sklejonego i wytrzymałością na ścinanie, które można przewidzieć zgodnie z wzorami (5.60) i (5.61).

Ostatnim typem analiz, który w liczbie kilku pozycji można odnaleźć w literaturze, są bardziej rozwinięte analizy złącza obejmujące zakres trójwymiarowy. Dotychczas przedstawione analizy były dwuwymiarowe z założeniem, że zakładka znajduje się w stanie płaskiego naprężenia lub odkształcenia w płaszczyźnie prostopadłej do szerokości, z pominięciem naprężeń w kierunku szerokości spowodowanych przez odkształcenia materiałów sklejaných wynikających ze współczynnika Poissona i antyklastycznego zginania materiałów sklejaných. We wzmocnionym elemencie występuje maksymalne poprzeczne naprężenie ścinające (wzdłuż szerokości) w środku przekroju podłużnego. To tłumaczy, dlaczego podczas testów na rozciąganie jednokierunkowo zbrojonych kompozytów, może wystąpić podłużna rysa w próbce.

Jako pierwsi rozważali te efekty Adams i Peppiatt [219], a następnie m.in. Oterkus i inni [220]. W skleinie Adams i Peppiatt [219] rozważali tylko naprężenia ścinające, a wpływ momentu zginającego został pominięty. Otrzymali zestaw dwóch równań różniczkowych drugiego rzędu. Zaprezentowali dwie metody numeryczne w celu rozwiązania tego układu równań, przybliżone rozwiązanie analityczne (przy założeniu, że podłużne naprężenia normalne w materiałach sklejoných są stałe na całej szerokości złącza) oraz rozwiązanie metodą różnic skończonych. Wyniki uzyskane w obu metodach były zbliżone. Autorzy stwierdzili, że normalne naprężenia w kierunku szerokości złącza osiągają maksimum w środku oraz zero na krawędziach skleiny. Poprzeczne naprężenia ścinające w skleinie osiągają maksimum na krawędziach oraz zero w środku. Adams i Peppiatt [219] wykazali, że bez uwzględnienia zginania złącza, naprężenia w skleinie i materiałach sklejoných występują w kierunku poprzecznym (wzdłuż szerokości złącza). Stwierdzili również, że naprężenia te mają niższe wartości niż naprężenia w kierunku podłużnym zatem naprężenia uzyskane w analizach dwuwymiarowych są odpowiednie w większości przypadków. Ograniczeniem przypadku "szerokich" złącz jest współczynnik Poissona pomnożony przez naprężenia ścinające w kierunku podłużnym. W analizach występuje maksymalne poprzeczne naprężenie rozciągające w środku złącza, dlatego podczas rozciągania jednokierunkowo zbrojonych kompozytów, mogą pojawić się w próbce podłużne pęknięcia.

Naprężenia odrywające na długości złącza u Adamsa i Peppiatta [219] wraza wzór:

$$\sigma_{1x} = \frac{P}{bt_1} \left\{ 1 - \psi_{II} [1 - \cosh(\lambda_{IV}x)] - \frac{1 - \psi_{II} [1 - \cosh(\lambda_{IV}l)] \sinh(\lambda_{IV}x)}{\sinh(\lambda_{IV}l)} \right\}, \quad (5.62)$$

gdzie:

$$\lambda_{IV}^2 = \frac{2G_1G_2G_a(E_1t_1 + E_2t_2)}{E_1t_1E_2t_2(t_1G_2G_a + t_2G_1G_a + 2G_aG_1G_2)}, \quad (5.63)$$

$$\psi_{II} = \frac{E_2t_2}{E_1t_1 - E_2t_2}. \quad (5.64)$$

Naprężenia ścinające na długości złącza opisane zostały wzorem:

$$\tau_{3x} = \frac{P\alpha}{b} \left\{ \frac{1 - \psi_{II}[1 - \cosh(\lambda_{IV}l)]\cosh(\lambda_{IV}x)}{\sinh(\lambda_{IV}l)} - \psi_{II}\sinh(\lambda_{IV}x) \right\}. \quad (5.65)$$

Naprężenia odrywające na szerokości złącza opisane zostały wzorem:

$$\sigma_{1z} = t_2(v_1\sigma_{1x}E_2 - v_2\sigma_{2x}E_1) \left[\frac{\cosh\left(\frac{\lambda_{IV}b}{2}\right) - \cosh(\lambda_{IV}z)}{(E_1t_1 + E_2t_2)\cosh\left(\frac{\lambda_{IV}b}{2}\right)} \right]. \quad (5.66)$$

Naprężenia ścinające na szerokości złącza opisane zostały wzorem:

$$\tau_{3z} = \frac{t_1t_2\alpha(v_1\sigma_{1x}E_2 - v_2\sigma_{2x}E_1)\sinh(\lambda_{IV}z)}{(E_1t_1 + E_2t_2)\cosh\left(\frac{\lambda_{IV}b}{2}\right)}. \quad (5.67)$$

Na podstawie pracy Adamsa i Peppiatta [219], Owens i Lee-Sullivan w pracy [221] przedstawili prosty uogólniony model przewidywania sztywności złącza zakładkowego. Model rozważa każdy z elementów łączonych jako oddzielone elementy sprężyste, dlatego każdy utrzymuje różny poziom odkształcenia. Indywidualne odkształcenia od rozciągania znaleziono z użyciem podstawowych analiz mechaniki oraz przez wdrożenie równań naprężeń w sklecinie Adamsa i Peppiatta [219] w złączach zakładkowych. Dzięki modelowi można przewidzieć utratę sztywności z powodu zniszczenia kleju.

Podobne rezultaty co Adams i Peppiatt, otrzymali Oterkus, Barut, Madenci, Smeltzer III i Ambur w swojej wspólnej pracy [220]. Rozważali zarówno naprężenia ścinające i odrywające w sklecinie. Model złącza zakładkowego był trójwymiarowy i uwzględniał nieliniowość geometrii. Analizę oparto na nieliniowej teorii płyt Von Karmana, aby modelować ścinanie skośnie na końcach sklejonnych materiałów kompozytowych. Analiza opierała się również na teorii opóźnienia ścinania do zamodelowania warstwy kleju, który może mieć charakter liniowy lub dwuliniowy. Warstwę kleju uznano za cienką w odniesieniu do grubości materiałów sklejaných i nie rozważano zmian naprężeń w kleju na jego grubości. Wynikiem analizy był układ sterujących równań nieliniowych, który nie jest znany w sensie ścisłego rozwiązania i musi być rozwiązywany numerycznie.

5.2.2. Wnioski z przeglądu literatury pojedynczych złącz zakładkowych

Większość modeli fizycznych analitycznych klejonnych złącz zakładkowych jest dwuwymiarowa. Zakłada się w nich, że złącze klejowe podlega płaskiemu stanowi odkształcenia lub naprężenia w płaszczyźnie prostopadłej do szerokości złącza, z pominięciem naprężeń w kierunku szerokości wywołanym przez odkształcenia związane ze współczynnikiem Poissona w materiałach sklejonnych i zginaniem w kierunku poprzecznym materiałów sklejonnych. Istnieją jednak pewne wyjątki, takie jak [219,220], które uwzględniają zachowanie przestrzenne. Większość analiz jest liniowo-sprężysta zarówno w przypadku

materiałów sklejanych i kleju, ponieważ nieliniowość materiałów jest trudna do wprowadzenia, a analizy stają się bardzo skomplikowane. W niniejszej pracy analizy złącz pojedynczych zakładkowych nie są rozważane.

5.3. Wzmocnienia obustronne i złącza z obustronną nakładką

Analizy złącz klejowych pomiędzy elementami wzmacnianym i wzmacniającym dotyczą nie tylko pojedynczych złącz zakładkowych. W literaturze, część miejsca poświęcona jest symetrycznym lub niesymetrycznym obustronnym wzmocnieniom elementów i złączom z obustronną nakładką. Wzmocnienie polega na zwiększeniu przekroju elementu wzmacnianego przez przyklejenie po obu stronach nakładek, które można aplikować symetrycznie lub z przesunięciem względem siebie. W taki sposób wzmacnia się głównie elementy w celu podniesienia wytrzymałości na siły rozciągające. Podobne analizy dotyczą złącza doczołowego z obustronną nakładką. W przypadku tego typu złącz, dwa elementy łączone ze sobą za pomocą przyklejanych po obu stronach nakładek. Złącza z obustronną nakładką, poddawane są głównie obciążeniom rozciągającym i termicznym. W literaturze można znaleźć szereg pozycji, w których wzmocnienia i złącza tego typu są analizowane [148, 210, 222 – 232].

5.3.1. Przegląd analiz

Hart-Smith w swojej pracy o złączach z przyklejonymi obustronnymi nakładkami [210] (1973), określił plastyczne zachowanie kleju przy użyciu sprężysto-plastycznego modelu naprężeń ścinających. Uwzględnił również zróżnicowanie sztywności i niezgodności w rozszerzalności termicznej materiałów sklejonych. Maksymalna wytrzymałość złącza nakładki obliczył z kryterium zniszczenia, tj. maksymalnych odkształceń od ścinania. W przypadku złącz z obustronnymi nakładkami nie tylko naprężenia ścinające, ale również odrywające mogą spowodować zniszczenie złącza. W przypadku odpowiednio cienkich materiałów sklejonych, naprężenia odrywające nie odgrywają ważnej roli. Hart-Smith [210] wziął pod uwagę kombinację sprężystych naprężeń odrywających z plastycznymi naprężeniami ścinającymi. Otrzymał równanie, które przedstawia maksymalne naprężenia odrywające jako funkcję maksymalnych naprężeń ścinających. Naprężenia odrywające ograniczono do zakresu sprężystego, ponieważ wewnętrzna wytrzymałość na rozciąganie laminatu jest zasadniczo mniejsza niż wytrzymałość na odrywanie typowych klejów.

Hart-Smith [210] wykonał analizy złącz zbalansowanych z obustronnymi nakładkami, o zróżnicowanej rozszerzalności cieplnej sklejonych materiałów, zróżnicowanej sztywności sklejonych materiałów oraz wpływu naprężeń odrywających. W przypadku złącz zbalansowanych, tj. takich w których grubość materiału łączonego jest równa grubości łącznej obu nakładek, przeprowadził analizę sprężysto-plastyczną. Poddał rozważaniu nieliniowe zachowanie kleju, niezależnie od jakiegokolwiek niezrównoważenia materiałów sklejonych, aby pokazać jak w przypadku identycznych materiałów sklejonych wytrzymałość złącza zależy od wytrzymałości kleju na ścinanie.

Wewnątrz obszaru sprężystego naprężenia ścinające określił równaniem różniczkowym [210]:

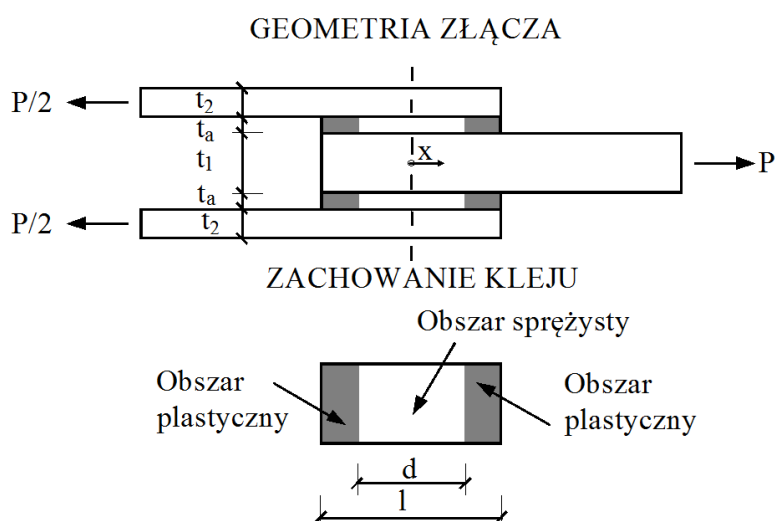
$$\tau = B_{1III} \cosh(\lambda_V x) + B_{2III} \sinh(\lambda_V x), \quad (5.68)$$

gdzie:

$$\lambda_V^2 = \frac{G_a}{t_a} \left[\frac{1}{E_2 t_2} + \frac{2}{E_1 t_1} \right] = \frac{2G}{E t t_a} = \frac{2\tau_p}{E t (t_a \gamma_e)}, \quad (5.69)$$

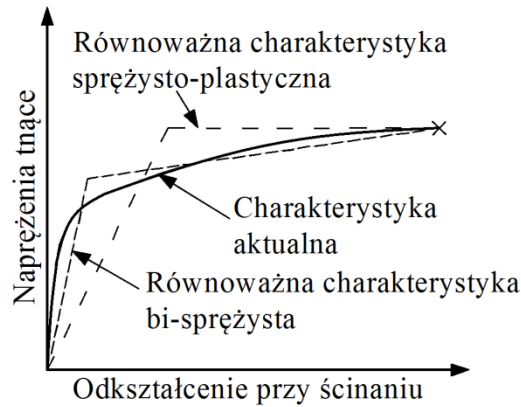
$$B_{1III} = \frac{\tau_p}{\cosh\left(\frac{\lambda_V d}{2}\right)}. \quad (5.70)$$

Stała B_{2III} w przypadku złączy zbalansowanych równa jest zero ($2E_2 t_2 = E_1 t_1$), ponieważ wykres naprężeń ścinających w kleju jest koniecznie symetryczny względem początku układu współrzędnych x , zgodnie z rysunkiem 5.8. Wewnątrz obszaru plastycznego w złączu, tj. na obu końcach nakładki na długości $(l-d)/2$ złącze rozpatrywane jest w warunkach odkształceń od ścinania:



Rys.5.8. Założenia zbalansowanego złącza z podwójną nakładką u Hart-Smitha [210]

Hart-Smith przeprowadził również analizę bisprężystą zbalansowanego złącza klejonego z podwójną nakładką. Dowiódł, że energia odkształcenia od ścinania w kleju jest jedyną niezbędną i odpowiednią wielkością określającą maksymalną potencjalną wytrzymałość złącza. Udowodnił, że bi-sprężyste zachowanie kleju (opisane na Rys.5.9) prowadzi do tych samych wyników. Hart-Smith [210] rozważał również wpływ niezgodności rozszerzalności cieplnej sklejonnych materiałów na naprężenia w skleinie.



Rys.5.9. Analityczne przedstawienie aktualnych charakterystyk kleju [210]

Yang, Pang, Griffin [222] rozważali analityczne związki wykresów naprężeń i odkształceń w złączu z obustronnymi nakładkami poddanemu zginaniu wspornikowemu. Wyprowadzili dwa modele odkształceń, zakrzywienia, ugięcia pionowego i wytrzymałości. Pierwszy model opiera się na teorii belek, która zakłada, że płaskie przekroje pozostają płaskie w każdym przekroju złącza. Drugi model zakłada występowanie luki w przemieszczeniach pomiędzy sklejanymi powierzchniami laminatów. W obu modelach wpływy krawędzi nakładki oraz odkształcenia od poprzecznego ścinania zostały pominięte.

W pracy [223] Tong przedstawił poszukiwania prostej formuły do określenia wytrzymałości złącza na ścinanie, przy założeniu nieliniowego zachowania naprężenie-odkształcenie w skleinie. W swoim rozwiązaniu, wytrzymałość na ścinanie scharakteryzował przez maksymalną gęstość energii odkształcenia przy ścinaniu skleiny. Rozwiązanie wytrzymałości na ścinanie złącza zawiera również uwzględnienie niezgodności w odkształcalności cieplnej materiałów sklejonnych.

W przypadku niezbalansowanych złącz z obustronnymi nakładkami, w których $2E_2t_2 \neq E_1t_1$, odkształcenie od ścinania może osiągnąć swoje maksimum na jednym lub drugim końcu nakładki. W przypadku $2E_2t_2 \geq E_1t_1$, złącze niszczy się w punkcie $x = 0,5 l$, a wytrzymałość na ścinanie złącza przyjmuje postać [223]:

$$P_{max} = E_1t_1t_a \sqrt{2\lambda_{VI}^2 \int_0^{\gamma_{max}} \tau(\gamma) d\gamma}. \quad (5.71)$$

W przypadku $2E_2t_2 \leq E_1t_1$, złącze niszczy się w punkcie $x = -0,5 l$, a wytrzymałość na ścinanie złącza przyjmuje postać:

$$P_{max} = E_2t_2t_a \sqrt{2\lambda_{VI}^2 \int_0^{\gamma_{max}} \tau(\gamma) d\gamma}, \quad (5.72)$$

gdzie:

$$\lambda_{VI}^2 = \frac{1}{t_a} \left[\frac{1}{E_2t_2} + \frac{2}{E_1t_1} \right]. \quad (5.73)$$

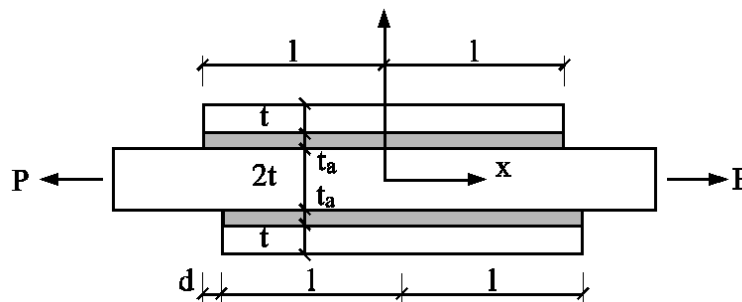
W przypadku zbalansowanych złącz z obustronna nakładką, w których $2E_2t_2 = E_1t_1$, złącze niszczy się jednocześnie na obu końcach nakładki, a maksymalne obciążenie przyjmuje postać:

$$P_{max} = 4 \sqrt{E_2 t_2 t_a} \int_0^{\gamma_{max}} \tau(\gamma) d\gamma. \quad (5.74)$$

Wzór na wytrzymałość złącza klejowego na ścinanie (5.74) z dowolnymi właściwościami kleju na ścinanie jest rozwinięciem wzorów przedstawionych w pracy Hart-Smitha [210].

Tong, Sheppard i Kelly w pracach [224,225] określili w złączach zbalansowanych proste wyrażenie, które pozwoliło na przedstawienie naprężeń odrywających w warunkach przemieszczenia poza płaszczyznę obciążenia. W ich wyrażeniu, naprężenia odrywające są proporcjonalne do przemieszczenia powierzchni minus stałe zwężenie wywołane współczynnikiem Poissona. Analizę zawężono do długich, cienkich, idealnie wykonanych złącz symetrycznych z obustronnymi nakładkami.

W pracy [225] Tong, Sheppard i Kelly oszacowali wpływ niedokładności wykonania przyklejonej obustronnej nakładki, związanej z przesunięciem górnej i dolnej nakładki względem siebie. Geometria złącza rozpatrywanego w analizie zgodna jest z rysunkiem 5.10. Niedokładność wykonania wywołuje w złączu lokalne zginanie i przemieszczenie powierzchni.



Rys.5.10. Zbalansowane złącze z obustronnymi nakładkami przesuniętymi względem siebie [225].

W związku z tym wyprowadzili zmodyfikowany wzór na naprężenia odrywające, uwzględniającego przesunięcie zakończeń nakładek. Autorzy [225] rozwinęli wyprowadzony w swojej wcześniejszej pracy [224] wzór na naprężenia odrywające w kleju, który uzyskał postać:

$$\sigma = \frac{EE_a}{(E + kE_a)} \frac{(w_{sf} - w_{ar} - w_{pn})}{t_a}, \quad (5.75)$$

gdzie:

w_{sf} – przemieszczenie poza płaszczyznę obciążenia niedokładnie wykonanej próbki,

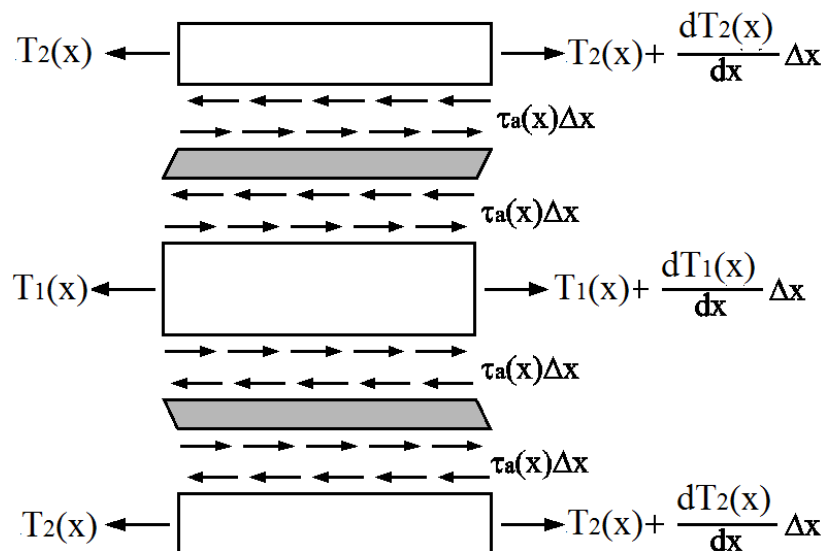
w_{ar} – przemieszczenie poza płaszczyznę spowodowane obrotem nakładki,

k – stała o wartości pomiędzy 0 a 2,

w_{pn} – skurczenie grubości materiału sklejanego wywołane współczynnikiem Poissona.

Albat i Romilly [226] zaprezentowali prostą jednowymiarową analizę liniowo-sprężystą. Szczegółowe wyprowadzenie wykresu naprężeń ścinających w skleinie i wykresu naprężeń normalnych w materiałach sklejonych w przypadku obustronnych nakładek wzmacniających i złącz doczołowych z obustronnymi nakładkami, oparte na podstawie jednowymiarowego podejścia Hart-Smitha [210], stanowi podstawę do bezpośredniego liniowo-sprężystego rozwiązania jednowymiarowego. Autorzy [226] wprowadzili poprawkę do opóźnienia ścinania w materiałach klejonych. Rozwiązanie ma tę zaletę, że zasadniczo unika potrzeby rozwiązania numerycznego, a tym samym zapewnia doskonałe narzędzie do badania podstawowych cech obustronnych symetrycznych połączeń klejowych i wzmocnień.

Liniowo-sprężysta analiza naprężeń w złączach i wzmocnieniach z obustronnymi nakładkami o stałych grubościach elementu łączonego/wzmacnianego i nakładek stanowi podstawę do oceny, obustronnych stopniowanych nakładek wzmacniających. Przedstawione wyprowadzenie jest rozwinięciem sprężystego rozwiązania Hart-Smitha [210]. Równania równowagi oraz warunki brzegowe, w tym niezrównoważenie w sztywności oraz rozszerzalności cieplnej materiałów sklejanych, uzyskiwane są z wykorzystaniem schematu swobodnego ciała na rysunku 5.11.



Rys.5.11. Równowaga sił w złączy klejowym [226]

Naprężenia w kleju we wzmocnieniu obustronnym o stałej grubości Albat i Romilly [226] wyrazili za pomocą:

$$\tau = -\frac{\frac{P}{E_1 t_1} + (\alpha_{T2} - \alpha_{T1})\Delta T}{t_1 \left(\frac{1}{E_2 t_2} + \frac{2}{E_1 t_1} \right)} \lambda_{VII} \frac{\sinh(\lambda_{VII} x)}{\cosh(\lambda_{VII} l)}, \quad (5.76)$$

gdzie:

$$\lambda_{VII}^2 = \frac{G_a}{t_a} \left[\frac{1}{E_2 t_2} + \frac{2}{E_1 t_1} \right]. \quad (5.77)$$

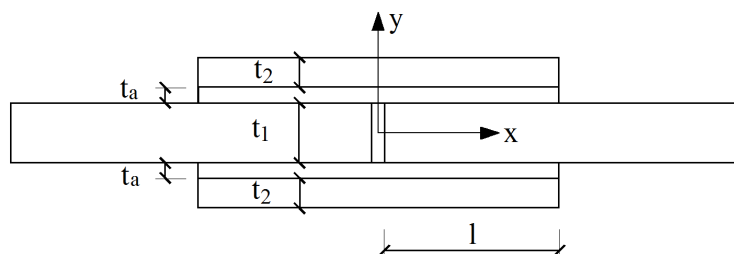
W doczołowym złączu z obustronną nakładką wzór na naprężenia w kleju przyjmuje postać [226]:

$$\tau(x \geq 0) = \frac{\lambda_{VII}}{2} \left[\frac{\frac{P}{E_2 t_2} - 2(\alpha_{T2} - \alpha_{T1})\Delta T}{t_1 \left(\frac{1}{E_2 t_2} + \frac{2}{E_1 t_1} \right)} \right] \left[\sinh(\lambda_{VII} x) - \frac{\cosh(\lambda_{VII} x)}{\tanh(\lambda_{VII} l)} \right] - \lambda_{VII} \left[\frac{\frac{P}{E_1 t_1} + (\alpha_{T2} - \alpha_{T1})\Delta T}{t_1 \left(\frac{1}{E_2 t_2} + \frac{2}{E_1 t_1} \right)} \right] \frac{\cosh(\lambda_{VII} x)}{\sinh(\lambda_{VII} l)}. \quad (5.78)$$

Autorzy [226] przedstawili również analizę naprężeń w skleinie, materiale wzmacnianym i nakładkach w przypadku obustronnych wzmocnień nakładkami o zmiennej grubości (stopniowanymi) oraz złączach doczołowych z obustronnymi nakładkami o zmiennej grubości (stopniowanymi).

Setoodeh, Hadavinia, Biglari, Nikbin [227], analizowali naprężenia i zniszczenie złącz z przyklejonymi obustronnymi nakładkami. W celu uzyskania wykresu naprężeń ścinających i odrywających w kleju użyli metod analitycznych i numerycznych. Naprężenia uzyskane z analiz analitycznych porównali z wynikami uzyskanymi w badaniach numerycznych. Pokazali, że ich uproszczone rozwiązanie analityczne jest wystarczające do otrzymania naprężeń odrywających, jednakże w celu uzyskania bardziej precyzyjnych wyników naprężeń ścinających, należy użyć rozwiązania ogólnego.

Colombi i Poggi w pracy [228], opierając się na analizach Albata i Romillyego [226] wyprowadzili wzory do wyznaczenia naprężeń ścinających w skleinie i normalnych w nakładkach CFRP pod rozciągającym obciążeniem statycznym. Założenia analiz były następujące: występowanie sprężystych związków naprężenie-odkształcenie w kleju, stali i nakładkach CFRP; brak poślizgu pomiędzy stalą i CFRP (przekrój idealnie zespolony); występowanie stałych naprężeń ścinających po grubości kleju, cienka skleina. Wyniki analityczne zostały porównane z badaniami laboratoryjnymi. Uzyskane w badaniach laboratoryjnych wyniki miały zadowalającą, określenie autorów [228], zgodność z otrzymanymi w analizach matematycznych. Geometria rozpatrywanego złącza doczołowego z przyklejonymi obustronnymi nakładkami zgodna była z rysunkiem 5.12.



Rys.5.12. Geometria złącza doczołowego z przyklejonymi obustronnymi nakładkami [228]

Wykres naprężeń ścinających w kleju rozpatrywanych przez autorów [228] zgodny był ze wzorem:

$$\tau(x) = \frac{\check{P}}{2} \left(\frac{E_1 t_1}{E_1 t_1 + 2E_2 t_2} \right) \lambda_V \left[\sinh(\lambda_V x) - \frac{\cosh(\lambda_V x)}{\tanh(\lambda_V l)} \right] - \check{P} \left(\frac{E_2 t_2}{E_1 t_1 + 2E_2 t_2} \right) \lambda_V \frac{\cosh(\lambda_V x)}{\sinh(\lambda_V l)}, \quad (5.79)$$

gdzie:

λ_V – zgodna z wzorem (5.68)

\check{P} – jest siłą rozciągającą na jednostkę długości,

E_1 – jest modułem Younga taśmy CFRP,

E_2 – jest modułem Younga płaskownika stalowego.

Gustafson, Bizard i Waas [148] zaprezentowali pracę, w której wprowadzili odpowiednie parametry bezwymiarowe, które regulują zachowanie złącza pod jednoczesnym obciążeniem termicznym i mechanicznym. Parametry te mogą być wykorzystywane do szybkiego określenia wpływu ortotropowego charakteru materiału i geometrii złącza na zachowanie złącza. Autorzy przedstawili dwa modele termomechaniczne do analizy symetrycznego złącza z obustronnymi nakładkami. Pierwszy model uwzględnia jedynie ścinanie (SO) można uznać za rozszerzenie termomechanicznego rozwiązania Völkersena [183]. Zachowanie złącza jest obliczane w oparciu o założenie bardzo uproszczonego pola naprężeń. Rozwiązanie wprowadza podstawową metodę określania wpływu kluczowych parametrów na globalne zachowanie złącza na ścinanie. Drugi przedstawiony przez autorów model (SP), jest rozwinięciem modelu wcześniejszego (SO) i jest bardziej skomplikowany z powodu uwzględniania naprężeń ścinających oraz odrywających w kleju. To rozszerzenie pozwala na obliczenia naprężeń odrywających przy zaspokojeniu warunku zerowych wartości naprężeń na krawędzi skleiny.

W celu ustalenia przydatności tych modeli, obydwie porównano do modelu odniesienia opracowanego numerycznie przy pomocy metody elementów skończonych. Obydwie przedstawione modele zawierają identyczny bezwymiarowy współczynnik stosunku obciążeń termicznych do mechanicznych, który w prosty sposób identyfikuje względne znaczenie tych rodzajów obciążeń w projektowaniu złącza.

Autorzy [148] rozwinęli metody analiz liniowo-sprężystych Delale i innych [230] oraz Bigwooda i Crocromba [202] w celu włączenia mechanizmów deformacji kompozytów i szczątkowych odkształceń termicznych, które pojawiają się w hybrydowych złączach metali i kompozytów takich jak w naprawach kompozytami stosowanych do metalowych konstrukcji lotniczych. Przewidywania analityczne naprężeń w kleju i ich zgodność porównali z wynikami liniowo sprężystego modelu elementów skończonych, który został potwierdzony wynikami eksperymentalnymi.

W pracy [231] Bocciarelli, Colombi, Fava, Poggi przedstawili analityczne podejścia do obliczenia wytrzymałości złącza doczołowego płaskowników stalowych z symetrycznie przyklejanymi obustronnie nakładkami kompozytowymi poddanego osiowemu rozciąganiu. Wyniki analiz porównali z wynikami numerycznymi oraz eksperymentalnymi. Autorzy określili odspojenie na granicy stal-klej jako główną postać zniszczenia. Przedstawili metody analizy złącza oparte na mechanice pęknięcia i podejściu opartym na naprężeniach w złączu, pozwalające na wyznaczeniu sił niszczących złącze.

W podejściu opartym na naprężeniach w złączu wykres naprężeń ścinających w pobliżu końca nakładki określili wzorem [231]:

$$\tau_{a1} = -\frac{P}{2b_a} \frac{\lambda_{VIII}}{(\delta_I + 1)} e^{-\lambda_{VIII}x} = \tau_{a1,max} e^{-\lambda_{VIII}x}. \quad (5.80)$$

W pobliżu szczeliny między elementami łączonymi wykres naprężeń ścinających przedstawili poprzez wyrażenie:

$$\tau_{a2} = -\frac{P}{2b_a} \frac{\delta_I \lambda_{VIII}}{(\delta_I + 1)} e^{-\lambda_{VIII}(l-x)} = \tau_{a2,max} e^{-\lambda_{VIII}(l-x)}, \quad (5.81)$$

w których:

$$\lambda_{VIII} = \frac{G_a b_a}{t_a} \left[\frac{1}{E_2 A_2} + \frac{2}{E_1 A_1} \right], \quad (5.82)$$

$$\delta_I = \frac{E_1 A_1}{2E_2 A_2}, \quad (5.83)$$

δ_I jest miarą zróżnicowania w sztywności materiałów sklejaných. Ponieważ w typowych aplikacjach $\delta_I > 1$, naprężenia ścinające w pobliżu szczeliny między elementami łączonymi są większe niż naprężenia ścinające w pobliżu końca nakładki wzmacniającej. Ostateczne wyrażenie na wykres naprężeń ścinających w złączu klejowym przyjmuje postać:

$$\tau_a = -\frac{P}{2b_a} \frac{\lambda}{(\delta_I + 1)} (e^{-\lambda_{VIII}x} + \delta_I e^{-\lambda_{VIII}(l-x)}). \quad (5.84)$$

Ponieważ wykres naprężeń za wyrażeniem w powyższej postaci (5.84) spełniony jest w przypadku odpowiednio długich złącz klejowych, niezbędne jest wprowadzenie współczynnika korekcyjnego do obliczania krótkich złącz klejowych. Współczynnik korekcyjny może przyjąć postać $\delta_{II} = 1 - e^{-\lambda_{VIII}l}$. W związku z tym, że poziom naprężeń w warstwie kleju jest wskaźnikiem odspojenia i oszacowania obciążenia niszczącego, wzór na siłę niszczącą P_{max} , przyjmuje postać:

$$P_{max} = \delta_{II} \frac{-2b_a \tau_{a2,max} (\delta_I + 1)}{\lambda_{VIII} \delta_I}. \quad (5.85)$$

Na koniec, oszacowanie wymaganej długości złącza klejowego, w celu uzyskania 99% maksymalnej siły niszczącej według autorów wynosi:

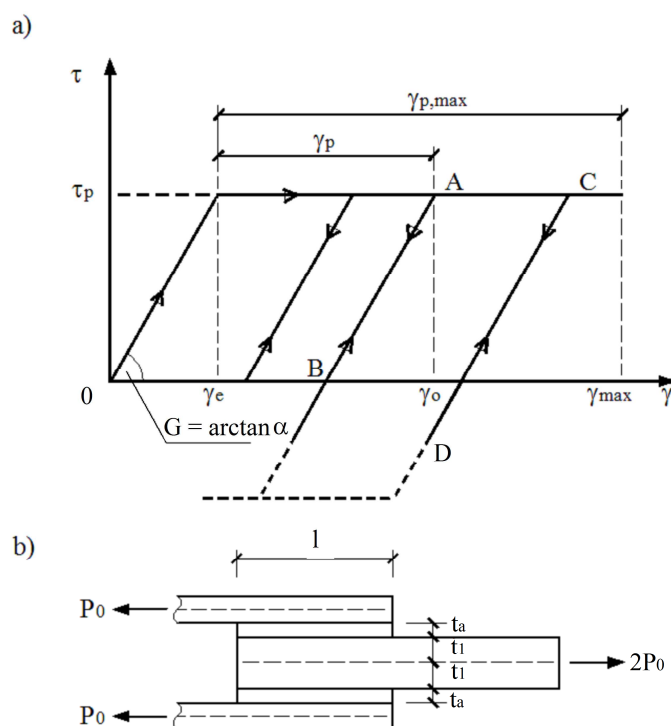
$$l \geq \frac{5}{\lambda_{VIII}}. \quad (5.86)$$

Markolefas i Papathanassiou [232] opracowali model opóźnienia ścinania złącza w celu oceny wykresu naprężeń w złączach z przyklejonymi obustronnymi nakładkami pod osiowym (rozciąganiem) cyklicznym obciążeniem ścinającym nakładki. Materiały sklepane zakładane

były jako liniowo-sprężyste, natomiast klej spełniał konstytutywne związki naprężenie-odkształcenie materiału sprężysto-idealnie plastycznego. Główny wniosek analizy jest taki, że podczas odciążania, naprężenia ścinające o przeciwnym znaku mogą rozwijać się w strefach z plastycznych skleiny na końcach nakładki bez zmiany kierunku przyłożonego obciążenia. Model opisany w [232] można rozwinąć na przypadki rozwoju stref plastycznych w skleinie z naprężeniami tnącymi i odkształceniami plastycznymi o przeciwnym znaku (podczas odciążenia lub w trakcie zmiany kierunku obciążenia).

Związki naprężenie-odkształcenie w przypadku skleiny opisali jako $\tau = G\gamma$ (w sprężystym obszarze warstwy kleju) oraz $\tau = \tau_p$ (w plastycznym obszarze warstwy kleju), w których G jest efektywnym sprężystym modułem ścinania kleju, a τ_p jest wytrzymałością plastyczną na ścinanie warstwy kleju, zgodnie z rysunkiem 5.13.

Rozwiązania zaproponowane do określania stanu naprężeń w złączach klejonych nieuchronnie przyjmują uproszczone opisy. W porównaniu z wynikami metody elementów skończonych, można zauważyć, że rozwiązania analityczne dają wyniki w ogólnych warunkach pola naprężeń, ale w strefach końcowych nakładki często obserwowane są niezgodności wyników. Goglio i Rossetto [233], porównali swoje rozwiązania z klasycznymi rozwiązaniami Völkersena [183] i Hart-Smitha [210]. W swoim rozwiązaniu, wzięli pod uwagę zginanie w przyklejonych zewnętrznych materiałach i osiowe niezrównoważenie sztywności. Z powodu symetrii, materiał łączony (wewnętrzny) jest poddany jedynie rozciąganiu, podczas gdy nakładki podlegają rozciąganiu, ścinaniu i zginaniu. Wyprowadzenie tego modelu jest bardzo zbliżone do procedury założonej w pracy [202].



Rys.5.13. a) wyidealizowany wykres krzywej sprężysto-idealnie plastyczne naprężenie ścinające – odkształcenie w warstwie kleju z uwzględnieniem ścieżek odciążenia;
 b) geometria rozpatrywanego złącza [232]

5.3.2. Wnioski z przeglądu literatury złącz z podwójną nakładką i wzmocnień obustronnych

Podobnie jak w przypadku modeli analitycznych złącz pojedynczych, większość modeli analitycznych klejonych złącz i wzmocnień z obustronną nakładką jest dwuwymiarowa. Zakłada się w nich, że złącze klejowe podlega płaskiemu stanowi odkształcenia lub naprężenia w płaszczyźnie prostopadłej do szerokości złącza, z pominięciem naprężeń w kierunku szerokości wywołanym przez odkształcenia związane ze współczynnikiem Poissona w materiałach sklejanych. Rozważaniu poddano nieliniowe zachowanie kleju, niezależnie od jakiegokolwiek niezrównoważenia materiałów sklejanych, aby pokazać jak w przypadku identycznych materiałów sklejanych wytrzymałość złącza zależy od wytrzymałości kleju na ścinanie. Rozważano również wpływ niezgodności rozszerzalności cieplnej sklejanych materiałów oraz wpływ niedokładności wykonania przyklejonej obustronnej nakładki, związanej z przesunięciem górnej i dolnej nakładki względem siebie. Materiały sklejane zakładano głównie jako liniowo-sprężyste, natomiast klej badany był jako liniowo-sprężysty lub sprężysto-idealnie plastyczny.

Analizy złącz tego typu nie są celem niniejszej pracy, mimo przeprowadzonych własnych laboratoryjnych badań niszczących złącza doczołowe płaskowników stalowych z przyklejonymi obustronnymi nakładkami z taśm kompozytowych. Badania laboratoryjne ukierunkowano na dobór najbardziej efektywnego typu zakończenia złącza stal-klej-CFRP.

5.4. Wzmocnienia belek na zginanie

W niniejszej pracy, poszukuje się analitycznego modelu złącza klejowego we wzmocnionej taśmą kompozytową belce stalowej poddanej zginaniu. Jest to ostatni typ złącza klejowego analizowany w niniejszej pracy. Taśmy kompozytowe mogą zostać przyklejone do spodu dolnej półki, ale również do półki górnej i środnika, jako zewnętrzne wzmocnienie. We wzmacniających belki taśmach, wywoływane są siły rozciągające, które należy przeprowadzić do belki poprzez naprężenia ścinające i normalne w kleju. Wynikiem tego może być odspojenie się taśmy wzmacniającej na jej końcach z powodu kombinacji naprężeń ścinających i normalnych na granicach styku materiałów sklejonych i skleiny. W poznanej literaturze spotkać można najczęściej obciążenie belki pojedynczą siłą skupioną lub dwiema siłami skupionymi, jak również przypadek równomiernego obciążenia [1, 61, 86, 87, 148 – 151, 179, 233 – 235, 238 – 243, 246 – 255]. Poniżej przedstawione zostały poznane prace, w których przedstawiono analizy omawianego zagadnienia.

5.4.1. Przegląd analiz

Smith i Teng [234] we wstępie swojej pracy wykonali przegląd istniejącej w ówczesnej chwili (2000 rok) literatury opisującej omawiany temat. Rozwiązania przystosowane były tylko do materiałów o charakterze liniowo-sprężystym. Podstawowym założeniem tych rozwiązań było poddanie skleiny naprężeniom tnącym i normalnym o stałej wartości po grubości kleju. Jest to klucz, który umożliwia stosunkowo proste rozwiązanie, choć założenie to jest w pewnym stopniu ukryte w niektórych rozwiązaniach. Opisali również dwa różne podejścia do rozwiązania problemu w napotkanych przez siebie pracach. Jednym z nich było podejście etapowe a drugim zgodność odkształceń.

Przedstawili swój pomysł na rozwiązanie problemu. Założyli w nim liniowo-sprężyste zachowanie materiału wzmacnianego i wzmacniającego. Odształcenia materiałów sklejanych wynikały z poddania warstwy kleju niezmiennym naprężeniom po całej jej grubości oraz naprężeń normalnych na kierunku grubość-szerokość. Warstwa kleju będzie się odkształcać, więc przemieszczenia pionowe na spodzie materiału wzmacnianego i górnej powierzchni materiału wzmacniającego będą się różnić. W rezultacie, krzywizna belki będzie się różnić od krzywizny przyklejanego materiału. Z założenia, te deformacje w płaszczyźnie grubości i szerokości kleju mają znikomy wpływ na naprężenia ścinające na granicy faz, zatem krzywizny obu klejonych materiałów są zgodne ze sobą. Założenie to nie jest używane do określenia naprężeń normalnych na granicy styku skleiny i materiałów sklejaných.

W rozważaniach Smitha i Tenga [234] ogólne równanie różniczkowe między warstwowymi naprężeniami ścinającymi w kleju opisali wzorem:

$$\tau(x) = B_{1IV} \cos(\lambda_{IX}x) + B_{2IV} \sin(\lambda_{IX}x) + m_{1I} V_T(x), \quad (5.87)$$

gdzie:

$$\lambda_{IX}^2 = \frac{G_a b_2}{t_a} \left(\frac{(y_1 + y_2)(y_1 + y_2 + t_a)}{E_2 I_2} + \frac{1}{E_1 A_1} + \frac{1}{E_2 A_2} \right), \quad (5.88)$$

$$m_{1I} = \frac{G_a}{t_a \lambda_{IX}^2} \left(\frac{y_1 + y_2}{E_1 I_1 + E_2 I_2} \right). \quad (5.89)$$

Ogólne równanie różniczkowe naprężeń normalnych (odrywających) w kleju opisali wzorem [234]:

$$\sigma(x) = e^{-\beta_{IV}x} [C_{1IV} \cos(\beta_{IV}x) + C_{2IV} \sin(\beta_{IV}x)] - n_1 \frac{d\tau(x)}{dx} - n_2 q, \quad (5.90)$$

gdzie:

$$\beta_{IV}^4 = \frac{E_a b_2}{4t_a} \left(\frac{1}{E_1 I_1} + \frac{1}{E_2 I_2} \right), \quad (5.91)$$

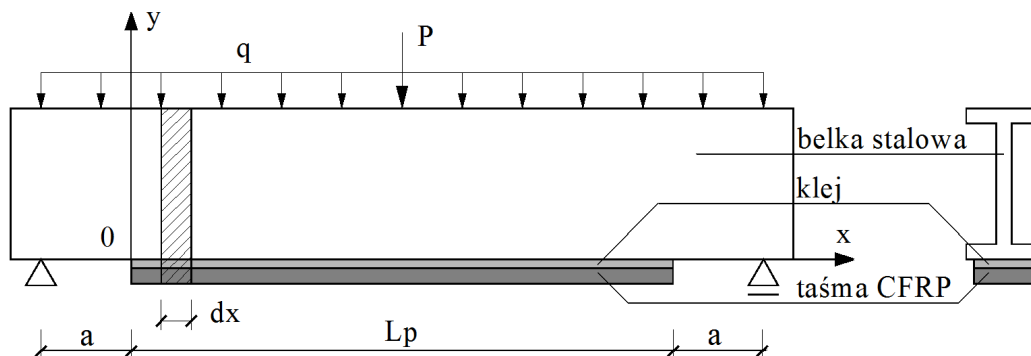
$$n_{1I} = \left(\frac{y_1 E_2 I_2 + y_2 E_1 I_1}{E_1 I_1 + E_2 I_2} \right), \quad (5.92)$$

$$n_{2I} = \frac{E_2 I_2}{b_2 (E_1 I_1 + E_2 I_2)}. \quad (5.93)$$

Praca Smitha i Tenga [234], skierowana była głównie na analizę wykresu naprężeń w złączu wzmocnionej przyklejoną taśmą kompozytową belki żelbetowej.

Deng, Lee i Moy (2004) [150] przedstawili analityczne rozwiązanie do obliczania naprężeń we wzmocnionej belce poddanej obciążeniom mechanicznym i termicznym. Główne założenia jakie autorzy przyjęli w analizie dotyczyły liniowo-sprężystego zachowania materiałów, zastosowania teorii St.Venanta o pozostaniu płaskich przekrojów na odkształceniu, założenia stałej wartości naprężeń ścinających i normalnych po grubości

skleiny, pominięcia odkształceń od ścinania w taśmie kompozytowej i belce stalowej, pominięcia odkształceń skleiny od zginania oraz pominięcia zginania taśmy kompozytowej przy obliczaniu naprężeń ścinających na granicy styku, chociaż wpływ ten jest uwzględniany przy obliczaniu naprężeń odrywających. Schemat rozpatrywanego przez nich obciążenia równomiernie rozłożonego i siły skupionej zgodnie z rysunkiem 5.14.



Rys.5.14. Układ rozpatrywany przez Denga i in. [150]

Ogólne równanie różniczkowe między warstwowymi naprężeniami ścinającymi w kleju opisali wzorem [150]:

$$\tau(x) = B_{1V}e^{\lambda x} + B_{2V}e^{-\lambda x} + gM(x), \quad (5.94)$$

gdzie:

$$\lambda_x^2 = \frac{Gb}{t_a} \left(\frac{(t_1 + t_2)t_1}{4E_1I_1} + \frac{1}{E_1A_1} + \frac{1}{E_2A_2} \right), \quad (5.95)$$

$$g = \frac{Gt_1}{2t_a\lambda_x^2} \frac{1}{E_1A_1}, \quad (5.96)$$

a ogólne równanie różniczkowe między warstwowymi naprężeniami odrywającymi w kleju wyrazili wzorem:

$$\sigma(x) = e^{-\beta_V x} [C_{1V} \cos(\beta_V x) + C_{2V} \sin(\beta_V x)] + m_{1II} \frac{d\tau}{dx} + m_{3II} q, \quad (5.97)$$

gdzie:

$$\beta_V^4 = \frac{E_a b}{4t_a} \left(\frac{1}{E_1I_1} + \frac{1}{E_2I_2} \right), \quad (5.98)$$

$$m_{1II} = \frac{E_1I_1t_2 + E_2I_2t_1}{2(E_1I_1 + E_2I_2)}, \quad (5.99)$$

$$m_{2II} = \frac{E_a b}{2t_a} \left(\frac{t_1}{E_1I_1} - \frac{t_2}{E_2I_2} \right), \quad (5.100)$$

$$m_{3II} = \frac{E_2 I_2}{b(E_1 I_1 + E_2 I_2)}, \quad (5.101)$$

$$C_{1V} = \frac{1}{2\beta_V^3} \left(m_{2II} \tau(0) - m_{1II} \frac{d^4 \tau(0)}{dx^4} \right) - \frac{m_{1II}}{2\beta_V^3} \frac{d^3 \tau(0)}{dx^3} - \frac{E_a}{2\beta_V^3 t_a} \frac{1}{E_1 I_1} (V(0) + \beta_V M(0)), \quad (5.102)$$

$$C_{2V} = \frac{m_{1II}}{2\beta_V^2} \frac{d^3 \tau(0)}{dx^3} + \frac{E_a}{2\beta_V^2 t_a} \frac{1}{E_1 I_1} M(0). \quad (5.103)$$

Colombi i Poggi (2006) [148] przedstawili wyniki badań eksperymentalnych i analiz stalowych belek dwuteowych wzmocnionych taśmami CFRP pod obciążeniem statycznym. Przyklejone do dolnych półek wzmocnienia belek miały różne geometrie, a przy klejeniu zastosowano różne kleje epoksydowe. Belki poddawano trójpunktowemu zginaniu.

Swoje analizy matematyczne oparli na analizie naprężeń we wzmocnieniu, szczególnie zwracając swoją uwagę na naprężenia ścinające w skleinie i naprężenia w taśmach CFRP. Użyli dwóch różnych modeli analitycznych. Pierwszy oparto na podejściu wytrzymałościowym Taljstena [235] (1997), aby oszacować naprężenia w skleinie i materiałach sklejonych, przy założeniu sprężystego zachowania materiałów. Drugi oparto na standardowej metodzie transformacji przekrojów [179] (2002) do określania właściwości wzmocnionego przekroju, a następnie oceny naprężeń we wzmocnieniu CFRP.

Autorzy [148] zastosowali podejście wytrzymałościowe zaproponowane przez Taljstena [235] do przypadku jednowarstwowych wzmocnień opartego na założeniach: sprężystych związków naprężenie-odkształcenie w stali, CFRP i kleju; idealnym zespoleniu przekrojów; założeniu cienkiej warstwy kleju, w której naprężenia są stałe po grubości; sztywności na zginanie wzmocnianej belki dużo wyższej od sztywności taśmy CFRP. Wykres naprężeń ścinających w kleju we wzmocnionej belce przy schemacie obciążenia zgodnym z rysunkiem 5.15 obliczane są według wzoru [148]:

$$\tau(x) = \frac{G_a P}{2t_a E_1 W_1} \frac{a \lambda_{XI} e^{-\lambda_{XI} x} + 1}{\lambda_{XI}^2}, \quad (5.104)$$

W_1 jest wskaźnikiem wytrzymałości przekroju stalowego,

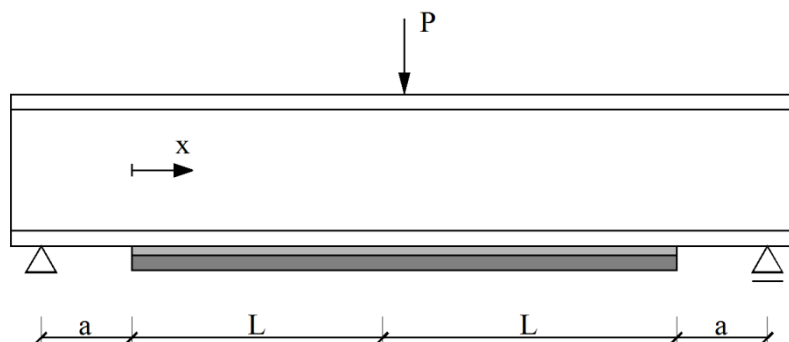
$$\lambda_{XI}^2 = \frac{G_a b_z}{t_a} \left(\frac{1}{E_z A_z} + \frac{1}{E_1 A_1} + \frac{h}{2E_1 A_1} \right), \quad (5.105)$$

E_z jest modułem Younga przekroju zespolonego, A_z jest polem przekroju zespolonego, b_z jest szerokością przekroju zespolonego, h to wysokość przekroju stalowego, a parametr a jest odległością od podparcia do początku wzmocnienia. Maksymalne naprężenie ścinające w $x=0$ opisane zostało wzorem:

$$\tau(x) = \frac{G_a P}{2t_a E_1 W_1} \frac{a \lambda_{XI} + 1}{\lambda_{XI}^2}. \quad (5.106)$$

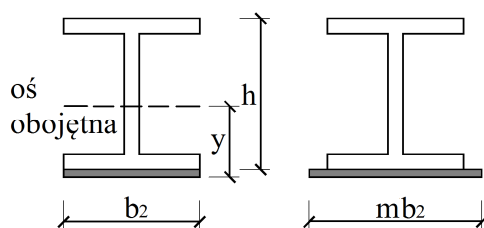
Naprężenie rozciągające w taśmie CFRP opisane zostało wyrażeniem:

$$\sigma_c(x) = \frac{b_z G_a P}{2t_a A_z E_1 W_1} \frac{x + a(1 + e^{-\lambda_{xI} x})}{\lambda_{xI}^2}. \quad (5.107)$$



Rys.5.15. Schemat belki trzypunktowo zginanej w [148]

Druga metoda wyznaczania naprężeń w przekroju wzmocnionym przedstawiona przez autorów [148] oparta jest na podejściu transformacji przekrojów. Podejście swoje oparli na założeniach przedstawionych w [179]. Założenie jest takie, aby sprowadzić przekrój materiału wzmacniającego do przekroju materiału wzmacnianego. W rezultacie czego sprowadzony przekrój zachowuje się jak element składający się tylko z materiału elementu wzmacnianego. Wzmocniony przekrój zwiększa swoje pole powierzchni z powodu zwiększenia rzeczywistej szerokości taśmy kompozytowej m – krotnie, gdzie $m = E_2/E_1$. Następnie można zastosować do oszacowania naprężeń w przekroju założenia płaskiego stanu odkształcenia. Schemat wzmocnienia zgodnie z rysunkiem 5.16.



Rys.5.16. Transformacja przekroju zespolonego zastosowana w [148]

Na początku oblicza się położenie osi ciężkości przekroju, a następnie wyznacza geometryczny moment bezwładności względem osi przechodzącej przez środek ciężkości, z pominięciem grubości elementu wzmacniającego [148]:

$$y = \frac{A_1 \frac{h}{2}}{A_1 + mA_2}; I_z = I_1 + A_1 \left(\frac{h}{2} - y \right)^2 + mA_2 y^2, \quad (5.108)$$

gdzie I_2 jest momentem bezwładności przekroju wzmacnianego. Na koniec oblicza się naprężenie rozciągające we wzmocnionym przekroju:

$$\sigma_c(x) = m \frac{P(x+a)}{2I_z} y. \quad (5.109)$$

W podobny sposób autor rozprawy zajmował się wstępnym oszacowaniem naprężeń we wzmocnionej stali i taśmie kompozytowej, we wstępnej fazie badania wzmocnienia płaskich elementów na zginanie w drugim etapie pierwszej fazy badań własnych opisanych w [236, 237].

Deng i Lee (2007) [149] przeanalizowali na nowo i rozwinęli wcześniej opracowywane rozwiązania [150,238 (2004)], w celu wyznaczenia wyrażenia maksymalnych głównych naprężeń między warstwowymi na końcach taśmy wzmacniającej, jak również wyznaczenia odkształceń w kierunku podłużnym na dolnej powierzchni taśmy wzmacniającej.

Naprężenia maksymalne ścinające na końcu taśmy τ_{max} i naprężenia odrywające σ_{max} przedstawili za swoją wcześniejszą pracą [149] wyrażeniami:

$$\tau_{max} = \sqrt{\frac{G}{t_a b_2 \lambda_{XII}}} (\alpha_{T1} - \alpha_{T2}) \Delta T + \bar{g} \sqrt{\frac{G}{t_a b_2 \lambda_{XII}}} M(0) + \frac{\bar{g}}{b_2 \lambda_{XII}} V(0), \quad (5.110)$$

$$\sigma_{max} = \beta_{VI} t_2 \tau_{max} - \frac{E_a}{2\beta_{VI}^3 t_a} \frac{1}{E_1 I_1} (V(0) + \beta_{VI} M(0)) + \frac{t_2 G}{2t_a} ((\alpha_{T1} - \alpha_{T2}) \Delta T + \bar{g} M(0)), \quad (5.111)$$

gdzie:

$$\lambda_{XII}^2 = \frac{(t_1 + t_2)t_1}{4E_1 I_1} + \frac{1}{E_1 A_1} + \frac{1}{E_2 A_2}, \quad (5.112)$$

$$\bar{g} = \frac{t_1/2}{E_1 I_1}, \quad (5.113)$$

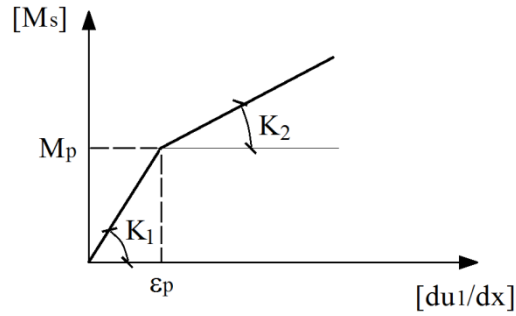
$$\beta_{VI}^4 = \frac{E_a b_2}{4t_a E_2 I_2}, \quad (5.114)$$

$V(0)$ to siła poprzeczna, a $M(0)$ moment zginający w belce na końcu taśmy, b_2 szerokość taśmy, G moduł ścinania kleju, α_T współczynnik rozszerzalności cieplnej, ΔT zmiana temperatury, t grubość, E moduł sprężystości, I moment bezwładności i A pole powierzchni.

Kombinację maksymalnych naprężeń ścinających i odrywających opisali poprzez wyrażenie maksymalnych naprężeń głównych:

$$\sigma_{1max} = \frac{|\sigma_{max}|}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_{max}}{2}\right)^2 + \tau_{max}^2}. \quad (5.115)$$

Następne ciekawe rozwiązanie modelu analitycznego do przewidywania liniowego i nieliniowego zachowania belek stalowych wzmacnianych przy użyciu przyklejania taśm kompozytowych, przedstawił Youssef [239] w 2006 roku.



Rys.5.17. Zmiana zależności moment oddziałujący na przekrój stalowy do odkształcenia skrajnej krawędzi przekroju w [239]

Youssef [239] określił, że w przypadku każdego przekroju stalowego, związek pomiędzy momentem zginającym w belce (M_1) a osiowym odkształceniem na jej końcu (du_1/dx), może być określony przez przeprowadzenie analizy odcinkowej. Ten związek może być zbliżony do dwuliniowej krzywej podobnej do tej pokazanej na rysunku 5.17, a wartości określające tę krzywą mogą zostać wyznaczone. Te wartości to moment uplastyczniający (M_p), osiowe odkształcenie na końcu elementu ϵ_p powiązane z M_p , sztywność sprężysta (K_1) i sztywność posprężysta (K_2). Przy pomocy tych wartości, związek pomiędzy M_1 a (du_1/dx), może być wyrażony [239]:

a) w zakresie sprężystym ($\frac{du_1}{dx} \leq \epsilon_p$)

$$M_s = K_1 \frac{du_1}{dx}, \quad (5.116)$$

b) w zakresie po sprężystym ($\frac{du_1}{dx} > \epsilon_p$)

$$M_s = M_p + K_2 \left(\frac{du_1}{dx} - \epsilon_p \right). \quad (5.117)$$

Równania różniczkowe problemu zachowania na ścinanie skleiny wyraził:

a) w zakresie sprężystym ($\frac{du_1}{dx} \leq \epsilon_p$)

$$\frac{K_s M}{K_1 E_2 t_2} = \left[\frac{K_s}{E_2 t_2} + \frac{K_s b_2 (h + t_2)}{K_1} \right] \frac{du_2}{dx} - \frac{d^3 u_2}{dx^3}, \quad (5.118)$$

b) w zakresie po sprężystym ($\frac{du_1}{dx} > \epsilon_p$)

$$\frac{K_s (M - M_p + K_2 \epsilon_p)}{K_2 E_2 t_2} = \left[\frac{K_s}{E_2 t_2} + \frac{K_s b_2 (h + t_2)}{K_2} \right] \frac{du_2}{dx} - \frac{d^3 u_2}{dx^3}. \quad (5.119)$$

Równanie różniczkowe problemu naprężeń odrywających w skleinie wyraził:

$$\frac{d^4 w}{dx^4} + \frac{K_p b_2}{E_2 I_2} w = \frac{t_2^2 b_2}{2 I_2} \frac{d^3 u_2}{dx^3}. \quad (5.120)$$

W literaturze polskiej, możemy znaleźć prace Łagody [1,61], w których wyprowadzone zostały między innymi równania na maksymalne naprężenia ścinające w kleju w pobliżu końca przyklejonej taśmy kompozytowej we wzmocnionych belkach żelbetowych pod obciążeniem siłą skupioną:

$$\tau(x) = \frac{3G_a P}{t_a E_1 b_1 h^2} \frac{a \lambda_{XIII} + 1}{\lambda_{XIII}^2} \quad (5.121)$$

oraz na maksymalne naprężenia odrywające w kleju w pobliżu końca przyklejonej taśmy kompozytowej:

$$\sigma_{max} = \frac{E_a P}{4t_a E_1 I_1} \left\{ \psi_{III}^4 t_2 h \frac{a \lambda_{XIII} + 1}{\beta_{VII}^3 \lambda_{XIII}^2} - \left(\frac{1}{\lambda_{XIII}^4 + 4\beta_{VII}^4} \left(\frac{8\beta_{VII}^4 \eta_1 a}{\lambda_{XIII}^2} + 2\psi_{III}^4 a t_2 h \right) - \frac{2\eta_1 a}{\lambda_{XIII}^2} \right) \right\}, \quad (5.122)$$

gdzie:

$$\lambda_{XIII}^2 = \frac{G_a}{t_a} \left(\frac{1}{E_2 t_2} + \frac{4b_2}{E_1 b_1 h} \right), \quad (5.123)$$

$$\beta_{VII}^4 = \frac{K}{4E_2 I_2}, \quad (5.124)$$

$$\psi_{III}^4 = \frac{G_a b_2}{4t_a E_2 I_2}, \quad (5.125)$$

$$\eta_1 = \frac{3G_a b_2}{t_a E_1 b_1 h^2}. \quad (5.126)$$

Cheng, Tseng i Hung (2006) [240] stosują przyłożenie siły skupionej do obu sklejonych materiałów, w warunkach brzegowych koniec-koniec. Pierwszy model matematyczny pochodzi z równań opisujących zadanie i jego warunki brzegowe. Te skomplikowane i problematyczne w połączeniu analitycznie równania są rozwiązywane numerycznie za pomocą symbolicznej manipulacji i wykresu wartości liczby pojedynczej. Autorzy [240] omawiają również wpływ grubości materiałów klejonych, długości złącza i punktu przyłożenia siły skupionej na naprężenia ścinające i odrywające w sklejinie. W ich modelu matematycznym materiały sklezione, górny i dolny są sklezione warstwą kleju, ze środkiem pokrywającym się z początkiem układu współrzędnych.

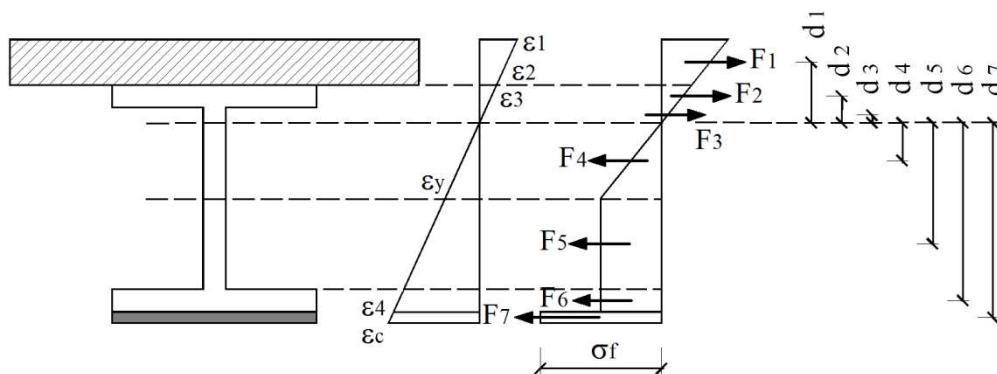
Równania opisujące badane zadanie oparto na następujących założeniach [240]:

- Poprzeczne przemieszczenia zarówno górnego i dolnego materiału sklejanego wynikające z działania siły skupionej P, są znacznie mniejsze niż ich wymiary, a i ich poprzeczne przesunięcia uznaje za liniowe i małe,
- Zarówno górny i dolny materiał sklejanym odkształca się pod wpływem płaskiego naprężenia; innymi słowy, płaszczyzna przekroju pozostaje płaska a odkształcenia przekrojów poprzecznych występują w kierunku normalnym do powierzchni neutralnej,

- c. Zmiany w przemieszczeniach podłużnych i poprzecznych kleju są liniowe,
- d. Naprężenia w skleinie, wynikające z siły podłużnej są pomijalne w porównaniu z naprężeniami w górnym i dolnym materiale sklejanym [241].

Pellegrino, Maiorana i Modena (2007) [244] przedstawili analityczną procedurę do określania zachowania przy zginaniu wzmocnionych przyklejonymi kompozytami FRP elementów stalowych i stalowo-betonowych. Metodę oparli na podstawie zachowania przekroju z uwzględnieniem nieliniowego zachowania się materiałów o dowolnej konfiguracji wzmocnienia FRP. Zaproponowana przez nich metoda ogólna, opiera się na równowadze przekroju poprzecznego i zgodności odkształceń. Przewiduje wytrzymałość na zginanie stalowych i stalowo-betonowych elementów wzmocnionych materiałami FRP, biorąc pod uwagę po sprężyste zachowanie materiałów i dowolny kształt geometryczny wzmocnienia FRP. Stąd, metoda jest całkowicie ogólna i pozwala brać pod uwagę nieliniowości materiałowe i geometryczne. Ze względu na nieliniowe zachowanie materiałów, metoda składa się z procedury iteracyjnej, mającej następujące etapy [244]:

- a. zakłada się wartość naprężenia w skrajnych włóknach przekroju i przyjmuje odpowiadające mu odkształcenie, uzyskane na podstawie przyjętych związków konstytutywnych;
- b. wstępną wartość położenia neutralnej osi, a tym samym wykresu odkształceń uzyskuje się zgodnie z hipotezą płaskich przekrojów;
- c. naprężenia w przekroju są obliczane ze związków konstytutywnych materiałów;
- d. metoda jest ogólna i może być stosowana do przekrojów stalowych i stalowo-betonowych.



Rys.5.18. Wykres odkształceń, naprężeń oraz układy sił wewnętrznych w przekroju stalowym [244]

- e. jeżeli wzór ogólny nie jest spełniony, powraca się do etapów (b)–(d), z innym usytuowaniem środka ciężkości, aż do osiągnięcia równowagi;
- f. w chwili gdy określone zostanie odpowiednio usytuowanie środka ciężkości przekroju, można uzyskać maksymalną nośność wzmocnianego przekroju.

Procedura iteracyjna jest kontynuowana przy każdym wzroście naprężeń w FRP, co jest powiązane z momentem zginającym.

Benachour, Benyoucef, Tounsi i Adda Bedia (2008) [86], wyprowadzili rozwiązanie naprężeń międzywarstwowych w belkach swobodnie podpartych wzmocnionych

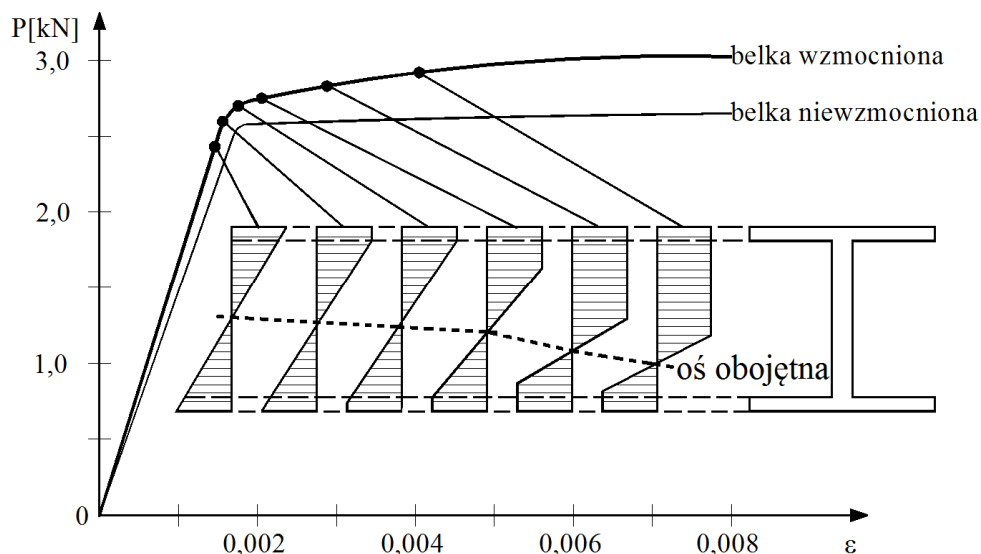
przyklejonymi sprężonymi taśmami FRP, poddanych obciążeniu równomiernie rozłożonemu, dowolnie ustawionemu obciążeniu skupionemu lub dwóm symetrycznym obciążeniom skupionym. Rozwiązanie opracowali z wykorzystaniem liniowej teorii sprężystości oraz włączając zmienność w ułożeniu włókien taśmy FRP. W przypadku belki poddanej czteropunktowemu zginaniu, rozpatrywali przypadek taśmy dłuższej od strefy czystego zginania oraz przyklejenia taśmy krótszej niż strefa czystego zginania.

W pracy [242] Ameer i inni (2008), analizują problem międzyfazowych naprężeń w belkach stalowych wzmocnionych przyklejonymi laminatami kompozytowymi postarzonymi wilgotnościowo-termicznie z wykorzystaniem liniowej teorii sprężystości. Analiza jest oparta na metodzie kompatybilności odkształceń opracowanej przez Tounsiego (2006) [243], w której zakłada się, że zarówno naprężenia ścinające i normalne są niezmiennie w całej grubości warstwy kleju. Przyjęty model uwzględnia odkształcenia od ścinania materiałów sklejanых przy założeniu liniowego wykresu naprężeń ścinające po wysokości stalowej belki. Obciążenie belki jest równomierne.

Qiao i Chen (2008) [245] przedstawili ulepszoną teorię klejonej belki dwumateriałowej. Ich celem było badanie zachowania skleiny pomiędzy konwencjonalnymi materiałami (drewno, beton) belki wzmocnianej zewnętrznie przez przyklejenie taśmy (stalowej, lub kompozytowej FRP). Odkształcenia normalne i styczne wywołane przez naprężenia w skleinie są rozważane przez wprowadzenie dwóch odkształcalności skleiny, dzięki którym uzyskano rozwiązanie wykresów naprężeń w skleinie. Ponadto, odrzucili nierealne założenie tych samych krzywizn odkształcenia w obu klejonych materiałach. Otrzymali rozwiązanie naprężeń w skleinie, w pewnej zgodności pomiędzy rozwiązaniami opisanymi w literaturze, co może świadczyć o ważności przyjętego rozwiązania. Ich rozwiązanie dotyczy głównie wzmocnianych belek o stałym przekroju (prostokątnym).

Linghoff, Al.-Emrani i Kliger (2009) [151] przeprowadzili badania nad zachowaniem belek wzmocnionych w różnych konfiguracjach wzmocnienia taśmą (CFRP). Autorzy w swojej pracy badawczej wykonali badania laboratoryjne i uproszczone rozwiązania analityczne. Prace miały formę badań parametrycznych nad wzmocnionymi kompozytami belkami stalowymi o przekroju dwuteowym, pod obciążeniem czteropunktowym zginaniem.

Model analityczny stosowany w eksperymencie wykorzystuje warunki równowagi i zgodności odkształceń w przekroju poprzecznym belki. Związki naprężenie-odkształcenie każdej belki uzyskiwali stopniowo wraz z odkształceniami odczytanymi na taśmie kompozytowej w połowie rozpiętości belki jako parametr regulujący równanie. Autorzy [151], obliczali przy każdym przyroście odkształcenia wykres naprężeń wzdłuż przekroju poprzecznego belki oraz powiązane z nimi w danej chwili obciążenia siły wewnętrzne, jak na rysunku 5.19.



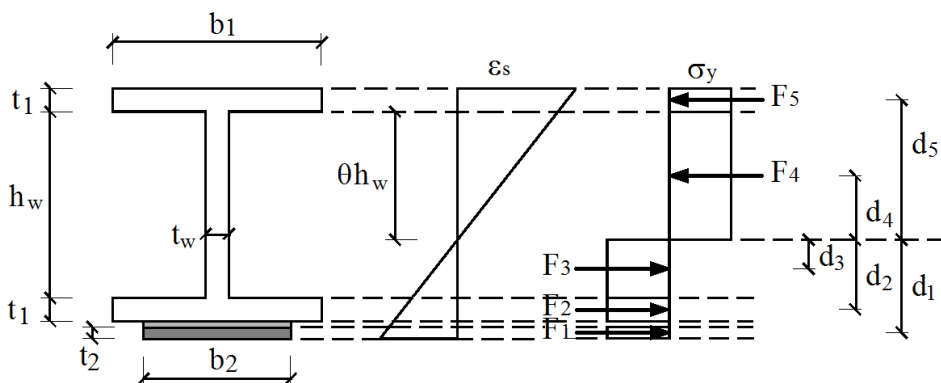
Rys.5.19. Zależność obciążenie – odkształcenie belki niewzmocnionej i wzmocnionej.

Wykres naprężeń na wysokości przekroju przy różnych poziomach obciążenia [151]

Po przekroczeniu granicy plastyczności w stali belki, położenie osi obojętnej zmieniano w celu utrzymania równowagi. Zmiana położenia była brana pod uwagę w analizie. Na Rys.5.20 zilustrowano wykres naprężeń we wzmocnionym przekroju stalowym przy różnych poziomach uplastycznienia przekroju. W modelu analitycznym zastosowano następujące założenia [151]:

- Stal zachowuje się idealnie liniowo sprężysto-plastycznie w relacji naprężenie-odkształcenie;
- CFRP i klej epoksydowy zachowują się liniowo, aż do zniszczenia;
- Występuje liniowy wykres naprężeń przez całą wysokość przekroju;
- Występuje idealne zespolenie pomiędzy laminatem CFRP i półką stalowego dwuteownika.

Autorzy [151] opracowali wyrażenie w celu oszacowania nośności wzmocnionego przekroju belki. Rozwiązanie jest oparte na równaniach równowagi sił w przekroju poprzecznym (patrz rysunek 5.20) i wyrażeniu jak w [244].



Rys.5.20. Wykres odkształceń i naprężeń w przekroju w pełni uplastycznionym, z odpowiednimi siłami wewnętrznymi i ich odległościami od osi obojętnej [151].

Ostateczne rozwiązanie o zamkniętej formie, do obliczania nośności na moment zginający wyrazili równaniem [151]:

$$M = \sigma_y(Z_\alpha + \kappa mA_2 d_1), \quad (5.127)$$

gdzie:

σ_y – granica plastyczności stali;

Z_α – moduł przekroju plastycznego, zależący od stopnia uplastycznienia przekroju od ściskania i rozciągania bisymetrycznego dwuteownika.

A_2 – pole przekroju poprzecznego laminatu;

κ – różnica pomiędzy odkształceniami półki stalowej i laminatu CFRP, brana pod uwagę poprzez współczynnik, obliczany na podstawie liniowego wykresu odkształceń w przekroju poprzecznym, jako $\kappa = d_1/d_2$.

m – zależność pomiędzy modułem sprężystości stali (E_1), a kompozytu CFRP (E_2) opisana przez współczynnik $m = E_2/E_1$.

Bocciarelli (2009) [246] zaprezentował proste podejście do przewidywania zachowania statycznie obciążanej belki stalowej wzmocnionej taśmami CFRP w zakresie sprężysto-plastycznym. Opracowany wzór można zastosować do dwóch przypadków obciążenia belki swobodnie podpartej, obciążenia rozłożonego i siły skupionej. Ponieważ moment zginający oddziałujący na wzmocnioną belkę został obliczony z prostych równań równowagi, zachowanie w zakresie sprężysto-plastycznym otrzymywane jest z prostej analizy przekroju. Zapropozowane rozwiązanie opiera się na założeniach [246]:

- Liniowo sprężyste zachowanie CFRP oraz sprężyste idealnie plastyczne zachowanie stali;
- Idealne zespolenie stali i CFRP;
- Wpływ warstwy kleju na sztywność osiową i giętną przekroju jest pomijalny;
- Sztywność na zginanie CFRP jest pomijalna;
- Przekroje pozostają płaskie po odkształceniu;
- Naprężenia osiowe w CFRP są założone jako jednolite i równe wartości zakładanej w środku ciężkości przekroju taśmy.

Wyprowadzenie jest tu ograniczone do wzmocnionych przekrojów dwuteowych ze wzmocnieniem przyklejonym do dolnej półki, chociaż może być rozwinięte do innych przekrojów o dowolnym kształcie. Równania regulujące rozwiązanie dotyczą przekroju jak na Rys.5.21. W przekroju o zachowaniu liniowo-sprężystym naprężenia ścinające w kleju autor wyraził wzorem [246]:

$$\tau_i = mh \frac{1}{I_z} \frac{dM_T}{dx} \left(h + \frac{t_2}{2} - y_G \right), \quad (5.128)$$

co pokrywa się z klasycznym rozwiązaniem Jouravsky'iego, gdzie:

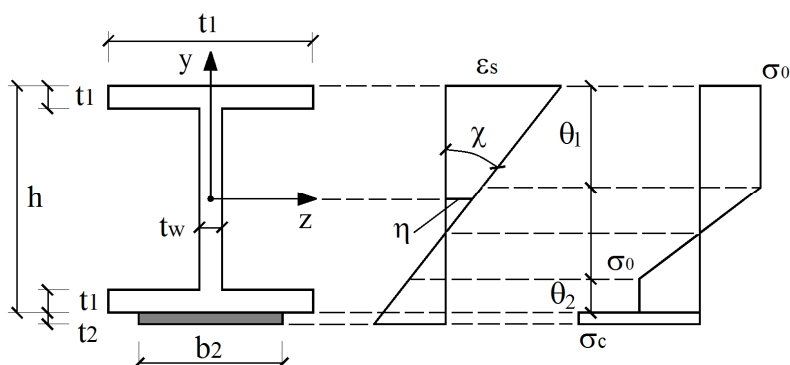
y_G – odległość od środka ciężkości do górnej krawędzi przetransformowanego przekroju;

$m = E_2/E_1$ - stosunek modułów sprężystości kompozytu i stali,

I_z - drugi moment bezwładności przetransformowanego przekroju.

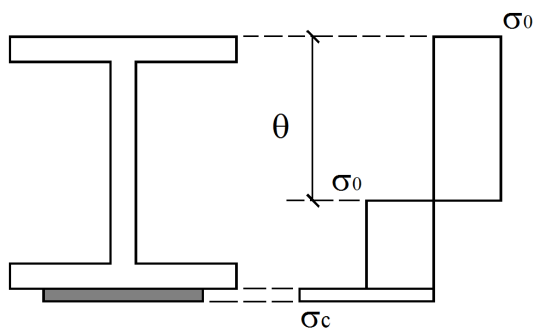
W przekroju częściowo uplastycznym, ze względu na geometrię przekroju, różne przypadki muszą być rozważone w zależności od położenia strefy sprężystej w odniesieniu do środka i półki przekroju dwuteownika, zgodnie z rysunkiem 5.21, jak poniżej [246]:

- przypadek (1): $\theta_1 \leq t_1$ oraz $\theta_2 \leq t_1$;
- przypadek (2): $t_1 < \theta_1 \leq h - t_1$ oraz $\theta_2 \leq t_1$;
- przypadek (3): $t_1 < \theta_1 \leq h - t_1$ oraz $\theta_2 > t_1$;
- przypadek (4): $\theta_1 > h - t_1$ oraz $\theta_2 \leq t_1$.



Rys.5.21. Wykresy odkształceń i naprężeń w przekroju częściowo uplastycznionym [246]

W przekroju całkowicie uplastycznionym, wyprowadza się wartość siły osiowej CFRP i naprężenia ścinającego w kleju zgodnie z rysunkiem 5.22. Wyprowadzenie oznacza naruszenie założenia zgodności odkształceń na styku stal-CFRP. W rzeczywistości wykres naprężeń w stali, przedstawiony na rysunku 5.22, oznaczałby nieskończoną krzywiznę, a więc, zgodnie z hipotezą braku poślizgu między stalą a CFRP, nieskończone naprężenia i odkształcenia CFRP. Z tego powodu, w celu uzyskania odpowiedzi na zachowanie przekroju, nie zapisano żadnych równań zgodności na granicy stali i CFRP, ale tylko dwa równania równowagi przekroju zespolonego. Należy rozważyć dwa przypadki, w zależności od położenia, zgodnie z rysunkiem 5.22:



Rys.5.22. Wykres naprężeń w przekroju w pełni uplastycznionym [246]

- przypadek (1): $h/2 \leq \theta \leq h - t_1$:

$$\tau_i = \frac{2}{b_2} \frac{dM_T}{dx} \frac{1}{\sqrt{(2h + t_2)^2 - 4 \left(\frac{M_T}{\sigma_0 S} + \frac{h}{2} (h + t_2) - \frac{b_1 - t_w}{t_w} (h - t_1) t_1 \right)}}, \quad (5.129)$$

- przypadek (2): $h - t_1 \leq \theta \leq h$:

$$\tau_i = \frac{2}{b_2} \frac{dM_T}{dx} \frac{1}{\sqrt{(3h + t_2)^2 - 4 \left(\frac{M_T}{\sigma_0 b_1} + \frac{h}{2} (h + t_2) + \frac{b_1 - t_w}{b_1} (h - 2t_1) \frac{(h + t_2)}{2} \right)}}. \quad (5.130)$$

Yang, Chen i Teng [247] (2009), przedstawili rozwiązanie analityczne międzywarstwowych naprężeń we wzmocnionych przez doklejenie elementu belkach poddanych dowolnemu obciążeniu mechanicznemu i termicznemu, które są symetrycznie rozmieszczone względem środka rozpiętości belki. Przedstawili rozwiązanie ogólne w kategoriach materiałów belki i taśmy wzmacniającej. Rozwiązanie określono przez szeregi Fouriera i opiera się merytorycznie na minimalizacji energii dodatkowej. Rozwiązanie uwzględnia nierównomierny wykres naprężeń w warstwie klejącej i warunek brzegowy zerowych naprężeń na końcach taśmy wzmacniającej. Rozwiązanie jest ogólne i może być stosowane do analizy innych typów konstrukcji zespolonych.

Carpinteri, Cornetti i Pugno (2009) [248] analizowali odspojenie krawędzi przyklejonej taśmy kompozytowej. Zaproponowali do zbadania mechanizmów zniszczenia dwa kryteria. Pierwsze kryterium polega na analizie naprężeń. Zniszczenie zachodzi gdy naprężenie ścinające osiąga wartość graniczną. Drugim jest energia, w kryterium mechaniki pękania. Autorzy [248] twierdzą, że kryterium energii jest bardziej efektywne w określaniu postaci zniszczenia przez odspojenie. Przeprowadzona przez nich analiza dotyczyła obciążenia belki obciążonej trójpunktowym zginaniem.

W kryterium naprężeniowym wykres naprężeń w skleinie określili wzorem [248]:

$$\tau_i = \frac{3\rho_{III}}{1 + 4\rho_{III}} \frac{P}{b_2 h} f_\tau(\beta_{VIII}, \zeta, \zeta_r), \quad (5.131)$$

gdzie:

f_τ – jest bezwymiarową funkcją opisaną przez:

$$f_\tau(\beta_{VIII}, \zeta, \zeta_2) = 1 + \frac{\beta_{VIII}(1 - \zeta_2)\sinh(\beta_{VIII}\zeta) - \cosh[\beta_{VIII}(\zeta_2 - \zeta)]}{\cosh(\beta_{VIII}\zeta_2)}, \quad (5.132)$$

$$\zeta = x/l, \quad (5.133)$$

$$\zeta_2 = x_2/l, \quad (5.134)$$

$$\beta_{VIII}^2 = \frac{G_a l^2 (1 + 4\rho_{III})}{E_2 h_2 t_a}, \quad (5.135)$$

$$\rho_{III} = \frac{E_2 b_2 t_2}{E_1 b_1 h}. \quad (5.136)$$

Maksymalną dopuszczalną siłę, przy której taśma odspaja się od półki stalowej z powodu przekroczenia maksymalnej wartości naprężeń ścinających w kleju wyrazili wzorem [248]:

$$P_{max} = \frac{1 + 4\rho_{III}}{3\rho_{III}} \frac{\tau_{max} b_2 h}{f_{\tau,max}(\beta_{VIII}, \zeta_r)}. \quad (5.137)$$

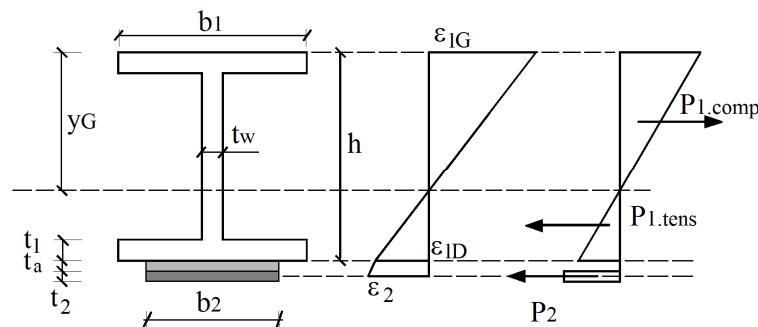
Czaderski i Rabinovitch (2010) badali liniowo-sprężyste zachowanie stalowych belek dwuteowych wzmocnionych przyklejonymi materiałami kompozytowymi. W swojej pracy [249] skupili się w pełnym zakresie na przemieszczeniach pomiędzy belką stalową

a taśmą FRP. Przemieszczenia te wynikają z oddziaływania pomiędzy sklejonymi elementami i są zintegrowanymi wynikami warunków między warstwowymi i odkształcalności kleju.

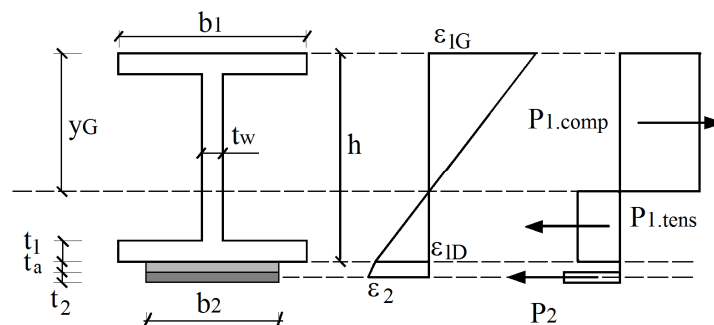
W pracy [87] Deng, Lee i Li (2011) przedstawili rozwiązanie analityczne opracowane do obliczenia wytrzymałości na zginanie w wzmocnionych przyklejonymi, sprężonymi materiałami kompozytowymi belek zespolonych stal-beton. W analizie wykazali, że wytrzymałość na zginanie, nie jest uzależniona przez obciążenie stałe i siłę sprężającą, gdy zniszczenie zachodzi przez zerwanie taśmy CFRP, ale wytrzymałość na zginanie zmniejsza się ze wzrostem obciążenia stałego i wzrostem siły sprężającej, gdy zniszczenie jest wynikiem kruszenia betonu.

Elchalakani i Fernando (2012) [250] zaprezentowali wyniki analiz eksperymentalnych i teoretycznych belek dwuteowych wzmocnionych przyklejonymi taśmami CFRP pod kwazistatycznym 3-punktowym zginaniem. Głównymi parametrami badanymi w tej pracy były smukłość przekroju i położenie taśm CFRP. Taśmy przyklejano do rozciąganej półki, do obu półek oraz do półek i środka. Wyrażenia nośności i momentu uplastyczniającego przekroju zespolonego zostały uzyskane za pomocą podejścia równoważnej grubości półki i środka. Uzyskane wyniki porównano z obecnymi zasadami projektowania wg norm konstrukcji stalowych. W celu obliczenia nośności w zakresie sprężystym, należy dobrze zrozumieć zachowanie skleiny pomiędzy stalą i kompozytem. W tym celu przyjęli model zaproponowany przez Yuan i in.(2004) [251] do modelowania w pełnym zakresie zachowania złącza CFRP – klej – stal. Po przekroczeniu granicy plastyczności w stali, w połowie rozpiętości belki można wykazać, że zachowanie kleju na granicy styku CFRP – stal nadal jest w zakresie liniowym.

Na rysunkach 5.23 i 5.24 przedstawione zostały założenia wykresów naprężeń i odkształceń w przekroju, w zakresach sprężystym i uplastycznionym za pracą [250].



Rys.5.23. Model wzmocnienia przekroju [250]: wykres odkształceń i naprężeń w zakresie sprężystym



Rys.5.24. Model wzmocnienia przekroju [250]: wykres odkształceń i naprężeń w zakresie pełnego uplastycznienia przekroju stalowego

Nośność na moment zginający w zakresie sprężystym wzmocnionego przekroju można zapisać jako:

$$M_{yc} = \frac{\tau_a b_2 \Delta_s}{\lambda_{XIV} \delta_{III}} \tanh\left(\frac{\lambda_{XIV} S}{2}\right) \left(h - y_G + t_a + \frac{t_2}{2}\right) + \frac{\sigma_y}{\nu_G} \left[\left(h - y_G - \frac{t_1}{2}\right)^2 + \left(y_G - \frac{t_1}{2}\right)^2 \right] t_1 b_2 + \frac{1}{3} \left[\left(h - y_G - \frac{t_1}{2}\right)^3 + \left(y_G - \frac{t_1}{2}\right)^3 \right] t_w, \quad (5.138)$$

gdzie:

$$\Delta_s = \varepsilon_y \frac{d - y_G}{y_G} \frac{1}{\frac{\tau_a}{E_2 t_2 \lambda_{XIV} \delta_{III}} \tanh\left(\frac{\lambda_{XIV} S}{2}\right) + \frac{1}{t_a}}, \quad (5.139)$$

$$\lambda_{XIV}^2 = \frac{\tau_a}{\delta_{III} E_2 t_2}, \quad (5.140)$$

σ_y – granica plastyczności stali;

P_2 – obciążenie CFRP;

Δ_s – ostateczne odkształcenie w środku rozpiętości;

τ_a – wytrzymałość na ścinanie w międzywarstwie, równa $\tau_a = 0,9\sigma_{max}$;

δ_1 – odkształcenie przy wytrzymałości na ścinanie, równe $\delta_{III} = 0,3(t_a/G_a)^{0,65}\tau\sigma_{max}$;

S – jest rozpiętością, jeśli taśma jest przyklejona na całej rozpiętości belki;

E_2 – moduł sprężystości taśmy CFRP;

t_2 – grubość taśmy CFRP;

y_G – odległość od środka ciężkości do górnej krawędzi przetransformowanego przekroju.

Nośność na moment uplastyczniający przekroju zespolonego została obliczona przy założeniu osiągnięcia pełnej nośności złącza klejowego oraz pełnego uplastycznienia przekroju stalowego. Maksymalna nośność złącza CFRP może być przyjęta jako mniejsza z wytrzymałości na zerwanie CFRP lub wytrzymałości złącza przy odspojeniu taśmy. Nośność maksymalna złącza poprzedzająca odspojenie może być policzona za pomocą wzoru zgodnego z zaprezentowanym w pracy [252] (2010) odnoszącego się do maksymalnej siły w taśmie CFRP [250]:

$$P_{2U} = b_2 \sqrt{2G_f E_2 t_2}, \quad (5.141)$$

gdzie:

G_f – międzywarstwowa energia pęknięcia złącza równa:

$$G_f = 628 t_a^{0,5} R_a^2, \quad (5.142)$$

gdzie:

R_a – energia odkształcenia kleju.

Po osiągnięciu pełnego uplastycznienia przekroju stalowego, jak pokazano na rysunku 5.24, odległość górnej krawędzi górnej półki od osi obojętnej obliczana jest za pomocą równania:

$$y_G = \frac{P_{2U} + \sigma_y h t_w}{2 t_w \sigma_y}. \quad (5.143)$$

Zakładając $t_1 < v_G < h - t_1$. Moment zginający w zakresie plastycznym wzmocnionego przekroju można obliczyć ze wzoru:

$$M_{pc} = P_{2U} \left(h - y_G + t_a + \frac{t_2}{2} \right) + \sigma_y t_1 b_2 (h - t_1) + \frac{\sigma_y t_w}{2} [(h - y_G - t_1)^2 + (y_G - t_1)^2]. \quad (5.144)$$

W pracach [253] (2012a), [254] (2012b) Haghani i Al-Emrani zajęli się weryfikacją nowego modelu projektowania połączeń klejowych stosowanych do klejenia taśm FRP do belek stalowych. W swojej metodzie, porzucili zasadę powiązania wytrzymałości złącza klejowego z wartością naprężenia lub odkształcenia elementu w określonym miejscu w złączu. Zamiast tego uważają, że przy zniszczeniu w złączu klejowym występuje unikalny stan naprężenia, niezależnie od którego naprężenie elementu jest rozważane. Innymi słowy, może być możliwe, rozważanie siły osiowej w laminacie w pewnej odległości od końca taśmy jako globalnego parametru, który osiąga wartość krytyczną podczas zniszczenia złącza. W celu określenia wytrzymałości złącza we wzmocnionej belce, konieczne jest uzyskanie ostatecznej wartości siły osiowej w taśmie kompozytowej na długości zakotwienia. Wartość maksymalnej siły osiowej w laminacie przy zniszczeniu można uzyskać doświadczalnie, ze zbadania prostych próbek reprezentatywnych, które odzwierciedlają stan naprężeń w skleinie wzmocnionej belki.

Bocciarelli, Colombi (2013) [255] stwierdzili, żeby w pełni wykorzystać potencjał wzmocnienia CFRP belka musi być zaprojektowana w zakresie plastycznym. W rzeczywistości w przypadku liniowo sprężystego zachowania stali, wkład taśmy CFRP przyklejonej do rozciąganej półki jest bardzo ograniczony zarówno w przypadku nośności i stanu granicznego użytkowania. Odspojenie taśmy CFRP lub jej uszkodzenie mogą uniemożliwić osiągnięcie pełnego zakresu nośności plastycznej przy zginaniu wzmocnionego przekroju. Nieliniowe modele elementów skończonych mogą być wykorzystane do określenia zachowania sprężysto-plastycznego konstrukcji w kategoriach sił wewnętrznych i naprężeń, aczkolwiek modele te są często skomplikowane, czasochłonne i nie są ogólnodostępne dla praktyków. Autorzy [255] zaproponowali proste podejście, aby obliczyć zachowanie wzmocnionej belki, aż do stanu granicznego nośności, które może być łatwo zrealizowane do celów projektowych.

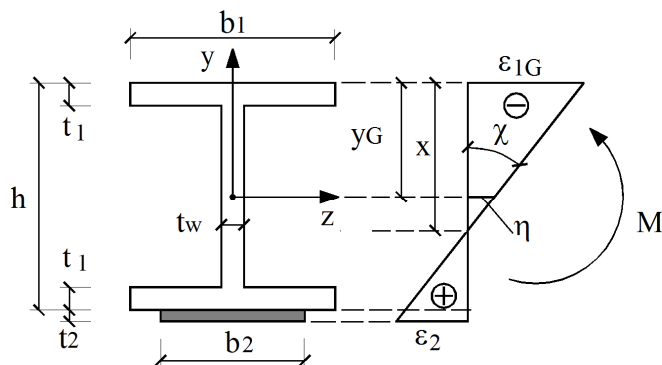
Zaproponowane przez nich rozwiązanie oparte jest na następujących założeniach:

- Liniowo sprężyste zachowanie CFRP oraz sprężysto-plastyczne stali;
- Brak poślizgu pomiędzy podłożem stalowym a taśmą CFRP;
- Sztywność na zginanie taśmy CFRP jest pomijalna;
- Płaskie przekroje pozostają płaskie po odkształceniu;
- Jednorodny wykres odkształceń osiowych w taśmie CFRP;
- Zniszczenie przez wyboczenie stali nie jest dopuszczane.

Naprężenia w środku taśmy CFRP autorzy wyrazili wzorem [255]:

$$\sigma_2 = E_2 \epsilon_2 = E_2 \left(h + \frac{t_2}{2} - X \right) \chi, \quad (5.145)$$

gdzie wartości $X = (y_G - \eta/\chi)$ i χ są funkcją momentu zginającego M zgodnie z rysunkiem 5.25.



Rys.5.25. Założona geometria wzmocnionego przekroju dwuteowego w [255]

Następnie wartość naprężeń ścinających na granicy stal/skleina τ_i wyznaczali na podstawie lokalnych osiowych warunków równowagi taśmy CFRP jak poniżej [255]:

$$\tau_i = h \frac{d\sigma_2}{dx} = t_2 E_2 V \left[-\frac{d\chi}{dM} \chi + \left(h + \frac{t_2}{2} - X \right) \frac{d\chi}{dM} \right]. \quad (5.146)$$

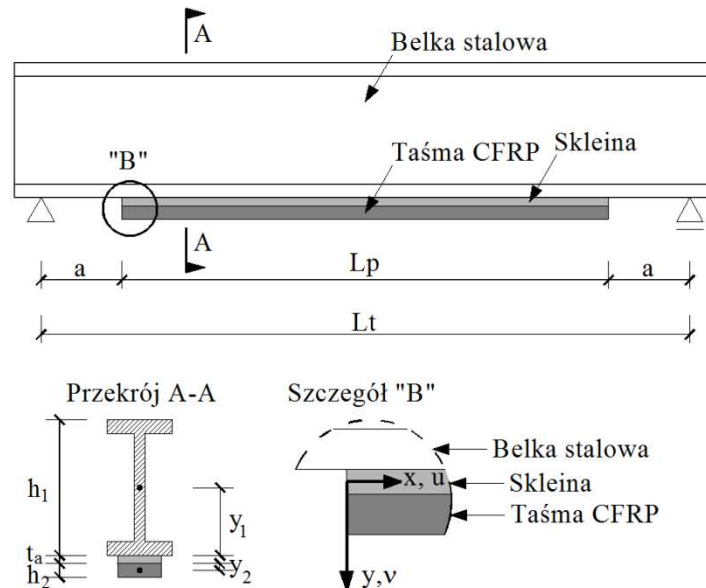
Ponieważ równania (5.145) i (5.146) oparte są na analizie przekroju, nie są zgodne na końcach wzmocnienia, gdzie naruszony jest warunek brzegowy zerowych naprężeń w FRP. Wzory obowiązują dopiero poza strefą zakotwienia taśmy.

5.4.2. Wnioski

Analogicznie jak w przypadku analiz modeli złączy zakładkowych pojedynczych oraz złączy i wzmocnień z obustronną nakładką, modele fizyczne wzmocnienia zginanych belek są głównie dwuwymiarowe. Można wśród nich zauważyć dwa główne podejścia do analizy, naprężeniowe i mechaniki pęknięcia. Materiały sklezione zakładane są niejednokrotnie jako liniowo-sprężyste. Zauważalne jest, że założenie liniowo-sprężystego zachowania belki stalowej powoduje ograniczenia w wydajności wzmocnienia. Z tego powodu można stwierdzić, że bardziej odpowiednim założeniem byłoby projektowanie wzmocnienia elementu stalowego w przypadku stali pracującej w zakresie sprężysto-plastycznym, a nawet stali całkowicie uplastycznionej.

5.5. Analiza wytrzymałości złącza wzmocnienia zginanej belki stalowej wykonana przez Autora

W poniższym podrozdziale przeprowadzono analizę nośności złącza wzmocnienia, skierowaną na określenie naprężeń ścinających i normalnych w skleinie pomiędzy belką stalową a taśmą kompozytową. Schemat statyczny wzmocnionej belki przedstawiono na rysunku 5.26. Założenia analizy opiera się na przyjętych przez Smitha i Tenga [234] do przypadku żelbetowej belki wzmocnianej przyklejonym płaskownikiem stalowym lub taśmą kompozytową.



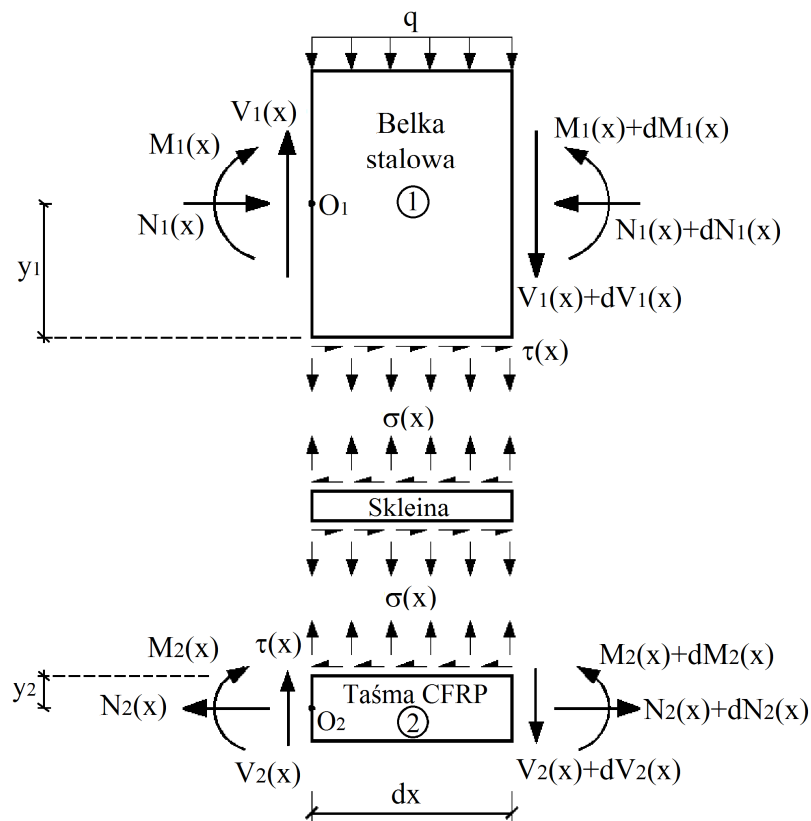
Rys.5.26. Schemat wzmocnionej belki stalowej

Przyjęto następujące założenia w wyprowadzeniu wzorów na naprężenia w skleinie:

- liniowo-sprężyste zachowanie stali, CFRP i kleju,
- deformacje belki i przyklejonej taśmy wynikają ze zginania, sił osiowych oraz sił poprzecznych,
- wartość naprężeń normalnych i tnących w skleinie na jej grubości jest stała.

Pod wpływem naprężeń normalnych w płaszczyźnie grubość/szerokość, warstwa kleju będzie się odkształcać. Z tego powodu, przemieszczenia w kierunku pionowym na dolnej krawędzi belki stalowej i górnej krawędzi taśmy kompozytowej będą się różnić. Krzywizna belki będzie inna niż krzywizna przyklejonej taśmy. Zakładamy, że odkształcenia w płaszczyźnie grubość/szerokość mają pomijalny wpływ na naprężenia w skleinie. W związku z tym założeniem, przyjmujemy identyczne krzywe odkształceń obu sklejonych materiałów przy obliczaniu naprężeń ścinających. Założenia identycznych krzywizn odkształceń nie uwzględnia się w obliczaniu naprężeń odrywających (rozwarstwiających).

5.5.1. Różniczkowe równanie zadania o wykresie naprężeń ścinających w skleinie



Rys.5.27. Schemat wycinka wzmocnionej belki stalowej

Z równania równowagi nieskończenie małego wycinka przedstawionego na rysunku 5.27. wynika:

$$\Sigma H = 0:$$

$$N_1(x) - N_1(x) - dN_1(x) + \tau(x)b_2 dx = 0,$$

$$\frac{dN_1(x)}{dx} = \tau(x)b_2 dx,$$

(5.147)

gdzie b_2 jest szerokością taśmy kompozytowej.

$$-N_2(x) + N_2(x) + dN_2(x) - \tau(x)b_2 dx = 0,$$

$$\frac{dN_2(x)}{dx} = \tau(x)b_2 dx,$$

(5.148)

$$V(x) = V_1(x) + V_2(x),$$

(5.149)

$$\frac{dV(x)}{dx} = \frac{dV_1(x)}{dx} + \frac{dV_2(x)}{dx} = -q(x),$$

(5.150)

$\Sigma V = 0$:

$$\begin{aligned} V_1(x) - V_1(x) - dV_1(x) - \sigma(x)b_2 dx - q(x)dx &= 0, \\ \frac{dV_1(x)}{dx} &= -\sigma(x)b_2 - q(x), \end{aligned} \tag{5.151}$$

$$\begin{aligned} V_2(x) - V_2(x) - dV_2(x) + \sigma(x)b_2 dx &= 0, \\ \frac{dV_2(x)}{dx} &= \sigma(x)b_2, \end{aligned} \tag{5.152}$$

$\Sigma M_{01} = 0$:

$$\begin{aligned} M_1(x) - M_1(x) - dM_1(x) + V_1(x)dx + dV_1(x)dx + \sigma(x)b_2 \frac{dx^2}{2} + q(x) \frac{dx^2}{2} - \tau(x)b_2 y_1 \\ = 0. \end{aligned}$$

Uwzględniając (5.151) i odrzucając małe wyższego rzędu otrzymujemy:

$$\frac{dM_1(x)}{dx} = V_1(x) - \tau(x)b_2 y_1, \tag{5.153}$$

gdzie y_1 jest odległością od środka ciężkości belki do jej dolnej krawędzi.

$\Sigma M_{02} = 0$:

$$M_2(x) - M_2(x) - dM_2(x) + V_2(x)dx + dV_2(x)dx - \tau(x)b_2 y_2 = 0.$$

Uwzględniając (5.152) i odrzucając małe wyższego rzędu otrzymujemy:

$$\frac{dM_2(x)}{dx} = V_2(x) - \tau(x)b_2 y_2, \tag{5.154}$$

gdzie y_2 jest odległością od środka ciężkości taśmy do jej górnej krawędzi.

Naprężenia ścinające w skleinie opisano $\tau(x)$, normalne (odrywające) $\sigma(x)$. Odształcenia od ścinania w warstwie kleju (skleinie) możemy opisać wyrażeniem:

$$\gamma = \frac{du(x, y)}{dx} + \frac{dv(x, y)}{dy}, \tag{5.155}$$

gdzie $u(x, y)$, są poziomymi, a $v(x, y)$, pionowymi odkształceniami w dowolnym punkcie skleiny po jej długości, zgodnie z rysunkiem 5.26. Naprężenia ścinające odpowiadające temu odkształceniu można opisać jak niżej:

$$\tau(x) = G_a \left(\frac{du(x, y)}{dy} + \frac{dv(x, y)}{dx} \right), \tag{5.156}$$

gdzie G_a jest modułem Kirchhoffa kleju. Różniczkując wyrażenie (5.156) po x otrzymujemy:

$$\frac{d\tau(x)}{dx} = G_a \left(\frac{d^2 u(x, y)}{dy dx} + \frac{d^2 v(x, y)}{dx^2} \right). \tag{5.157}$$

Zakrzywienie omawianego różniczkowanego wycinka można powiązać z momentem obciążającym $M_T(x)$ jak niżej:

$$\frac{d^2v(x)}{dx^2} = -\frac{1}{E_z J_z} M_T(x), \quad (5.158)$$

gdzie $E_z J_z$ jest całkowitą sztywnością zespolonego elementu belka stalowa-taśma CFRP, rozważając częściową współpracę pomiędzy dwoma sklejonymi elementami. Założono, że sklejina poddana jest równomiernym naprężeniom tnącym, dlatego $u(x, y)$ zmienia się liniowo po grubości kleju, opisanej t_a , zatem:

$$\frac{du}{dy} = \frac{1}{t_a} [u_2(x) - u_1(x)], \quad (5.159)$$

oraz różniczkując po x :

$$\frac{d^2u(x, y)}{dydx} = \frac{1}{t_a} \left(\frac{du_2(x)}{dy} - \frac{du_1(x)}{dx} \right), \quad (5.160)$$

gdzie t_a – grubość warstwy kleju, $u_1(x)$ – to podłużne przemieszczenia na dolnej krawędzi belki, a $u_2(x)$ – podłużne przemieszczenia na górnej krawędzi taśmy.

Wstawiając równania (5.158) i (5.160) do równania (5.157) otrzymujemy wyrażenie:

$$\frac{d\tau(x)}{dx} = \frac{G_a}{t_a} \left(\frac{du_2(x)}{dy} - \frac{du_1(x)}{dx} - \frac{t_a}{E_z J_z} M_T(x) \right). \quad (5.161)$$

Przy obliczaniu $E_z J_z$, powinny być uwzględnione naprężenia ścinające w sklejnie, jednakże komplikuje to rozwiązanie problemu. Trzecia składowa równania (5.161) ma pomijalną wartość w porównaniu do dwóch wcześniejszych składowych i można ją pominąć w dalszych wprowadzeniach. Wzór (5.161) przyjmuje postać jak niżej:

$$\frac{d\tau(x)}{dx} = \frac{G_a}{t_a} \left(\frac{du_2(x)}{dy} - \frac{du_1(x)}{dx} \right). \quad (5.162)$$

Odkształcenia na spodzie dolnej półki belki i górnej powierzchni taśmy przy uwzględnieniu składowych odkształcenia (od sił osiowych, poprzecznych i od zginania) można wyrazić wzorami:

- w dolnej krawędzi belki:

$$\varepsilon_1 = \frac{du_1}{dx} = \frac{y_1}{E_1 J_1} M_1(x) - \frac{1}{E_1 A_1} N_1(x) + \frac{y_1}{G_1 \alpha_1 A_1} [q(x) + b_2 \sigma(x)], \quad (5.163)$$

- w górnej krawędzi taśmy:

$$\varepsilon_2 = \frac{du_2}{dx} = -\frac{y_2}{E_2 J_2} M_2(x) + \frac{1}{E_2 A_2} N_2(x) + \frac{y_2}{G_2 \alpha_2 A_2} b_2 \sigma(x), \quad (5.164)$$

w których indeks 1 odnosi się do belki stalowej, indeks 2 do taśmy kompozytowej, E jest modułem sprężystości, G modułem Kirchoffa, A polem przekroju poprzecznego, J momentem bezwładności przekroju względem osi poziomej przekroju poprzecznego, α współczynnikiem efektywnego pola powierzchni na ścinanie ($\alpha = 5/6$ w przypadku prostokąta), $M(x)$ momentem zginającym, $N(x)$ siłą osiową, $V(x)$ siłą poprzeczną, b_2 szerokością taśmy kompozytowej, y odległością od środka ciężkości przekroju do rozpatrywanej krawędzi.

Z warunków równowagi (5.147) i (5.148) wiemy, że:

$$\frac{dN_1(x)}{dx} = \frac{dN_2(x)}{dx} = \tau(x)b_2 dx, \quad (5.165)$$

gdzie:

$$N_1(x) = N_2(x) = N(x) = b_2 \int_0^x \tau(x) dx. \quad (5.166)$$

Przy założeniu jednakowej krzywizny belki i taśmy, związek pomiędzy dwoma sklejonymi materiałami można wyrazić wzorem:

$$\frac{M_1(x)}{E_1 J_1} = \frac{M_2(x)}{E_2 J_2} = \tau(x)b_2 dx$$

lub

$$M_1(x) = R M_2(x), \quad (5.167)$$

gdzie:

$$R = \frac{E_1 J_1}{E_2 J_2}. \quad (5.168)$$

Równowagę momentów rozpatrywanego wycinka wzmocnionego elementu przedstawionego na rysunku 5.27 można wyrazić:

$$M_T(x) = M_1(x) + M_2(x) + N(x)(y_1 + y_2 + t_a). \quad (5.169)$$

Zginanie każdego z elementów, wyrażone w funkcji całkowitego przyłożonego momentu $M_T(x)$ i naprężeń ścinających, można przedstawić wstawiając do wzoru (5.169) równania (5.166) i (5.167):

$$M_1(x) = \frac{R}{1+R} \left[M_T(x) - b_2 \int_0^x \tau(x)(y_1 + y_2 + t_a) dx \right], \quad (5.170)$$

oraz

$$M_2(x) = \frac{1}{1+R} \left[M_T(x) - b_2 \int_0^x \tau(x)(y_1 + y_2 + t_a) dx \right]. \quad (5.171)$$

Pierwsze pochodne po x momentów zginających każdego ze sklejonych elementów mają postać:

$$\frac{dM_1(x)}{dx} = V_1(x) = \frac{R}{1+R} [V_T(x) - b_2\tau(x)(y_1 + y_2 + t_a)], \quad (5.172)$$

oraz

$$\frac{dM_2(x)}{dx} = V_2(x) = \frac{1}{1+R} [V_T(x) - b_2\tau(x)(y_1 + y_2 + t_a)]. \quad (5.173)$$

Po wstawieniu równań (5.163) i (5.164) do równania (5.162), a następnie po jednokrotnym zróżniczkowaniu równania po x , otrzymujemy:

$$\begin{aligned} \frac{d^2\tau(x)}{dx^2} = \frac{G_a}{t_a} \left[-\frac{y_2}{E_2J_2} \frac{dM_2(x)}{dx} + \frac{1}{E_2A_2} \frac{dN_2(x)}{dx} + \frac{y_2b_2}{G_2\alpha_2A_2} \frac{d\sigma(x)}{dx} - \frac{y_1}{E_1J_1} \frac{dM_1(x)}{dx} \right. \\ \left. + \frac{1}{E_1A_1} \frac{dN_1(x)}{dx} - \frac{y_1}{G_1\alpha_1A_1} \frac{dq(x)}{dx} - \frac{y_1b_2}{G_1\alpha_1A_1} \frac{d\sigma(x)}{dx} \right]. \end{aligned} \quad (5.174)$$

Podstawiając siły ścinające z równań (5.172) i (5.173) oraz siły osiowe z równania (5.166) do równania (5.174) otrzymujemy równanie różniczkowe drugiego rzędu naprężeń ścinających w skleinie po jej długości ze stałymi parametrami materiałów sklejonych, opisane wyrażeniem:

$$\begin{aligned} \frac{d^2\tau(x)}{dx^2} - \frac{G_ab_2}{t_a} \left[\frac{(y_1 + y_2)(y_1 + y_2 + t_a)}{E_1J_1 + E_2J_2} + \frac{1}{E_1A_1} + \frac{1}{E_2A_2} \right] \tau(x) \\ = -\frac{G_a}{t_a} \left[\frac{(y_1 + y_2)}{E_1J_1 + E_2J_2} V_T(x) + \frac{y_1}{G_1\alpha_1A_1} \frac{dq(x)}{dx} \right. \\ \left. + b_2 \left(\frac{y_1}{G_1\alpha_1A_1} - \frac{y_2}{G_2\alpha_2A_2} \right) \frac{d\sigma(x)}{dx} \right]. \end{aligned} \quad (5.175)$$

5.5.2. Różniczkowe równanie zadania o wykresie naprężeń normalnych w skleinie

Podczas obciążenia belki, występuje pionowe rozdzielanie pomiędzy sklejonymi materiałami, belką i taśmą. Proces ten wywołuje w skleinie naprężenia normalne określane odrywającymi lub rozwarstwiającymi. Naprężenia normalne $\sigma(x)$ można wyrazić poprzez wzór:

$$\sigma(x) = \frac{E_a}{t_a} [v_2(x) - v_1(x)], \quad (5.176)$$

gdzie $v_1(x)$ i $v_2(x)$ są pionowymi przemieszczeniami sklejonych materiałów. Opierając się na warunkach równowagi materiałów (zgodnie z rysunkiem 5.27) z pominięciem małych drugiego rzędu z równań (5.151), (5.153) w belce oraz (5.152), (5.154) w taśmie oraz na poniższych równaniach drugich pochodnych przemieszczeń pionowych po x :

- w belce:

$$\frac{d^2 v_1(x)}{dx^2} = -\frac{1}{E_1 J_1} M_1(x) - \frac{1}{G_1 \alpha_1 A_1} [q(x) + b_2 \sigma(x)], \quad (5.177)$$

- w taśmie:

$$\frac{d^2 v_2(x)}{dx^2} = -\frac{1}{E_2 J_2} M_2(x) + \frac{1}{G_2 \alpha_2 A_2} b_2 \sigma(x), \quad (5.178)$$

można opisać równania różniczkowe na ugięcie taśmy i belki wyrażone w warunkach naprężeń ścinających i normalnych w sklecinie.

Różniczkując jednokrotnie po x równanie (5.177) i wstawiając do niego równanie (5.153), następnie ponownie różniczkując jednokrotnie po x i wstawiając równanie (5.151) otrzymujemy równanie różniczkowe czwartego rzędu na ugięcie w belce:

$$\begin{aligned} \frac{d^4 v_1(x)}{dx^4} = & \frac{b_2}{E_1 J_1} \sigma(x) - \frac{b_2}{G_1 \alpha_1 A_1} \frac{d^2 \sigma(x)}{dx^2} + \frac{y_1 b_2}{E_1 J_1} \frac{d\tau(x)}{dx} + \frac{1}{E_1 J_1} q(x) \\ & - \frac{1}{G_1 \alpha_1 A_1} \frac{d^2 q(x)}{dx^2}. \end{aligned} \quad (5.179)$$

Różniczkując jednokrotnie po x równanie (5.178) i wstawiając do niego równanie (5.154), następnie ponownie różniczkując jednokrotnie po x i wstawiając równanie (5.152) otrzymujemy równanie różniczkowe czwartego rzędu na ugięcie w taśmie:

$$\frac{d^4 v_2(x)}{dx^4} = -\frac{b_2}{E_2 J_2} \sigma(x) + \frac{b_2}{G_2 \alpha_2 A_2} \frac{d^2 \sigma(x)}{dx^2} + \frac{y_2 b_2}{E_2 J_2} \frac{d\tau(x)}{dx}. \quad (5.180)$$

Różniczkując czterokrotnie po x równanie (5.176) i wstawiając do niego równania (5.179) i (5.180) otrzymujemy równanie różniczkowe czwartego rzędu naprężeń odrywających w sklecinie po jej długości ze stałymi parametrami sklejonnych materiałów, opisane wzorem:

$$\begin{aligned} \frac{d^4 \sigma(x)}{dx^4} - \frac{E_a b_2}{t_a} \left[\frac{1}{G_1 \alpha_1 A_1} + \frac{1}{G_2 \alpha_2 A_2} \right] \frac{d^2 \sigma(x)}{dx^2} + \frac{E_a b_2}{t_a} \left[\frac{1}{E_1 J_1} + \frac{1}{E_2 J_2} \right] \sigma(x) \\ = -\frac{E_a b_2}{t_a} \left[\frac{y_1}{E_1 J_1} - \frac{y_2}{E_2 J_2} \right] \frac{d\tau(x)}{dx} - \frac{E_a}{t_a E_1 J_1} q(x) \\ + \frac{E_a}{t_a G_1 \alpha_1 A_1} \frac{d^2 q(x)}{dx^2}. \end{aligned} \quad (5.181)$$

5.5.3. Równanie ogólne naprężeń ścinających w skleinie

Różniczkowe równania naprężeń ścinających (5.175) i normalnych (5.181) w skleinie po jej długości są ze sobą sprzężone. Powoduje to znaczne utrudnienie uzyskania ich rozwiązania. Obydwa równania (5.175) i (5.181), ze względu na argument x są liniowe, niejednorodne o stałych współczynnikach.

Rozwiązanie można uzyskać przez rozdzielanie niewiadomych naprężeń, tj. np. przez wyznaczenie z (5.175) pochodnej $d\sigma(x)/dx$, a następnie po jednokrotnym zróżniczkowaniu związku (5.181) podstawienie odpowiednich pochodnych $\sigma(x)$, co prowadzi do równania na $\tau(x)$ rzędu piątego. Stosując znane metody, można wyznaczyć poszukiwane funkcje w zależności od 5ciu stałych wynikających z warunków brzegowych.

W rozpatrywanym przypadku, rozprężenie naprężeń przeprowadzono przez przyjęcie, że wpływ odkształceń postaciowych od sił poprzecznych w obu materiałach sklejonych jest pomijalnie mały [86, 234]. Równanie różniczkowe naprężeń ścinających w skleinie wynika z uproszczenia równania (5.175) przyjmującego postać:

$$\frac{d^2\tau(x)}{dx^2} - \frac{G_a b_2}{t_a} \left[\frac{(y_1 + y_2)(y_1 + y_2 + t_a)}{E_1 J_1 + E_2 J_2} + \frac{1}{E_1 A_1} + \frac{1}{E_2 A_2} \right] \tau(x) + \frac{G_a}{t_a} \left(\frac{y_1 + y_2}{E_1 J_1 + E_2 J_2} \right) V_T(x) = 0. \quad (5.182)$$

Rozpatrujemy stan obciążenia odpowiedni do prowadzonych badań doświadczalnych, w których $q = \text{const.}$ oraz występowania dwóch sił skupionych, to implikuje kolejne uproszczenia równania (5.182).

W celu uproszczenia, rozwiązanie ogólne opisane poniżej, ogranicza się do obciążenia równomiernie rozłożonego, pojedynczego obciążenia skupionego lub dwóch sił skupionych przyłożonych symetrycznie względem środka rozpiętości belki. W takim przypadku, $d^2 V_T(x)/dx^2 = 0$, a ogólne równanie (5.182) przyjmuje postać równania różniczkowego drugiego rzędu:

$$\tau(x) = B_1 \cosh(\lambda x) + B_2 \sinh(\lambda x) + \frac{m_1 V_T(x)}{\lambda^2}, \quad (5.183)$$

gdzie:

$$\lambda^2 = \frac{G_a b_2}{t_a} \left[\frac{(y_1 + y_2)(y_1 + y_2 + t_a)}{E_1 J_1 + E_2 J_2} + \frac{1}{E_1 A_1} + \frac{1}{E_2 A_2} \right], \quad (5.184)$$

oraz

$$m_1 = \frac{G_a}{t_a} \left(\frac{y_1 + y_2}{E_1 J_1 + E_2 J_2} \right), \quad (5.185)$$

5.5.4. Równanie ogólne naprężeń normalnych (odrywających) w sklecinie

Równanie różniczkowe naprężeń normalnych (5.181) w sklecinie z pominięciem wpływu odkształceń od sił poprzecznych przyjmuje postać:

$$\frac{d^4\sigma(x)}{dx^4} + \frac{E_a b_2}{t_a} \left[\frac{1}{E_1 J_1} + \frac{1}{E_2 J_2} \right] \sigma(x) + \frac{E_a b_2}{t_a} \left[\frac{y_1}{E_1 J_1} - \frac{y_2}{E_2 J_2} \right] \frac{d\tau(x)}{dx} + \frac{E_a}{t_a E_1 J_1} q(x) = 0, \quad (5.186)$$

Ogólnym rozwiązaniem równania (5.181) będzie równanie różniczkowe 4-tego rzędu:

$$\sigma(x) = e^{-\beta x} [C_1 \cos(\beta x) + C_2 \sin(\beta x)] + e^{\beta x} [C_3 \cos(\beta x) + C_4 \sin(\beta x)] - n_1 \frac{d\tau(x)}{dx} - n_2 q(x), \quad (5.187)$$

gdzie:

$$\beta^4 = \frac{E_a b_2}{t_a} \left(\frac{1}{E_1 J_1} + \frac{1}{E_2 J_2} \right), \quad (5.188)$$

$$n_1 = \frac{y_1 E_2 J_2 - y_2 E_1 J_1}{E_1 J_1 + E_2 J_2}, \quad (5.189)$$

oraz

$$n_2 = \frac{E_2 J_2}{b_2 (E_1 J_1 + E_2 J_2)}. \quad (5.190)$$

W przypadku dużych wartości x zakłada się, że naprężenia normalne osiągną wartość równą zero [234], przez co stałe:

$$C_3 = C_4 = 0. \quad (5.191)$$

Ogólne równanie naprężeń normalnych w sklecinie przyjmuje postać:

$$\sigma(x) = e^{-\beta x} [C_1 \cos(\beta x) + C_2 \sin(\beta x)] - n_1 \frac{d\tau(x)}{dx} - n_2 q(x). \quad (5.192)$$

W wyprowadzeniu wzoru (5.192) założono, że $d^5\tau(x)/dx^5 = 0$, ponieważ wartość tej pochodnej ma pomijalne znaczenie na wynik ostateczny [234].

5.5.5. Wprowadzenie warunków brzegowych do wzorów ogólnych

Dysponując wyprowadzonymi rozwiązaniami ogólnymi naprężeń ścinających i normalnych w sklecinie, możliwe staje się rozpatrywanie konkretnych przypadków obciążenia. W niniejszym podrozdziale rozpatrujemy przypadki obciążenia równomiernie rozłożonego, pojedynczej siły skupionej oraz dwóch sił skupionych przyłożonych do belki symetrycznie względem środka rozpiętości.

- **Naprężenia ścinające w sklepinie przy równomiernie rozłożonym obciążeniu belki**

Wzór na siłę poprzeczną we wzmocnionej belce obciążonej równomiernie ma postać:

$$V_T(x) = q \left(\frac{L_t}{2} - x - a \right). \quad (5.193)$$

Poprzez wstawienie wyrażenia (5.193) do wzoru (5.183) ogólne rozwiązanie naprężeń ścinających w sklepinie w tym przypadku obciążenia przyjmie postać:

$$\tau(x) = B_1 \cosh(\lambda x) + B_2 \sinh(\lambda x) + \frac{m_1}{\lambda^2} q \left(\frac{L_t}{2} - x - a \right), \quad (5.194)$$

w zakresie $0 \leq x \leq L_p$, gdzie q jest obciążeniem równomiernie rozłożonym, x odległością od początku taśmy w kierunku jej końca, a odległością od punktu podparcia do początku taśmy, L_t rozpiętością belki, a L_p długością taśmy kompozytowej. Wymiarowanie zgodne z rysunkiem 5.26.

Stałe wyznacza się z następujących warunków brzegowych.

$$x = 0 \rightarrow M_2 = 0,$$

$$x = 0 \rightarrow N_1 = N_2 = 0.$$

(5.195)

Pierwszy warunek dotyczy momentu zginającego w przekroju przy $x = 0$. W tej lokalizacji, na krawędzi taśmy kompozytowej, moment zginający $M_2(0)$ oraz siły osiowe w belce $N_1(0)$ i taśmie kompozytowej $N_2(0)$ są równe zero. W związku z tym, moment zginający w przekroju na krawędzi taśmy kompozytowej jest przenoszony wyłącznie przez belkę i może być wyrażony:

$$M_1(0) = M_T(0) = \frac{qa}{2}(L_t - a), \quad (5.196)$$

Podstawiając równania (5.163) i (5.164), z pominięciem wpływu ścinania, do równania (5.161) z pominięciem trzeciego warunku, uwzględniając powyższe warunki brzegowe, w $x = 0$ otrzymujemy:

$$\frac{d\tau(0)}{dx} = -m_2 M_T(0), \quad (5.197)$$

gdzie

$$m_2 = \frac{G_a}{t_a} \frac{y_1}{E_1 J_1}. \quad (5.198)$$

Przyrównując pierwszą pochodną równania (5.183) w $x = 0$ do równania (5.197) można określić drugą ze stałych całkowania:

$$B_2 = -\frac{m_2}{2\lambda} qa(L_t - a) + \frac{m_1}{\lambda^3} q. \quad (5.199)$$

Drugi warunek brzegowy obejmuje założenie zerowych naprężeń ścinających w sklecinie $\tau(x) = 0$, w środku rozpiętości taśmy i belki ($x=L_p/2$), z powodu symetrii obciążenia. Na tej podstawie określa się pierwszą stałą:

$$B_1 = \frac{1}{\lambda} \left[\frac{m_2 qa}{2} (L_t - a) - \frac{m_1}{\lambda^2} q \right] \tanh \left(\lambda \frac{L_p}{2} \right). \quad (5.200)$$

W praktycznych przypadkach, kiedy wzmacniane są przekroje o większych wymiarach $\lambda L_p/2 \geq 10$, a związany z tą wartością $\tanh(\lambda L_p/2) \approx 1$, zatem wyrażenie (5.200) można uprościć:

$$B_1 = \frac{m_2}{2\lambda} qa(L_t - a) - \frac{m_1}{\lambda^3} q = -B_2. \quad (5.201)$$

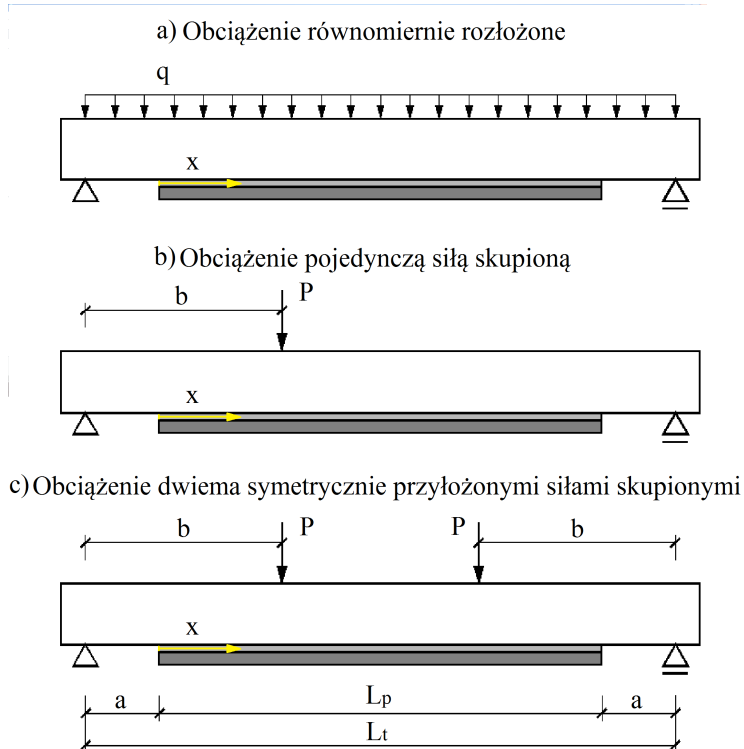
Podstawiając ponownie stałe B_1 i B_2 do równania (5.154) uzyskuje się uproszczone wyrażenie na naprężenia ścinające w sklecinie w dowolnym jej przekroju przy obciążeniu równomiernie rozłożonym:

$$\begin{aligned} \tau(x) &= \left[\frac{m_2}{2\lambda} qa(L_t - a) - \frac{m_1}{\lambda^3} q \right] \cosh(\lambda x) + \left[-\frac{m_2}{2\lambda} qa(L_t - a) + \frac{m_1}{\lambda^3} q \right] \sinh(\lambda x) \\ &\quad + \frac{m_1}{\lambda^2} q \left(\frac{L_t}{2} - x - a \right) \\ &= \frac{m_2}{2\lambda} qa(L_t - a) \frac{e^{\lambda x} + e^{-\lambda x}}{2} - \frac{m_2}{2\lambda} qa(L_t - a) \frac{e^{\lambda x} - e^{-\lambda x}}{2} \\ &\quad - \frac{m_1}{\lambda^3} q \frac{e^{\lambda x} + e^{-\lambda x}}{2} + \frac{m_1}{\lambda^3} q \frac{e^{\lambda x} - e^{-\lambda x}}{2} + \frac{m_1}{\lambda^2} q \left(\frac{L_t}{2} - x - a \right) \\ &= \frac{m_2}{2\lambda} qa(L_t - a) e^{-\lambda x} - \frac{m_1}{\lambda^3} q e^{-\lambda x} + \frac{m_1}{\lambda^2} q \left(\frac{L_t}{2} - x - a \right), \end{aligned}$$

$$\tau(x) = \left[\frac{m_2 a}{2} (L_t - a) - \frac{m_1}{\lambda^2} \right] \frac{q e^{-\lambda x}}{\lambda} + \frac{m_1}{\lambda^2} q \left(\frac{L_t}{2} - x - a \right). \quad (5.202)$$

- **Naprężenia ścinające w skleinie przy obciążeniu belki pojedynczą siłą skupioną**

Rozpatrujemy przypadek, w którym siła skupiona przyłożona jest do wzmocnionej przyklejonej taśmą belki, tzn. lewy koniec taśmy wzmacniającej jest usytuowany po lewej stronie przyłożonej siły, zgodnie z rysunkiem 5.28.



Rys.5.28. Przypadki rozpatrywanego obciążenia wzmocnionej belki a), b), c)

Wzory na siłę poprzeczną we wzmocnionej belce swobodnie podpartej, obciążonej siłą skupioną mają postać:

$$V_T(x) = P \left(1 - \frac{b}{L_t} \right), \quad \text{gdy } 0 \leq x < (b - a),$$

oraz

$$V_T(x) = -P \frac{b}{L_t}, \quad \text{gdy } (b - a) < x \leq L_p.$$

(5.203)

W przypadku (5.203) nie ma potrzeby stosowania rachunku funkcji uogólnionych. Po wstawieniu wzorów (5.203) na siłę poprzeczną do równania (5.184), otrzymujemy ogólne wyrażenia na naprężenia ścinające w skleinie, w przypadku obciążenia pojedynczą siłą skupioną. Wymiary:

$$\tau(x) = \begin{cases} B_3 \cosh(\lambda x) + B_4 \sinh(\lambda x) + \frac{m_1}{\lambda^2} P \left(1 - \frac{b}{L_t} \right), & 0 \leq x < (b - a), \\ B_5 \cosh(\lambda x) + B_6 \sinh(\lambda x) - \frac{m_1}{\lambda^2} P \frac{b}{L_t}, & (b - a) < x \leq L_p. \end{cases}$$

(5.204)

Warunki brzegowe do wyznaczenia stałych całkowania ze wzoru (5.204) przedstawiono poniżej:

w $x = 0$

$$M_1(0) = M_T(0) = Pa \left(1 - \frac{b}{L_t}\right),$$

$$N_1(0) = N_2(0) = 0,$$

w $x = L_p/2$

$$\tau(L_p/2) = 0 \text{ jeżeli siła przyłożona w } L_p/2,$$

w $x = L_p$

$$M_1(L_p) = M_T(L_p) = \frac{Pab}{L_t},$$

w $x = (b - a)$ [234]

$$\tau(x) \text{ są ciągłe, przy czym } \tau(x)|_{x=(b-a)-0_-} = \tau(x)|_{x=(b-a)-0_+},$$

$$\frac{d\tau(x)}{dx} \text{ są ciągłe, przy czym } \frac{d\tau(x)}{dx} \Big|_{x=(b-a)-0_-} = \frac{d\tau(x)}{dx} \Big|_{x=(b-a)-0_+}.$$

(5.205)

Stałe B_3 i B_4 wyznaczamy podobnie jak stałe B_1 i B_2 . Wstawiając równania (5.163) i (5.164), z pominięciem wpływu ścinania, do równania (5.161) z pominięciem trzeciego warunku, uwzględniając powyższe warunki brzegowe, dla $x = 0$ otrzymujemy:

$$\frac{d\tau(0)}{dx} = -m_2 M_T(0) = -m_2 Pa \left(1 - \frac{b}{L_t}\right).$$

(5.206)

Przyrównując pierwszą pochodną równania (5.204) w $x = 0$ do równania (5.206) można określić czwartą ze stałych całkowania:

$$B_4 = -\frac{m_2}{\lambda} Pa \left(1 - \frac{b}{L_t}\right).$$

(5.207)

Trzecią stałą wyznaczamy poprzez warunki brzegowe w punkcie przyłożenia siły skupionej w $x = b - a = L_p/2$. Zakładam, że z powodu symetrii obciążenia $\tau(L_p/2) = 0$. Na tej podstawie określa się trzecią stałą całkowania.

$$\tau(b - a) = B_3 \cosh(\lambda(b - a)) + B_4 \sinh(\lambda(b - a)) + \frac{m_1}{\lambda^2} P,$$

(5.208)

$$B_3 = \frac{m_2}{\lambda} Pa \left(1 - \frac{b}{L_t}\right) \tanh(k) - \frac{m_1}{\lambda^2} P \frac{1}{\cosh(k)},$$

(5.209)

gdzie $k = \lambda(b - a)$. Analogicznie jak w przypadku obciążenia równomiernie rozłożonego, w praktycznych przypadkach $k \geq 10$, a związany z tą wartością $\tanh(k) \approx 1$, zatem wyrażenie (5.209) można uprościć:

$$B_3 = \frac{m_2}{\lambda} Pa \left(1 - \frac{b}{L_t}\right) - \frac{m_1}{\lambda^2} P e^{-k}.$$

(5.210)

Wyznaczenie stałych B_5 i B_6 wymaga założenia ciągłości naprężeń ścinających w skleinie i ich pierwszej pochodnej w punkcie przyłożenia siły. Wstawiając równania (5.207) i (5.210) do (5.206) otrzymamy wzór na naprężenia ścinające w skleinie po lewej stronie przyłożonej siły:

$$\tau(x)|_{x=(b-a)-0_-} = \frac{m_2}{\lambda} Pa \left(1 - \frac{b}{L_t}\right) e^{-\lambda x} + \frac{m_1}{\lambda^2} P \left[1 - \frac{b}{L_t} - \cosh(\lambda x) e^{-k}\right],$$

$$0 \leq x \leq (b-a),$$
(5.211)

$$\left. \frac{d\tau(x)}{dx} \right|_{x=(b-a)-0_-} = -m_2 Pa \left(1 - \frac{b}{L_t}\right) e^{-\lambda x} - \frac{m_1}{\lambda} P \sinh(\lambda x) e^{-k},$$

$$0 \leq x \leq (b-a).$$
(5.212)

Wzory na naprężenia ścinające w skleinie i pierwszą pochodną po x , po prawej stronie przyłożonej siły:

$$\tau(x)|_{x=(b-a)-0_+} = B_5 \cosh(\lambda x) + B_6 \sinh(\lambda x) - \frac{m_1 P}{\lambda^2 2},$$
(5.213)

$$\left. \frac{d\tau(x)}{dx} \right|_{x=(b-a)-0_+} = \lambda B_5 \sinh(\lambda x) + \lambda B_6 \cosh(\lambda x),$$
(5.214)

$$(b-a) \leq x \leq L_p.$$

Przy założeniu $\tau(L_p/2) = 0$ i $\lambda L_p/2 \geq 10$

$$B_5 = -B_6.$$
(5.215)

Przyrównując $\left. \frac{d\tau(x)}{dx} \right|_{x=(b-a)-0_-}$ i $\left. \frac{d\tau(x)}{dx} \right|_{x=(b-a)-0_+}$ wyznaczamy stałą B_6 , a następnie B_5 :

$$B_6 = -\frac{m_2 Pa}{\lambda} \left(1 - \frac{b}{L_t}\right) - \frac{m_1}{\lambda^2} P \sinh(k),$$
(5.216)

$$B_5 = \frac{m_2 Pa}{\lambda} \left(1 - \frac{b}{L_t}\right) + \frac{m_1}{\lambda^2} P \sinh(k).$$
(5.217)

Wstawiając stałe B_3, B_4, B_5 i B_6 do wzoru (5.204) otrzymujemy rozwiązane równania na naprężenia ścinające w skleinie na całej jej długości:

$$\tau(x) = \begin{cases} \frac{m_2}{\lambda} Pa \left(1 - \frac{b}{L_t}\right) e^{-\lambda x} - \frac{m_1}{\lambda^2} P \left[\cosh(\lambda x) e^{-k} - 1 + \frac{b}{L_t} \right], & 0 \leq x \leq (b-a), \\ \frac{m_2}{\lambda} Pa \left(1 - \frac{b}{L_t}\right) e^{-\lambda x} + \frac{m_1}{\lambda^2} P \left[\sinh(k) e^{-\lambda x} - \frac{b}{L_t} \right], & (b-a) \leq x \leq L_p. \end{cases}$$
(5.218)

- **Naprężenia ścinające w sklepinie przy obciążeniu belki dwiema siłami skupionymi**

Rozpatrywany jest przypadek, w którym dwie siły skupione przyłożone są do wzmocnionej przyklejoną taśmą belki symetrycznie względem środka rozpiętości belki. Przyłożone siły znajdują się w obszarze przyklejonego wzmocnienia, zgodnie z rysunkiem 5.28. Taśma wystaje poza obszar stałego momentu zginającego. Wzory na siłę poprzeczną we wzmocnionej belce obciążonej siłą skupioną mają postać:

$$V_T(x) = P, \quad \text{gdy } 0 \leq x \leq (b - a),$$

oraz

$$V_T(x) = 0, \quad \text{gdy } (b - a) \leq x \leq L_p/2. \quad (5.219)$$

Ogólne rozwiązanie wprowadzone na podstawie wzorów (5.183) oraz (5.219) ma postać:

$$\tau(x) = \begin{cases} B_7 \cosh(\lambda x) + B_8 \sinh(\lambda x) + \frac{m_1}{\lambda^2} P, & 0 \leq x < (b - a), \\ B_9 \cosh(\lambda x) + B_{10} \sinh(\lambda x), & (b - a) < x \leq L_p/2. \end{cases} \quad (5.220)$$

Warunki brzegowe do wyznaczenia stałych całkowania ze wzoru (5.220) są następujące:

w $x = 0$

$$M_1(0) = M_T(0) = Pa,$$

$$N_1(0) = N_2(0) = 0,$$

w $x = L_p/2$

$$\tau(L_p/2) = 0,$$

w $x = (b - a)$ [234]

$$\tau(x) \text{ są ciągłe, przy czym } \tau(x)|_{x=(b-a)-0_-} = \tau(x)|_{x=(b-a)-0_+},$$

$$\frac{d\tau(x)}{dx} \text{ są ciągłe, przy czym } \frac{d\tau(x)}{dx} \Big|_{x=(b-a)-0_-} = \frac{d\tau(x)}{dx} \Big|_{x=(b-a)-0_+}.$$

(5.221)

Stałe B_7 i B_8 wyznaczamy analogicznie do B_1 , B_2 , B_3 i B_4 . Podstawiając równania (5.163) i (5.164), z pominięciem wpływu sił poprzecznych na odkształcenia, do równania (5.161) z pominięciem trzeciego warunku, uwzględniając powyższe warunki brzegowe, w $x = 0$ otrzymujemy:

$$\frac{d\tau(0)}{dx} = -m_2 M_T(0) = -m_2 Pa.$$

(5.222)

Przyrównując pierwszą pochodną równania (5.220) w $x = 0$ do równania (5.222) można określić ósmą ze stałych całkowania:

$$B_8 = -\frac{m_2}{\lambda} Pa.$$

(5.223)

Siódmą stałą wyznaczamy analogicznie do stałej B_1 .

$$B_7 = -\frac{m_2 Pa}{\lambda} \tanh(k) - \frac{m_1}{\lambda^2} \frac{P}{\cosh(k)}. \quad (5.224)$$

Przy założeniu $k \geq 10$ uproszczony wzór na B_7 ma postać:

$$B_7 = -\frac{m_2 Pa}{\lambda} - \frac{m_1}{\lambda^2} P e^{-k}. \quad (5.225)$$

Wzór na naprężenia w sklecinie w zakresie, $0 \leq x \leq (b-a)$ ma wyrażenie:

$$\tau(x) = \frac{m_2 Pa}{\lambda} e^{-\lambda x} + \frac{m_1}{\lambda^2} P [1 - \cosh(\lambda x) e^{-k}]. \quad (5.226)$$

Przy obliczaniu stałej B_9 korzystam z warunku na wartość zerowych naprężeń ścinających w sklecinie w środku taśmy. Ponieważ w praktyce $\lambda L_p/2 \geq 10$ zależność między stałymi jest następująca:

$$B_9 = -B_{10}. \quad (5.227)$$

Przy obliczaniu stałej B_{10} korzystam z założenia ciągłości naprężeń ścinających i ich pierwszej pochodnej po x pod punktem przyłożenia siły, przyrównując $\left. \frac{d\tau(x)}{dx} \right|_{x=(b-a)-0_-}$

i $\left. \frac{d\tau(x)}{dx} \right|_{x=(b-a)-0_+}$. Następnie wyznaczam stałą B_9 .

$$\tau(x)|_{x=(b-a)-0_-} = \frac{m_2 Pa}{\lambda} e^{-\lambda x} + \frac{m_1}{\lambda^2} P [1 - \cosh(\lambda x) e^{-k}], \quad 0 \leq x < (b-a), \quad (5.228)$$

$$\left. \frac{d\tau(x)}{dx} \right|_{x=(b-a)-0_-} = -m_2 P a e^{-\lambda x} - \frac{m_1}{\lambda} P \sinh(\lambda x) e^{-k}, \quad 0 \leq x < (b-a), \quad (5.229)$$

$$\tau(x)|_{x=(b-a)-0_+} = B_9 \cosh(\lambda x) + B_{10} \sinh(\lambda x) = -B_{10} e^{-\lambda x}, \quad (b-a) < x \leq L_p/2, \quad (5.230)$$

$$\left. \frac{d\tau(x)}{dx} \right|_{x=(b-a)-0_+} = \lambda B_9 \sinh(\lambda x) + \lambda B_{10} \cosh(\lambda x) = \lambda B_{10} e^{-\lambda x}, \quad (b-a) < x \leq L_p/2, \quad (5.231)$$

$$B_{10} = -\frac{m_2 Pa}{\lambda} - \frac{m_1}{\lambda^2} P \sinh(k), \quad (5.232)$$

$$B_9 = \frac{m_2 Pa}{\lambda} + \frac{m_1}{\lambda^2} P \sinh(k). \quad (5.233)$$

Po wstawieniu równań (5.232) i (5.233) do (5.220) otrzymujemy wzór na naprężenia w skleinie w przedziale $(b - a) < x \leq L_p/2$:

$$\tau(x) = \frac{m_2 Pa}{\lambda} e^{-\lambda x} + \frac{m_1}{\lambda^2} P \sinh(k) e^{-\lambda x}. \quad (5.234)$$

Końcowy wzór na naprężenia ścinające w skleinie w dowolnym punkcie na jej długości można wyrazić wzorem:

$$\tau(x) = \begin{cases} \frac{m_2 Pa}{\lambda} e^{-\lambda x} + \frac{m_1}{\lambda^2} P [1 - \cosh(\lambda x) e^{-k}], & 0 \leq x < (b - a), \\ \frac{m_2 Pa}{\lambda} e^{-\lambda x} + \frac{m_1}{\lambda^2} P \sinh(k) e^{-\lambda x}, & (b - a) < x \leq L_p/2. \end{cases} \quad (5.235)$$

- **Naprężenia normalne w skleinie we wszystkich omawianych przypadkach obciążenia belki**

Ogólne rozwiązanie naprężeń normalnych w skleinie opisane zostało równaniem (5.192). Stałe C_1 i C_2 wyznaczone są na podstawie dwóch warunków brzegowych:

w $x = 0 \rightarrow M_2(x) = 0$

$x = 0 \rightarrow$ Siła poprzeczna w przekroju na końcu taśmy ma wartość $V_T(0)$

Różniczkując dwukrotnie po x równanie (5.176) otrzymujemy:

$$\frac{d^2 \sigma(x)}{dx^2} = \frac{E_a}{t_a} \left[\frac{d^2 v_2(x)}{dx^2} - \frac{d^2 v_1(x)}{dx^2} \right]. \quad (5.236)$$

Wstawiając do powyższego wzoru równania (5.177) i (5.178) z pominięciem wpływu odkształceń od sił poprzecznych, uzyskamy w $x = 0$:

$$\left. \frac{d^2 \sigma(x)}{dx^2} \right|_{x=0} = \frac{E_a}{t_a} \left[\frac{1}{E_1 J_1} M_1(0) - \frac{1}{E_2 J_2} M_2(0) \right]. \quad (5.237)$$

Wcześniej ustalono, że na końcu przyklejonej taśmy kompozytowej $M_2(0) = 0$, $M_1(0) = M_T(0)$ oraz $N_1(0) = N_2(0) = 0$, zatem równanie (5.237) można ponownie zapisać jako:

$$\left. \frac{d^2 \sigma(x)}{dx^2} \right|_{x=0} = \frac{E_a}{t_a} \frac{1}{E_1 J_1} M_1(0). \quad (5.238)$$

Drugi warunek brzegowy dotyczy siła poprzecznej w belce i taśmie, w przekroju na końcu taśmy. Różniczkując trzykrotnie po x równanie (5.176) otrzymujemy:

$$\frac{d^3 \sigma(x)}{dx^3} = \frac{E_a}{t_a} \left[\frac{d^3 v_2(x)}{dx^3} - \frac{d^3 v_1(x)}{dx^3} \right]. \quad (5.239)$$

Wstawiając do powyższego wzoru równania (5.205) i (5.206) z pominięciem wpływu odkształceń od sił poprzecznych, uzyskamy w $x = 0$:

$$\left. \frac{d^3 \sigma(x)}{dx^3} \right|_{x=0} = \frac{E_a}{t_a} \left[\frac{1}{E_1 J_1} V_1(0) - \frac{1}{E_2 J_2} V_2(0) \right] - \frac{E_a b_2}{t_a} \left[\frac{y_1}{E_1 J_1} - \frac{y_2}{E_2 J_2} \right] \tau(0). \quad (5.240)$$

Ponieważ siła poprzeczna na końcu taśmy równa jest zero ($V_2(0) = 0$), to całą siłę poprzeczną w tym przekroju przenosi belka ($V_1(0) = V_T(0)$). W związku z tym, drugi warunek brzegowy można wyrazić równaniem:

$$\left. \frac{d^3 \sigma(x)}{dx^3} \right|_{x=0} = \frac{E_a}{t_a E_1 J_1} V_1(0) - n_3 \tau(0), \quad (5.241)$$

gdzie

$$n_3 = \frac{E_a b_2}{t_a} \left[\frac{y_1}{E_1 J_1} - \frac{y_2}{E_2 J_2} \right]. \quad (5.242)$$

Różniczkując kilkakrotnie po x równanie (5.192), otrzymujemy drugą i trzecią pochodną po x równania ogólnego na naprężenia normalne w skleinie w $x = 0$:

$$\left. \frac{d^2 \sigma(x)}{dx^2} \right|_{x=0} = -2\beta^2 C_2 - n_1 \left. \frac{d^3 \tau(x)}{dx^3} \right|_{x=0} - n_2 \frac{d^2 q(x)}{dx^2}, \quad (5.243)$$

oraz

$$\left. \frac{d^3 \sigma(x)}{dx^3} \right|_{x=0} = 2\beta^3 C_1 + 2\beta^3 C_2 - n_1 \left. \frac{d^4 \tau(x)}{dx^4} \right|_{x=0} - n_2 \frac{d^3 q(x)}{dx^3}. \quad (5.244)$$

Ponieważ obciążenie jest ograniczone do równomiernie rozłożonego lub skupionego, druga pochodna i pochodne wyższego rzędu $q(x)$ po x mają zerowe wartości. Po podstawieniu warunków brzegowych (5.238) i (5.241) do równań (5.243) i (5.244) można określić stałe C_1 i C_2 :

$$C_1 = \frac{E_a}{2\beta^3 t_a E_1 J_1} [V_T(0) + \beta M_T(0)] - \frac{n_3}{2\beta^3} \tau(0) + \frac{n_1}{2\beta^3} \left[\beta \left. \frac{d^3 \tau(x)}{dx^3} \right|_{x=0} + \left. \frac{d^4 \tau(x)}{dx^4} \right|_{x=0} \right], \quad (5.245)$$

$$C_2 = -\frac{E_a}{2\beta^2 t_a E_1 J_1} M_T(0) - \frac{n_1}{2\beta^2} \left. \frac{d^3 \tau(x)}{dx^3} \right|_{x=0}. \quad (5.246)$$

Stałe C_1 i C_2 określone zostały w warunkach momentu zginającego $M_T(0)$ i siły poprzecznej $V_T(0)$ w przekroju wzmocnionej belki na końcu taśmy. Na podstawie wyznaczonych stałych C_1 i C_2 , po wprowadzeniu do wzoru (5.192), można określić wzór ogólny na naprężenia normalne w skleinie we wszystkich trzech omawianych przypadkach:

$$\begin{aligned} \sigma(x) = e^{-\beta x} & \left\{ \frac{E_a}{2\beta^3 t_a E_1 J_1} [V_T(0) + \beta M_T(0)] + \frac{n_1}{2\beta^3} \left[\beta \frac{d^3 \tau(x)}{dx^3} \Big|_{x=0} + \frac{d^4 \tau(x)}{dx^4} \Big|_{x=0} \right] \right. \\ & \left. - \frac{n_3}{2\beta^3} \tau(0) \right\} \cos(\beta x) - e^{-\beta x} \left[\frac{E_a}{2\beta^2 t_a E_1 J_1} M_T(0) - \frac{n_1}{2\beta^2} \frac{d^3 \tau(x)}{dx^3} \Big|_{x=0} \right] \sin(\beta x) \\ & - n_1 \frac{d\tau(x)}{dx} - n_2 q(x). \end{aligned} \quad (5.247)$$

Wzór na naprężenia normalne w skleinie przy obciążeniu równomiernym ma wyrażenie:

$$\begin{aligned} \sigma(x) = e^{-\beta x} & \left\{ \frac{E_a}{2\beta^3 t_a E_1 J_1} \left[q \left(\frac{L_t}{2} - a \right) + \beta \frac{qa}{2} (L_t - a) \right] \right. \\ & + \frac{n_1}{2\beta^3} \left[\beta \left[m_1 - \frac{m_2 qa}{2} \lambda (L_t - a) \right] q + \left[\frac{m_2 qa}{2} \lambda (L_t - a) - m_1 \right] \lambda q \right] \\ & \left. - \frac{n_3}{2\beta^3} \tau(0) \right\} \cos(\beta x) \\ & - e^{-\beta x} \left[\frac{E_a}{2\beta^2 t_a E_1 J_1} \frac{qa}{2} (L_t - a) - \frac{n_1}{2\beta^2} \left[m_1 - \frac{m_2 qa}{2\lambda} \lambda (L_t - a) \right] q \right] \sin(\beta x) \\ & + n_1 \left\{ \left[\frac{m_2 qa}{2\lambda} (L_t - a) - \frac{m_1}{\lambda^2} \right] q e^{-\lambda x} + \frac{m_1}{\lambda^2} q \right\} - n_2 q. \end{aligned} \quad (5.248)$$

Wzory na naprężenia normalne w skleinie przy obciążeniu pojedynczą siłą skupioną mają wyrażenia:

$$\begin{aligned} \sigma(x) = e^{-\beta x} & \left\{ \frac{E_a(1 + \beta a)}{2\beta^3 t_a E_1 J_1} P \left(1 - \frac{b}{L_t} \right) \right. \\ & + \frac{n_1 P}{2\beta^3} \left[\lambda^3 \left[m_2 a \left(1 - \frac{b}{L_t} \right) - \frac{m_1}{\lambda} e^{-k} \right] - \beta \lambda^2 m_2 a \left(1 - \frac{b}{L_t} \right) \right] \\ & \left. - \frac{n_3}{2\beta^3} \tau(0) \right\} \cos(\beta x) - Pa \left(1 - \frac{b}{L_t} \right) e^{-\beta x} \left[\frac{E_a}{2\beta^2 t_a E_1 J_1} + \frac{n_1}{2\beta^2} \lambda^2 m_2 \right] \sin(\beta x) \\ & + n_1 P e^{-\lambda x} \left[m_2 a + \frac{m_1}{\lambda} \lambda \sinh(\lambda x) \right], \end{aligned} \quad 0 \leq x < (b - a), \quad (5.249)$$

$$\begin{aligned} \sigma(x) = e^{-\beta x} & \left\{ \frac{E_a(1 + \beta a)}{2\beta^3 t_a E_1 J_1} P \left(1 - \frac{b}{L_t} \right) + \frac{n_1 P}{2\beta^3} (\lambda^2 - \lambda) \left[m_2 \lambda a \left(1 - \frac{b}{L_t} \right) + m_1 P \sinh(k) \right] \right. \\ & \left. - \frac{n_3}{2\beta^3} \tau(0) \right\} \cos(\beta x) \\ & - P e^{-\beta x} \left[\frac{E_a a}{2\beta^2 t_a E_1 J_1} \left(1 - \frac{b}{L_t} \right) \right. \\ & \left. + \frac{n_1 \lambda}{2\beta^2} \left[m_2 \lambda a \left(1 - \frac{b}{L_t} \right) + m_1 P \sinh(k) \right] \right] \sin(\beta x) \\ & + n_1 P e^{-\lambda x} \left[m_2 a \left(1 - \frac{b}{L_t} \right) + \frac{m_1}{\lambda} P \sinh(k) \right], \end{aligned} \quad (b - a) < x \leq L_p. \quad (5.250)$$

Wzory na naprężenia normalne w skleinie przy obciążeniu dwiema siłami skupionymi mają wyrażenia:

$$\begin{aligned} \sigma(x) = e^{-\beta x} & \left\{ \frac{E_a P}{2\beta^3 t_a E_1 J_1} [1 + \beta a] + \frac{n_1 P}{2\beta^3} \lambda^2 [m_2 a (\lambda - \beta) - m_1 e^{-k}] - \frac{n_3}{2\beta^3} \tau(0) \right\} \cos(\beta x) \\ & - P e^{-\beta x} \left[\frac{E_a a}{2\beta^2 t_a E_1 J_1} + \frac{n_1}{2\beta^2} m_2 \lambda^2 a \right] \sin(\beta x) \\ & + n_1 P \left[m_2 a e^{-\lambda x} + \frac{m_1}{\lambda^3} e^{-k} \sinh(\lambda x) \right], \end{aligned}$$

$$0 \leq x < (b - a), \quad (5.251)$$

$$\begin{aligned} \sigma(x) = e^{-\beta x} & \left\{ \frac{E_a P}{2\beta^3 t_a E_1 J_1} [1 + \beta a] + \frac{n_1 P}{2\beta^3} (\lambda^2 - \lambda) [m_2 a \lambda + m_1 \sinh(k)] \right. \\ & \left. - \frac{n_3}{2\beta^3} \tau(0) \right\} \cos(\beta x) \\ & - P e^{-\beta x} \left\{ \frac{E_a a}{2\beta^2 t_a E_1 J_1} + \frac{n_1 \lambda}{2\beta^2} [m_2 a \lambda + m_1 \sinh(k)] \right\} \sin(\beta x) \\ & + n_1 P e^{-\lambda x} \left[m_2 a + \frac{m_1}{\lambda} \sinh(k) \right], \end{aligned}$$

$$(b - a) < x \leq L_p/2. \quad (5.252)$$

Wzór na maksymalne naprężenia normalne w skleinie przy obciążeniu równomiernym w $x = 0$ można opisać wzorem:

$$\begin{aligned} \sigma_{max} = & \left\{ \frac{E_a}{2\beta^3 t_a E_1 J_1} \left[q \left(\frac{L_t}{2} - a \right) + \beta \frac{q a}{2} (L_t - a) \right] \right. \\ & + \frac{n_1}{2\beta^3} \left[\beta \left(\frac{m_1}{\lambda^2} - \frac{m_2 q a}{2} \lambda (L_t - a) \right) q + \left(\frac{m_2 q a}{2} \lambda (L_t - a) - m_1 \right) \lambda q \right] \\ & \left. - \frac{n_3}{2\beta^3} \tau(0) \right\} + n_1 \left\{ \left[\frac{m_2 q a}{2\lambda} (L_t - a) - \frac{m_1}{\lambda^2} \right] q + \frac{m_1}{\lambda^2} q \right\} - n_2 q. \end{aligned}$$

$$(5.253)$$

Wzór na maksymalne naprężenia normalne w skleinie przy obciążeniu pojedynczą siłą skupioną w $x = 0$ można opisać wzorem:

$$\begin{aligned} \sigma_{max} = & \left\{ \frac{E_a (1 + \beta a)}{2\beta^3 t_a E_1 J_1} P \left(1 - \frac{b}{L_t} \right) + \frac{n_1 P}{2\beta^3} \left[\lambda^3 \left[m_2 a \left(1 - \frac{b}{L_t} \right) - \frac{m_1}{\lambda} e^{-k} \right] - \beta \lambda^2 m_2 a \left(1 - \frac{b}{L_t} \right) \right] \right. \\ & \left. - \frac{n_3}{2\beta^3} \tau(0) \right\} + n_1 m_2 P a. \end{aligned}$$

$$(5.254)$$

Wzór na maksymalne naprężenia normalne w skleinie przy obciążeniu dwiema siłami skupionymi w $x = 0$ można opisać wzorem:

$$\sigma_{max} = \frac{E_a P}{2\beta^3 t_a E_1 J_1} [1 + \beta a] + \frac{n_1 P}{2\beta^3} [m_2 a (\lambda^3 - \beta \lambda^2) - m_1 \lambda^2 e^{-k}] - \frac{n_3}{2\beta^3} \tau(0) + n_1 m_2 P a.$$

$$(5.255)$$

5.6. Porównanie wyników teoretycznych z uwzględnieniem zróżnicowania geometrii wzmocnienia i właściwości materiałowych. Porównanie wyników laboratoryjnych z analizą matematyczną

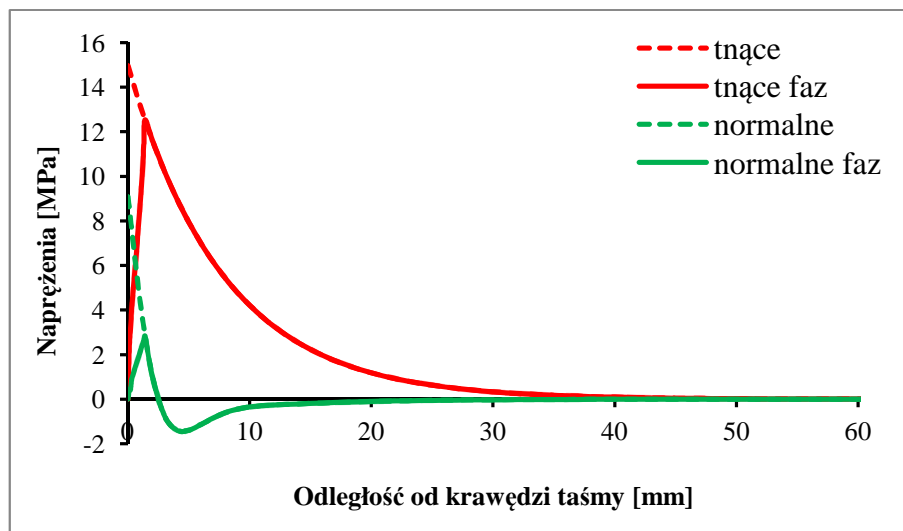
W niniejszym podrozdziale przedstawiono wyniki wyznaczonych w analizie matematycznej wykresów naprężeń ścinających i normalnych (odrywających). Naprężenia ścinające wyznaczone na podstawie analiz poddane zostały porównane z tymi uzyskanymi w badaniach laboratoryjnych. Wykresy naprężeń ścinających w skleinie wyznaczane były na podstawie wyprowadzonego w Podrozdziale 5.5.5 wzoru (5.235). Wykresy naprężeń normalnych w skleinie uzyskano przy pomocy wzoru (5.251). Metodę uzyskania wartości naprężeń ścinających w badaniach laboratoryjnych przedstawiono w podrozdziale 4.3.7.

Do wyznaczenia naprężeń w skleinie przyjmowano parametry materiałowe stali, kleju i taśmy kompozytowej zgodnie z Podrozdziałem 3.3. Grubości kleju przyjmowane do obliczeń były zgodne z pomierzonymi w przypadku każdej próbki. W związku z tym próbki miały zróżnicowane grubości warstwy kleju również w obrębie jednej grupy.

W analizie matematycznej rozpatrywano dwa przypadki. Jakie będą naprężenia w skleinie po uwzględnieniu zwykłego zakończenia taśmy oraz odwrotnie fazowanego z wpływem kleju. Do trzech próbek typu 200.120.ZA, zastosowano wprost wzór (5.235) przy założeniu niezmienności geometrycznej wzmocnionego przekroju. Natomiast w przypadku próbek pozostałych, w których końce taśm zostały odwrotnie fazowane i ukształtowany wpływ kleju, zastosowano dwa rozwiązania. Pierwsze, polegało na uproszczeniu, w którym przyjęto stały przekrój wzmocnionej belki, tak jak w przypadku próbek typu 200.120.ZA. Drugie rozwiązanie polegało na podzieleniu fazowanego elementu na przedziały i uwzględnieniu wymiarów taśmy i grubości kleju w opracowywanym przekroju. Końce taśm fazowano pod kątem 45st., przy grubości taśmy 1,4mm. Założono 14 przedziałów, w których w zależności od odległości od początku taśmy, zmieniała się grubość taśmy od 0,1mm do 1,4mm, a wraz z nią właściwości geometryczne wzmocnionego przekroju. Dwa różne podejścia przy zastosowaniu tych samych wzorów do wyznaczania naprężeń ścinających i normalnych spowodowały uzyskanie różnych wartości ostatecznych naprężeń. Na rysunku 5.29. przedstawiono przykładowe wykresy naprężeń ścinających i normalnych w przypadku próbki 200.120.FA1 przy obciążeniu 40kN bez uwzględnienia i z uwzględnieniem fazowania taśmy na końcu i wpływu kleju.

Na rysunku 5.29. widoczna jest różnica w przewidywaniu wartości maksymalnych naprężeń. Liniami przerywanymi, czerwona – naprężenia ścinające, zielona – naprężenia normalne, przedstawiono rozwiązanie naprężeń uzyskanych przy założeniu zwykłego zakończenia taśmy. Liniami ciągłymi, kolory jak wcześniej, przedstawiono rozwiązanie naprężeń uzyskanych przy założeniu odwrotnego fazowania taśmy i wpływu kleju. Rozwiązanie z założeniem zakończenia zwykłego powoduje brak możliwości uzyskania końca taśmy wolnego od naprężeń. W przypadku fazowania, w $x = 0$ grubość taśmy wynosi zero, zatem w tym przypadku warunek końca wolnego od naprężeń jest możliwy do uzyskania. Wraz ze wzrostem odległości w kierunku środka rozpiętości rośnie grubość taśmy. Wraz z grubością taśmy rosną naprężenia ścinające w kleju. W przekroju, w którym grubość taśmy osiąga jej pełną wartość, tutaj 1,4mm w odległości 1,4mm od początku taśmy, wartość naprężeń i ich przebieg pokrywa się z przebiegiem przy zastosowaniu zwykłego zakończenia. Widoczna jest jednak różnica w maksymalnych naprężeniach ścinających, które przy

rozpatrywaniu zwykłego zakończenia były wyższe od 10,0% do 17,3% w stosunku do zakończenia odwrotnie fazowanego.



Rys.5.29. Wykresy naprężeń ścinających i normalnych w kleju

Na podstawie wzoru (5.251) wyznaczono wartość naprężeń normalnych. Naprężenia normalne zależą między innymi od geometrii przekroju wzmocnionego oraz wartości naprężeń ścinających. Naprężenia normalne wyznaczono w podobny sposób jak naprężenia ścinające. W przypadku fazowania taśmy i wypływu kleju, fazowany koniec taśmy podzielono na przedziały. Naprężenia normalne wyznaczano przy założeniu przekroju w konkretnym przedziale, a wartość naprężeń ścinających $\tau(0)$ przyjmowano do każdego z przedziałów jako wartość naprężeń ścinających w $x = 0$ w przypadku zastosowania taśmy o grubości zgodnej z grubości w danym przekroju. Na przykład naprężenia w odległości 1mm od początku taśmy wyznaczono przy grubości taśmy 1mm, a składową $\tau(0)$ wyznaczono $x = 0$ przy założeniu grubości taśmy również 1mm, tak jakby taśma miała tę grubość na całej swojej długości. Podobnie jak w przypadku naprężeń ścinających, wartość naprężeń normalnych i ich wartość różni się diametralnie. W przypadku rozpatrywania zwykłego zakończenia taśmy, w $x = 0$ uzyskujemy wartość maksymalną naprężeń, natomiast zerową w przypadku taśmy fazowanej. Od przekroju, w którym grubości taśm zrównują się, a taśma fazowana uzyskuje wartość maksymalnych naprężeń normalnych, przebieg naprężeń jest identyczny. Co więcej, różnica w wartości maksymalnych naprężeń normalnych przy rozpatrywaniu zwykłego i fazowanego zakończenia taśmy, w zależności od grubości kleju, była wyższa 2,21÷3,44 krotnie w przypadku taśmy o zwykłym zakończeniu.

Rozpatrywanie kombinacji naprężeń ścinających i normalnych w analizach wzmocnienia belki taśmą fazowaną, przy założeniu zwykłego zakończenia, może spowodować negatywny efekt uzyskania naprężeń, których skleina mogłaby nie przenieść. Fazowanie zakończenia taśmy ma widoczny wpływ na obniżenie wartości maksymalnych naprężeń ścinających i normalnych oraz zmianę przebiegu naprężeń w skleinie, a przez to na zwiększenie nośności złącza. Potwierdza to wnioski z badań laboratoryjnych opisanych w Rozdziale 4.

Kolejnym ważnym wnioskiem, który można wyciągnąć z rysunku 5.29. jest występowanie naprężeń normalnych i ścinających w skleinie na ostatnich kilkudziesięciu

milimetrach od końca taśmy, co również potwierdza wyniki uzyskane w badaniach laboratoryjnych opisanych w Rozdziale 4.

- **Porównanie wyników naprężeń uzyskanych teoretycznie w zależności od grubości skleiny**

Celem poszukiwania naprężeń w przypadku różnych grubości skleiny przyjęto próbki wzmocnione taśmą długości 1,0 m z zakończeniem odwrotnie fazowanym z wypływem kleju. Nawiązując do badań laboratoryjnych do porównania przyjęto trzy grubości kleju: 0,6 mm, 1,2 mm oraz 1,8 mm. W tabeli 5.1 przedstawiono wyniki analiz teoretycznych naprężeń maksymalnych w zależności od grubości skleiny w złączu w przypadku rozpatrywania zakończenia złącza odwrotnie fazowanego z wypływem kleju.

Tabela 5.1. Wartości maksymalnych naprężeń ścinających i normalnych w skleinie w zależności od grubości skleiny.

F_{sr} [kN]	40/2		73,1/2		70,2/2		77,7/2	
Grubość [mm]	τ [MPa]	σ [MPa]	τ [MPa]	σ [MPa]	τ [MPa]	σ [MPa]	τ [MPa]	σ [MPa]
0,6	15,9	3,6	29,0	6,6				
1,2	11,8	2,8					22,9	5,5
1,8	9,9	2,4			17,3	4,2		

Wyniki wyznaczonych teoretycznie naprężeń maksymalnych w skleinie pokazują, że wraz ze wzrostem grubości skleiny, przy tej samej wartości obciążenia, naprężenia maksymalne w skleinie spadają. W przypadku zastosowania spoiny o grubości 1,2 mm, maksymalne naprężenia ścinające w skleinie spadły o 25,6%, a normalne o 20,9% w stosunku do naprężeń w skleinie grubości 0,6 mm. W przypadku zastosowania spoiny o grubości 1,8 mm, maksymalne naprężenia ścinające w skleinie spadły o 37,9%, a normalne o 33,7% w stosunku do naprężeń w skleinie grubości 0,6 mm oraz maksymalne naprężenia ścinające w skleinie spadły o 16,5%, a normalne o 16,2% w stosunku do naprężeń w skleinie grubości 1,2 mm. Na podstawie wyników teoretycznych przedstawionych w tabeli 5.1 można stwierdzić, że zwiększenie grubości skleiny powoduje ograniczenie maksymalnych naprężeń ścinających i normalnych w skleinie, co skutkuje wzrostem nośności układu wzmocnienia. W porównaniu do wyników laboratoryjnych uzyskano zgodność jedynie w zakresie zwiększenia nośności struktury ze skleiną o grubości 1,2 mm oraz 1,8 mm w stosunku do próbek ze skleiną grubości 0,6 mm. Niestety nie uzyskano rzeczywistego wzrostu nośności układu w przypadku zwiększenia grubości skleiny z 1,2 mm do 1,8 mm, ponieważ próbki typu 200.100.FC uległy awarii ze średnią siłą niszczącą (70,2 kN), tj. niższą od siły niszczącej próbki typu 200.100.FB (77,7 kN). Niezgodność wyników teoretycznych z praktycznymi można uzasadnić nieprawidłowym przygotowaniem skleiny, w której wystąpiły pustki powietrzne, skutkujące osłabieniem nośności, co opisano w Rozdziale 4. Na podstawie tabeli 5.1 można dodatkowo stwierdzić, że zwiększenie grubości skleiny powoduje obniżenie wartości naprężeń maksymalnych, które jest zdolna przenieść skleina.

- **Porównanie wyników naprężeń uzyskanych teoretycznie w zależności od modułu sprężystości taśmy kompozytowej**

Do poszukiwania naprężeń w przypadku różnych grubości skleiny przyjęto próbki wzmocnione taśmą długości 1,2 m z zakończeniem odwrotnie fazowanym z wpływem kleju. Nawiązując do badań laboratoryjnych do porównania przyjęto próbki wzmocnione taśmami o module sprężystości 168 GPa oraz 210 GPa. W tabeli 5.2 przedstawiono wyniki analiz teoretycznych naprężeń maksymalnych w zależności od modułu sprężystości taśmy kompozytowej.

Tabela 5.2. Wartości maksymalnych naprężeń ścinających i normalnych w skleinie w zależności od modułu sprężystości taśmy.

F_{sr} [kN]	40/2		83,7/2		91,8/2	
Moduł [GPa]	τ [MPa]	σ [MPa]	τ [MPa]	σ [MPa]	τ [MPa]	σ [MPa]
168	10,9	2,4	20,8	3,5		
210	12,3	2,8			28,3	6,4

Wyniki wyznaczonych teoretycznie maksymalnych naprężeń w skleinie pokazują, że wraz ze zwiększeniem modułu sprężystości taśmy kompozytowej, przy tej samej wartości obciążenia, naprężenia maksymalne w skleinie rosną. W przypadku zastosowania taśmy wysokomodułowej (210 GPa), maksymalne naprężenia ścinające w skleinie wzrosły o 13,6%, a normalne o 18,5% w stosunku do naprężeń w skleinie przy zastosowaniu taśmy o module sprężystości 168 GPa. Na podstawie wyników teoretycznych przedstawionych w tabeli 5.2 można stwierdzić, że zastosowanie do wzmocnienia belki stalowej taśm o wyższym module sprężystości powoduje wzrost maksymalnych naprężeń ścinających i normalnych w skleinie, co skutkuje obniżeniem nośności układu wzmocnienia. W porównaniu do wyników laboratoryjnych nie uzyskano w tym przypadku zgodności. Próbki typu 200.120.FA uległy awarii ze średnią siłą niszczącą 91,8 kN, tj. wartością wyższą od siły niszczącej próbki typu 165.120.FA, która wyniosła 83,7 kN. Na podstawie Tabeli 5.2 oraz wyników laboratoryjnych opisanych w Rozdziale 4, można założyć, że zastosowanie taśmy o niższym module sprężystości w stosunku do modułu sprężystości stali (205 GPa), powoduje obniżenie wartości naprężeń maksymalnych w stosunku do naprężeń występujących w skleinie przy zastosowaniu taśmy o module wyższym. Jednakże zastosowanie taśmy o wyższym module w warunkach rzeczywistych pozwoliło na osiągnięcie wyższej nośności układu oraz bardziej efektywnego wpływu wzmocnienia.

- **Porównanie wyników naprężeń uzyskanych teoretycznie w zależności od długości zakotwienia taśmy**

Do poszukiwania naprężeń w przypadku różnych długości zakotwienia taśmy przyjęto próbki wzmocnione taśmą długości 0,8 m, 1,0 m oraz 1,2 m z zakończeniem odwrotnie fazowanym z wpływem kleju, z tą samą grubością skleiny, tj. 0,6 mm. W tabeli 5.3 przedstawiono wyniki analiz teoretycznych naprężeń maksymalnych w skleinie w zależności od długości zakotwienia taśmy.

Tabela 5.3. Wartości maksymalnych naprężeń ścinających i normalnych w skleinie w zależności od długości zakotwienia taśmy.

F_{sr} [kN]	40/2		55,1/2		73,1/2		91,8/2	
Lz [mm]	τ [MPa]	σ [MPa]	τ [MPa]	σ [MPa]	τ [MPa]	σ [MPa]	τ [MPa]	σ [MPa]
65	19,4	4,4	26,7	6,0				
165	15,9	3,6			29,0	6,6		
265	12,3	2,8					28,3	6,4

Wyniki wyznaczonych teoretycznie naprężeń maksymalnych w skleinie pokazują, że wraz ze wzrostem długości zakotwienia, przy tej samej wartości obciążenia, naprężenia maksymalne w skleinie spadają. W przypadku zastosowania długości zakotwienia 165mm, maksymalne naprężenia ścinające i normalne w skleinie spadły o 18,2%, w stosunku do naprężeń w skleinie przy długości zakotwienia 65 mm. W przypadku zastosowania długości zakotwienia 265 mm, maksymalne naprężenia ścinające i normalne w skleinie spadły o 36,4% w stosunku do naprężeń w skleinie przy długości zakotwienia 65 mm oraz o 22,2%, w stosunku do długości zakotwienia 165 mm. Na podstawie wyników teoretycznych przedstawionych w tabeli 5.3 można stwierdzić, że zwiększenie długości zakotwienia powoduje wzrost nośności układu wzmocnienia. Naprężenia maksymalne, które przeniosła skleina w przypadku wszystkich rozważanych długości zakotwienia, były zbliżone. W porównaniu do wyników laboratoryjnych opisanych w Rozdziale 4, uzyskano zgodność w zakresie zwiększenia nośności próbek spowodowaną zwiększeniem długości zakotwienia.

- **Porównanie wyników naprężeń uzyskanych teoretycznie w zależności od sposobu zakończenia taśmy**

Do poszukiwania naprężeń w przypadku różnych sposobów zakończenia taśmy przyjęto próbki wzmocnione taśmą długości 1,2 m, grubością kleju 0,6 mm, modułem sprężystości 210 GPa oraz zakończeniem zwykłym i odwrotnie fazowanym z wypływem kleju. W tabeli 5.4 przedstawiono wyniki analiz teoretycznych naprężeń maksymalnych w skleinie w zależności od sposobu zakończenia taśmy.

Tabela 5.4. Wartości maksymalnych naprężeń ścinających i normalnych w skleinie w zależności od sposobu zakończenia taśmy.

F_{sr} [kN]	40/2		73,7/2		91,8/2	
Koniec	τ [MPa]	σ [MPa]	τ [MPa]	σ [MPa]	τ [MPa]	σ [MPa]
Z	14,7	8,8	27,1	16,3		
F	12,3	2,8			28,3	6,4

Wyniki wyznaczonych teoretycznie naprężeń maksymalnych w skleinie pokazują, że dzięki zastosowaniu odwrotnego fazowania taśmy i wypływu kleju, przy tej samej wartości obciążenia, maksymalne naprężenia w skleinie spadają. Wartość maksymalnych naprężeń ścinających w skleinie, po zastosowaniu fazowania taśmy i wypływu kleju, spadła o 16,0%, a naprężeń normalnych o 68,4%. Poziom naprężeń ścinających przy zniszczeniu w przypadku obu typów próbek był zbliżony, natomiast należy pamiętać, że w przypadku

próbek 200.120.FA, taśma odspoiła się tylko w przypadku próbki nr 1. Można założyć, że w tym przypadku o nośności skleiny decydowała wartość naprężeń odrywających w skleinie. Ponad 2,5-krotnie większa wartość naprężeń odrywających w próbkach ze zwykłym zakończeniem w stosunku do fazowanych, może oznaczać trzy możliwości:

1. odwrotne fazowanie z wpływem kleju jest rozwiązaniem, które znacząco ogranicza wartość naprężeń normalnych w skleinie, wpływając na zwiększenie nośności.
2. rozwiązanie teoretyczne zakładające występowanie maksymalnych naprężeń na końcu taśmy w przypadku zakończenia zwykłego, przedstawiające przebieg naprężeń zgodny ze wzorem (5.251) jest nierzeczywiste i może dawać niezgodne z rzeczywistością, a nawet błędne wartości naprężeń normalnych.
3. rozwiązanie teoretyczne zakładające przebieg naprężeń zgodny ze wzorem (5.251), jednakże z podziałem na przedziały w obrębie fazowania jest nierzeczywiste i może dawać niezgodne z rzeczywistością, a nawet błędne wartości naprężeń normalnych.

Odnosząc się w tym przypadku do wyników naprężeń maksymalnych w przypadku innych próbek o różnych grubościach kleju, module sprężystości taśmy, czy długości zakotwienia, w których przy zniszczeniu, wartość maksymalnych naprężeń normalnych była zbliżona $4,7 \div 6,7$ MPa, można przychylić się do drugiej możliwości. Należy również wziąć pod uwagę właściwości materiałowe kleju podane przez producenta. Wartość wytrzymałości na ścinanie określona została na $\geq 26,0$ MPa, a wartość wytrzymałości na odrywanie kleju od stali $\geq 14,0$ MPa. Wzięcie pod uwagę tego aspektu powoduje przychylenie się trzeciej możliwości. Rozwiązanie naprężeń normalnych na długości skleiny według (5.251) przy założeniu zwykłego zakończenia taśmy, ale do przypadku taśmy fazowanej, powoduje uzyskanie wartości maksymalnych naprężeń normalnych 20,9 MPa przy sile 91,8 kN $x = 0$ gdzie naprężenia ścinające mają wartość równą zero oraz 6,5 MPa w $x = 1,4$ mm. W takim przypadku uzyskujemy identyczną wartość naprężeń normalnych jak w przypadku fazowania. Konkludując można stwierdzić, że fazowanie końca taśmy wzmacniającej z wpływem kleju, ma bardzo korzystny wpływ na zwiększenie nośności skleiny, przy obciążeniu statycznym.

W porównaniu do wyników laboratoryjnych opisanych w Rozdziale 4, uzyskano zgodność w zakresie zwiększenia nośności wzmocnienia spowodowaną zastosowaniem odwrotnego fazowania taśmy i wpływem kleju.

- **Porównanie wyników naprężeń uzyskanych teoretycznie w zależności od grubości taśmy**

Do poszukiwania naprężeń w przypadku różnych grubości taśmy przyjęto próbki wzmocnione taśmą grubości 1,2 mm, 1,4 mm, 1,6 mm oraz 1,8 mm. Analizowane długości taśm wyniosły 1,00 m, 1,05 m, 1,10 m, 1,15 m, 1,20 m, 1,25 m oraz 1,30 m. Rozpatrywano taśmy o module sprężystości 210 GPa ze zwykłym zakończeniem, ze skleiną grubości 0,6 mm. Grubości taśm założono teoretycznie, nie znaleziono w produkcji węglowych taśm o module sprężystości około 210 GPa i grubości innej niż 1,4 mm. W tabeli 5.5 przedstawiono wyniki analiz teoretycznych naprężeń maksymalnych w skleinie w zależności od grubości taśmy.

Tabela 5.5. Wartości maksymalnych naprężeń ścinających i normalnych w skleinie w zależności od grubości taśmy i przy różnych długościach zakotwienia, przy całkowitej sile zginającej wzmocnioną belkę równej $F=40$ kN.

Gr.taśmy [mm]	1,2		1,4		1,6		1,8	
Lz [mm]	τ [MPa]	σ [MPa]	τ [MPa]	σ [MPa]	τ [MPa]	σ [MPa]	τ [MPa]	σ [MPa]
165	17,9	12,2	19,2	11,6	20,5	11,1	21,7	10,6
190	16,9	11,5	18,2	10,9	19,4	10,4	20,5	10,0
215	15,9	10,8	17,1	10,3	18,2	9,8	19,3	9,4
240	14,9	10,1	16,0	9,6	17,1	9,2	18,1	8,8
265	13,9	9,5	15,0	9,0	16,0	8,6	16,9	8,2
290	12,9	8,8	13,9	8,4	14,8	8	15,7	7,7
315	11,9	8,1	12,8	7,7	13,7	7,4	14,5	7,1

Wyniki wyznaczonych teoretycznie naprężeń maksymalnych w skleinie pokazują, jak grubość taśmy kompozytowej zastosowanej do wzmocnienia elementu wpływa na wartość maksymalnych naprężeń w skleinie. Na podstawie wyników przedstawionych w tabeli 5.5 można stwierdzić, że ze wzrostem grubości taśmy rośnie wartość maksymalnych naprężeń ścinających w skleinie. Zwiększenie grubości taśmy ma również wpływ na obniżenie wartości maksymalnych naprężeń normalnych w skleinie z powodu zwiększenia sztywności taśmy. Przy założeniu, że główny wpływ na odspojenie taśmy będą miały naprężenia ścinające na granicy styku w skleinie (kombinacja naprężeń opisana poniżej), w celu zastosowania taśmy kompozytowej stosowanej do wzmocnienia o wyższej niż zakładanej początkowo grubości, należy rozpatrzyć zwiększenie długości zakotwienia.

- **Kombinacja naprężeń**

Deng i Lee w pracy [149] przedstawili swoje założenie kombinacji maksymalnych naprężeń ścinających i odrywających, opisaną powyżej wzorem (5.159), które stanowi wyrażenie na wartość naprężeń głównych w skleinie. Przy tym założeniu, określono wartości naprężeń kombinacyjnych, przedstawionych w niniejszej pracy próbek laboratoryjnych. Wartości maksymalnych naprężeń ścinających i normalnych wyznaczono za pomocą wzorów (5.235) i (5.251) w odniesieniu do sił niszczących, które zostały uzyskane w badaniach laboratoryjnych. Rozpatrywano dwa przypadki obliczania naprężeń maksymalnych w przypadku próbek z taśmami odwrotnie fazowanymi, tj. bez uwzględnienia fazowania i z uwzględnieniem fazowania, jak opisano na początku Podrozdziału 5.6. Wyniki uzyskanych teoretycznych naprężeń maksymalnych ścinających, normalnych i ich kombinacji przedstawiono w tabeli 5.6.

Tabela 5.6. Zestawienie teoretycznych wartości maksymalnych naprężeń ścinających i normalnych w skleinie oraz kombinacji naprężeń, z uwzględnieniem lub bez uwzględnienia fazowania taśmy i wpływu kleju przy średnich siłach niszczących uzyskanych w badaniach laboratoryjnych

Typ próbek	Sposób wyznaczania naprężeń*	τ [MPa]	σ [MPa]	σ_{1max} [MPa]
200.80.FA	F	26,7	6,0	29,9
	Z	31,8	19,4	42,9
200.100.FA	F	29,0	6,6	32,5
	Z	34,5	21,0	46,6
200.100.FB	F	22,9	5,5	25,9
	Z	25,9	13,5	33,6
200.100.FC	F	17,3	4,2	19,5
	Z	19,1	9,1	24,2
165.120.FA	F	22,7	4,9	25,3
	Z	27,6	17,7	37,8
200.120.ZA	Z	27,1	16,3	36,4
200.120.FA	F	28,3	6,4	31,7
	Z	33,7	20,5	45,5

*F – z uwzględnieniem fazowania; Z – bez uwzględnienia fazowania

Zgodnie tabelą 5.6, w której przedstawiono założenie kombinacji naprężeń Denga i Lee [149] jako naprężeń głównych można stwierdzić, że próbki z klejem grubości 0,6 mm, taśmą o module 210 GPa i fazowaniem, osiągnęły wartości naprężeń głównych, przy zniszczeniu, wahające się od 29,9 MPa do 31,7 MPa a wartości maksymalnych naprężeń ścinających od 26,7 MPa do 28,3 MPa. W odniesieniu do próbek z klejem grubości 0,6 mm, taśmą o module 210GPa, bez fazowania, w których średnia wartość naprężeń głównych przy zniszczeniu wyniosła 36,4 MPa a wartości maksymalnych naprężeń ścinających 27,1 MPa, można stwierdzić, że za zniszczenie przez odspojenie taśmy odpowiedzialne są głównie maksymalne naprężenia ścinające w skleinie. Towarzyszące zginaniu belki naprężenia normalne w skleinie mają mniejszą wagę, chociaż nie są bez znaczenia. Powyższy wniosek należy rozpatrywać biorąc pod uwagę wytrzymałość na ścinanie kleju ($\geq 26,0$ MPa) oraz odrywanie kleju od stali ($\geq 14,0$ MPa). Z uwzględnieniem fazowania, wszystkie fazowane próbki z klejem grubości 0,6 mm przekroczyły nieznacznie wartość wytrzymałości na ścinanie kleju (26,7 MPa do 28,3 MPa). Uwzględniając fazowanie wartości naprężeń normalnych w tych próbkach osiągnęły wartości 6,0÷6,6 MPa co jest poniżej wytrzymałości na odrywanie kleju od stali. Bez uwzględnienia fazowania, wartości naprężeń normalnych w tych próbkach osiągnęły wartości 19,4÷20,5 MPa, co stanowi wartości nawet o połowę wyższe od wytrzymałości na odrywanie. W próbkach typu 200.120.ZA, przekroczone nieznacznie zarówno poziom naprężeń ścinających i odrywających przy zniszczeniu. Można zatem stwierdzić, że wytrzymałość układu należy określać głównie na podstawie wartości naprężeń maksymalnych ścinających z uwzględnieniem naprężeń normalnych w drugiej kolejności.

Wyznaczone na podstawie naprężeń ścinających i normalnych naprężenia główne w kleju zgodnie z wzorem (5.159), nie są dobrym narzędziem w przewidywaniu wytrzymałości układu, ponieważ w odniesieniu do próbek ze zwykłym zakończeniem i klejem grubości 0,6 mm z taśmą wysokomodułową, przeszacowują wartości naprężeń głównych w przypadku nieuwzględnienia fazowania przy obliczaniu naprężeń ścinających i normalnych oraz niedoszacowują wartości w przypadku uwzględnienia fazowania.

- **Porównanie wartości naprężeń ścinających uzyskanych teoretycznie z wartościami i uzyskanych na podstawie odczytów tensometrycznych**

Wyznaczone na podstawie wyprowadzonego w niniejszym rozdziale wzoru (5.235) wartości maksymalnych naprężeń ścinających i ich przebieg, zostały porównane z wartościami wyznaczonymi na podstawie pomiarów tensometrycznych. Sposób wyznaczania naprężeń ścinających na podstawie pomierzonych odkształceń opisano w Rozdziale 4. Elementem poddanym porównaniu jest wartość maksymalnych naprężeń ścinających w skleinie. Teoretyczne wartości naprężeń maksymalnych i przebieg naprężeń na długości skleiny wyznaczono indywidualnie w przypadku każdej z badanych próbek, ponieważ:

- grupy próbek różniły się od siebie modułem sprężystości lub grubością warstwy kleju lub długością zakończenia lub sposobem zakończenia przyklejonej taśmy,
- w danej grupie próbek wystąpiły nieznaczące różnice w grubościach wykonanych warstw kleju w stosunku do założonych. Za grubość skleiny przyjęto wartość rzeczywistą pomierzoną na ostatnich 100 mm taśmy.

Wartość naprężeń maksymalnych w próbkach odczytanych w pomiarach laboratoryjnych porównano z wartością teoretyczną. Następnie, określono różnicę pomiędzy teorią a praktyką. Po wyznaczeniu błędu w przypadku pojedynczej próbki, szukano średniej wartości błędu w przypadku grupy próbek. Wartość błędu określono metodą sumy najmniejszych kwadratów różnic. Wartość teoretyczną wyznaczoną na podstawie wzoru (5.235) przemnażano przez współczynnik korygujący k , następnie porównywano z wartościami wyznaczonymi na w pomiarach tensometrycznych po obu stronach przyklejonej taśmy. Wartość współczynnika korygującego uznano za prawidłową w chwili uzyskania najmniejszej wartości sumy kwadratów różnic pomiędzy wartościami pomierzonymi a wartością teoretyczną. Kwadraty różnic wyznaczono na poziomach obciążenia odpowiadających maksimum w każdym kolejnym cyklu tj. 5 kN, 10 kN, 15 kN, ..., 80 kN, 85 kN, chyba że próbka wcześniej ulegała awarii. Jeżeli próbka zniszczyła się przez nagłe odspojenie taśmy przy wartości np. 81 kN w 17-tym cyklu, to za maksymalną siłę, przy której szukano kwadratu różnicy przyjmowano 80 kN w cyklu 16-tym. Co więcej, jeżeli zauważono oznaki uplastycznienia skleiny z jednej lub drugiej strony taśmy, nie brano wyniku pomiaru do wyznaczenia wartości błędu. W takim przypadku notowano wartość maksymalnych naprężeń jakie przeniosła skleina. Uplastycznienie skleiny przejawiało się spadkiem wartości naprężenia wyznaczonego z odkształceń w przedziale pomiędzy krawędzią taśmy a ostatnim tensometrem, przy jednoczesnym wzroście wartości naprężenia w przedziale pomiędzy tensometrem przedostatnim i ostatnim.

Metodykę określenia błędu pomiaru opisano poniżej:

$$Q = \{\Sigma(k_{kor}\tau_{teor.i} - \tau_{max.i})^2 + \Sigma(k_{kor}\tau_{teor.i} - \tau_{min.i})^2\},$$

5.256

Gdzie:

Q – szukana minimalna wartość sumy kwadratów różnic,

k_{kor} – współczynnik korygujący,

$\tau_{teor.i}$ – wartość ścinających naprężeń maksymalnych teoretycznych przy sile o wartości $i = 5 \text{ kN}, 10 \text{ kN}, 15 \text{ kN}, \dots, 85 \text{ kN}$,

$\tau_{max.i}$ – wartość naprężeń maksymalnych pomierzonych z jednej strony taśmy przy sile o wartości i ,

$\tau_{min.i}$ – wartość naprężeń maksymalnych pomierzonych z drugiej strony taśmy przy sile o wartości i ,

W chwili, gdy wartość sumy kwadratów różnic osiągała minimum przy konkretnym współczynniku korygującym k_{kor} , wartość błędu pomiaru R_{pom} określano na podstawie poniższego wzoru:

$$R_{pom} = |k_{kor} - 1|.$$

5.257

W tabelach 5.7 i 5.8 przedstawiono wyniki różnice w wynikach teoretycznych i pomiarowych w przypadku wszystkich próbek indywidualnie oraz ze średnim błędem w przypadku grupy.

Tabela 5.7. Różnice wyników teoretycznych i pomiarowych w przypadku obliczania próbek fazowanych z założeniem zwykłego końca taśmy.

Próbka	Q [MPa ²]	k_{kor}	R_{pom} [%]	\bar{R}_{pom} [%]	δ_f [%]	$R_{pom.95\%}$ [%]
3.200.80.F.A.1	8,503	0,778	22,2	18,00%	3,82%	11,70%
3.200.80.F.A.2	2,576	0,831	16,9			
3.200.100.F.A.1	18,398	0,920	8,0	10,95%	6,58%	0,10%
3.200.100.F.A.2	17,701	0,829	17,1			
3.200.100.F.B.1	0,039	1,017	1,7	10,90%	10,18%	5,90%
3.200.100.F.B.2	18,670	0,804	19,6			
3.200.100.F.C.1	9,155	0,912	8,8	5,20%	2,69%	0,77%
3.200.100.F.C.2	13,853	0,949	5,1			
3.165.120.F.A.1	2,673	0,851	14,9	18,40%	7,35%	6,27%
3.165.120.F.A.2	7,873	0,750	25,0			
3.200.120.Z.A.1	29,432	0,588	41,2	42,70%	3,62%	36,73%
3.200.120.Z.A.2	0,825	0,559	44,1			
3.200.120.Z.A.3	0,995	0,529	47,1			
3.200.120.F.A.1	13,940	0,614	38,6	38,47%	1,76%	35,56%
3.200.120.F.A.2	9,436	0,614	38,6			
3.200.120.F.A.3	2,014	0,584	41,6			

Tabela 5.8. Różnice wyników teoretycznych i pomiarowych w przypadku obliczania próbek fazowanych z założeniem fazowanego końca taśmy.

Próbka	Q [MPa ²]	k_{kor}	R_{pom} [%]	\bar{R}_{pom} [%]	δ_f [%]	$R_{pom.95\%}$ [%]
3.200.80.F.A.1	8,503	0,936	6,4	3,55%	4,03%	3,10%
3.200.80.F.A.2	2,575	0,993	0,7			
3.200.100.F.A.1	18,397	1,091	9,1	5,65%	7,28%	6,37%
3.200.100.F.A.2	17,700	0,99	1,0			
3.200.100.F.B.1	0,038	1,151	15,1	12,05%	7,00%	0,50%
3.200.100.F.B.2	18,670	0,914	8,6			
3.200.100.F.C.1	9,154	1,013	1,3	4,85%	2,62%	0,53%
3.200.100.F.C.2	13,853	1,049	4,9			
3.165.120.F.A.1	2,672	1,038	3,8	6,60%	1,84%	3,57%
3.165.120.F.A.2	7,873	0,907	9,3			
3.200.120.F.A.1	13,941	0,733	26,7	42,70%	3,62%	36,73%
3.200.120.F.A.2	9,435	0,733	26,7			
3.200.120.F.A.3	2,014	0,703	29,7			

Prowadząc porównanie wyników teoretycznych i praktycznych, autor miał na uwadze, że 2 lub 3 próbki w danej populacji nie będą ostatecznie miarodajne, jednakże wyniki mogą wstępnie potwierdzić lub odrzucić początkowe założenia. Analizując tabelę 5.7, w której przedstawiono wyniki uzyskane przy założeniu zwykłego zakończenia taśmy, widoczna jest pewna powtarzalność wyników. W przypadku próbek 200.80.FA średni błąd wyniósł 18,0%, a błąd z prawdopodobieństwem wystąpienia 95% wyniósł 11,70%. Podobny poziom błędów średniego uzyskały próbki 165.120.FA (18,40%), jednakże wartość błędów z prawdopodobieństwem wystąpienia 95% wyniosła 6,27%. Mniejsze średnie błędy uzyskano w przypadku taśm długości 1,0 m, których błędy średnie wyniosły 10,95%, 10,90% i 5,20% odpowiednio w próbkach typu A, B i C. Błędy z prawdopodobieństwem wystąpienia 95% w przypadku próbek 200.100.FA;B;C wyniosły odpowiednio 0,10%, 5,90% i 0,77%. Tylko w próbce 200.100.FB.1 różnica, która wyniosła 3,7%, była ponad wartość uzyskaną teoretycznie. We wszystkich pozostałych 15-tu próbkach, wartości pomierzone były niższe od uzyskanych teoretycznie. Największe różnice zauważalne są w próbkach typu 200.120.ZA (42,7%), przy błędzie z prawdopodobieństwem wystąpienia 95% o wartości 36,73% oraz 200.120.FA (38,47%), przy błędzie z prawdopodobieństwem wystąpienia 95% o wartości 35,56%. Jednakże w tych przypadkach, odchylenia pomiędzy wynikami poszczególnych próbek a wartością średnią są niemal identyczne. W przypadku tych dwóch typów próbek występuje zadowalająca powtarzalność wyników. Błąd o wartości około 40tu procent w kierunku niedoszacowania, może wynikać z zastosowania niedostatecznie dokładnych tensometrów w pomiarach próbek 200.120.ZA i 200.120.FA. W przypadku tych próbek zastosowano tensometry o długości podstawy 19 mm, w pozostałych próbkach 10 mm. Spowodowało to przesunięcie odczytu odkształceń taśmy kompozytowej z odległości około 3mm od krawędzi taśmy na odległość ok. 7 mm. W związku ze świadomością, że szczyt naprężeń ścinających zlokalizowany jest w pobliżu krawędzi, możliwe jest uśrednienie odczytanego, na podstawie odkształceń, naprężenia na zbyt długim odcinku taśmy, co

spowodowało obniżenie wartości. Niemniej jednak, można uznać wyniki za prawidłowe z powodu ich powtarzalności, przy założeniu 35-40% granicy bezpieczeństwa.

Analizując tabelę 5.8, w której przedstawione wyniki uzyskano przy założeniu fazowanego zakończenia taśmy z wpływem kleju, w próbkach fazowanych, również zauważalna powtarzalność wyników. W próbkach typów 200.80.FA, 200.100.F,B,C oraz 165.120.FA wartości pomierzone oscylowały w granicach wartości uzyskanych teoretycznie. Różnica z prawdopodobieństwem wystąpienia 95% wynosiła poniżej 4%. Tym razem wyniki teoretyczne były niższe od pomierzonych, jednakże na poziomie oscylującym w granicy wyniku pomierzonego. Największe różnice ponownie występują w próbkach typu 200.120.FA ($\bar{R}=26,57\%$, $R_{95\%}=23,66\%$). Niemniej jednak można uznać wyniki za prawidłowe z powodu ich powtarzalności, przy założeniu 20% granicy bezpieczeństwa.

W Tabeli 5.8. przedstawiono błędy pomiędzy wynikami uzyskanymi teoretycznie i z odczytów tensometrycznych, grupując próbki w zależności od użytych tensometrów elektrooporowych. Wyniki teoretyczne uzyskano przy założeniu zakończenia zwykłego taśmy wszystkich próbek. Próbki typów 200.80.FA; 200.100.FA;B;C oraz 165.120.FA należą do pierwszej grupy. Średni błąd, tj. różnica między wynikiem teoretycznym i praktycznym wyniósł 12,69%, a błąd z prawdopodobieństwem wstąpienia 95% wyniósł 0,78%. Można uznać, że zgodność wyników jest w tym przypadku niemal idealna. Wzór (5.235) daje rzeczywiste wyniki naprężeń maksymalnych ścinających z niewielkim błędem. W przypadku drugiej grupy znalazły się próbki typu 200.120.ZA i 200.120.FA. Błąd z prawdopodobieństwem wstąpienia 95% wyniósł 34,90%. Przy założeniu rozwiązania teoretycznego z uwzględnieniem fazowania końca taśmy próbek z taśmą fazowaną i wpływem kleju, błąd z prawdopodobieństwem wstąpienia 95% w pierwszej grupie wyniósł 1,51%, a w drugiej 19,46%. Przypatrując się wynikom próbek pierwszej grupy, w których średni błąd z prawdopodobieństwem wystąpienia 95% wyniósł poniżej 2%, bezpiecznie można przyjąć do rozważania w analizach błąd o porównywalnej wartości, to znaczy założyć, że wartość teoretyczna jest wartością rzeczywistą. Przypadek grupy drugiej, w której uwzględnienie fazowania próbek z taśmą fazowaną zmniejszyło błąd do 20%, można założyć, że różnica w granicach 2% mogłaby zostać osiągnięta przy zastosowaniu dokładniejszych tensometrów jak w pierwszej grupie.

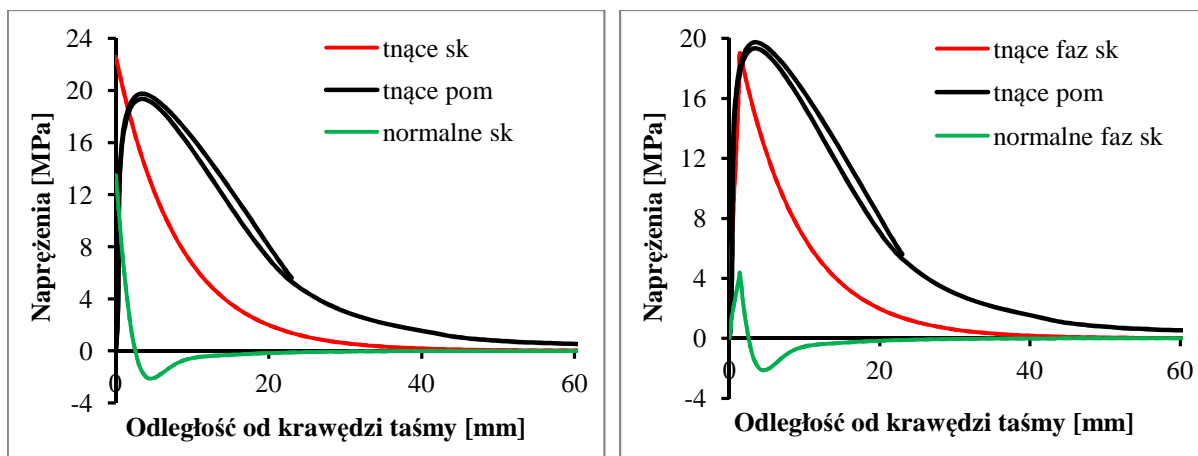
W przypadku kolejnych analiz naprężeń na podstawie odczytanych odkształceń, niezbędne będzie zastosowanie tensometrów i schematów pomiarowych o jeszcze wyższych możliwościach, tj. tensometrów o krótszej bazie ze zwiększeniem zagęszczenia na długości taśmy w pobliżu jej końca. Pozwoli to na ostateczne potwierdzenie lub odrzucenie założenia o zgodności teorii z wynikami pomierzonymi. Szczególnie w odniesieniu do próbek, które znalazły się w drugiej grupie pomiarowej, ponieważ w ich przypadku różnice były znacznie większe. Pomimo uzyskania wartości pomiarowych stanowiących około 65% wartości teoretycznych, nie można mieć pełnej pewności, że ta różnica jest rzeczywista, szczególnie odnosząc się do wartości błędów w grupie pierwszej tensometrów.

Tabela 5.9. Różnice wyników teoretycznych i pomiarowych w przypadku rozpatrywania pomiarów wykonanych z użyciem różnych tensometrów elektrooporowych i rozpatrywania wszystkich próbek ze zwykłym zakończeniem taśmy

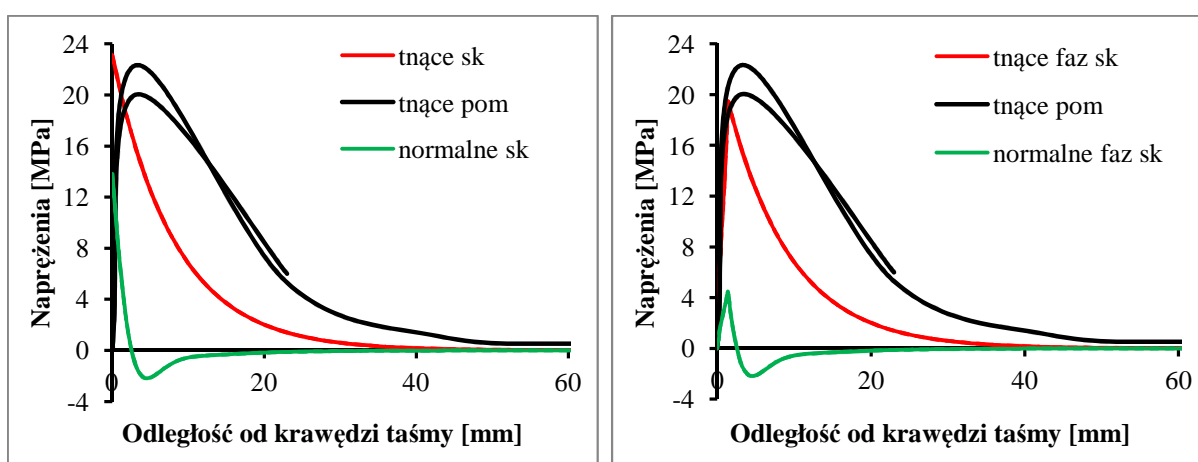
Próbka	Q [MPa ²]	k_{kor}	R_{pom} [%]	\bar{R}_{pom} [%]	δ_f [%]	$R_{pom.95\%}$ [%]
3.200.80.F.A.1	8,504	0,793	0,207			
3.200.80.F.A.2	2,576	0,847	0,153			
3.200.100.F.A.1	18,396	0,937	0,063			
3.200.100.F.A.2	17,701	0,844	0,156			
3.200.100.F.B.1	0,038	1,037	0,037			
3.200.100.F.B.2	18,670	0,819	0,181	12,69%	7,22%	0,78%
3.200.100.F.C.1	9,154	0,929	0,071			
3.200.100.F.C.2	13,853	0,967	0,033			
3.165.120.F.A.1	2,673	0,868	0,132			
3.165.120.F.A.2	7,872	0,764	0,236			
3.200.120.Z.A.1	28,854	0,611	0,389			
3.200.120.Z.A.2	0,824	0,569	0,431			
3.200.120.Z.A.3	0,995	0,539	0,461			
3.200.120.F.A.1	13,941	0,626	0,374	40,58%	3,44%	34,90%
3.200.120.F.A.2	9,436	0,625	0,375			
3.200.120.F.A.3	2,013	0,595	0,405			

Wykresy naprężeń pomierzonych i teoretycznych jednej z próbek w każdej grupie przedstawiono na rysunkach 5.30÷5.36. Kolorem czarnym zaznaczono wykres naprężeń ścinających na długości skleiny wyznaczony na podstawie pomiarów tensometrycznych zgodnie z Rozdziałem 4. Linia czerwona przerywana opisany został wykres naprężeń ścinających, wyznaczony przy pomocy wzoru (5.235). Linia czerwona ciągła opisany został wykres naprężeń ścinających skorygowanych, wyznaczony przy pomocy wzoru (5.235) z uwzględnieniem współczynnika korygującego k . Linia zieloną przerywaną opisany został wykres naprężeń normalnych, wyznaczony przy pomocy wzoru (5.251). Linia zieloną ciągłą opisany został wykres naprężeń normalnych skorygowanych, wyznaczony przy pomocy wzoru (5.235) z uwzględnieniem współczynnika korygującego k . Ponieważ w próbkach 200.80.FA; 200.100.FA;B;C oraz 165.120.FA błąd z prawdopodobieństwem wstąpienia 95% wyniósł 0,78%, współczynnik korygujący założono jako równy 1. W związku z tym, wykres naprężeń ścinających i ścinających skorygowanych, ma w przypadku tych próbek ten sam przebieg.

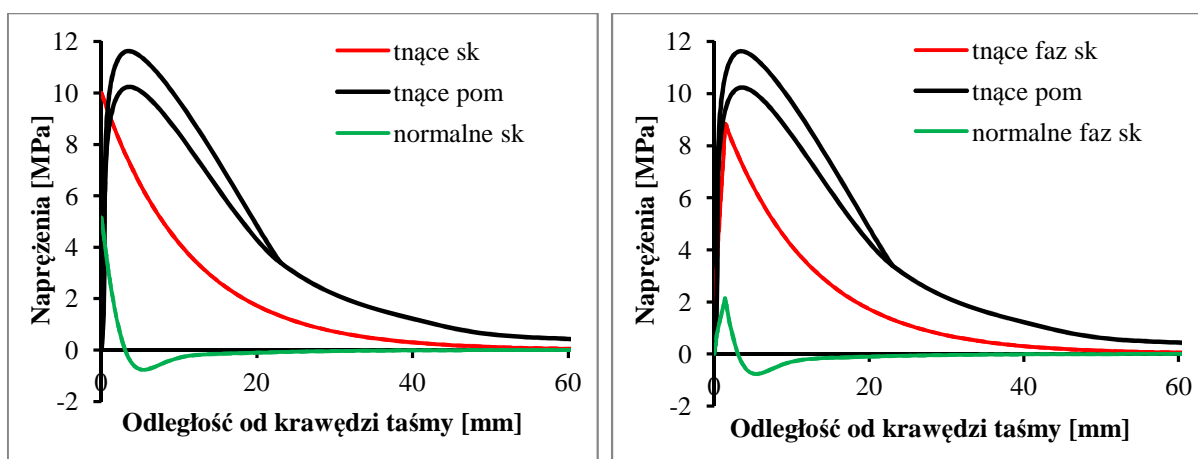
Na rysunkach przedstawiono dwa rozwiązania, rysunek a) odnosi się do rozwiązania równania naprężeń z uwzględnieniem zwykłego zakończenia wszystkich próbek. Rysunek b) odnosi się do założenia w przypadku próbek z taśmą fazowaną i wpływem kleju, rozwiązania uwzględniającego fazowanie taśmy. W przypadku próbek 200.120.ZA, współczynnik korygujący $k_{kor} = 0,65$. W przypadku próbek 200.120.FA współczynnik korygujący $k_{kor} = 0,65$, przy uwzględnieniu rozwiązania taśmy ze zwykłym zakończeniem oraz $k_{kor} = 0,8$, przy uwzględnieniu rozwiązania taśmy fazowanej.



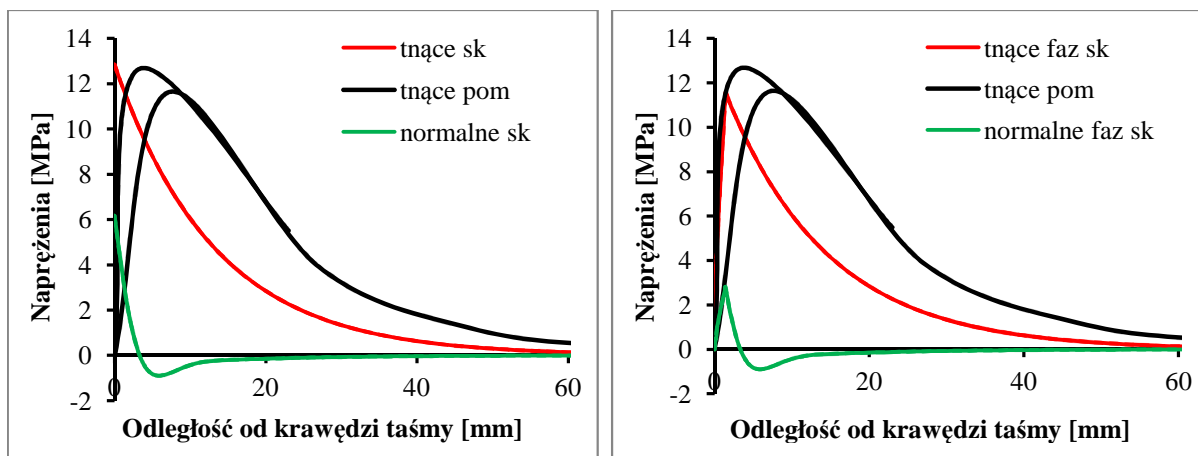
Rys.5.30. Wykresy naprężeń w sklecinie przy sile 40kN, próbki 200.80.FA1 z rozwiązaniem zakończenia: a) zwykłym, b) odwrotnie fazowanym z wpływem



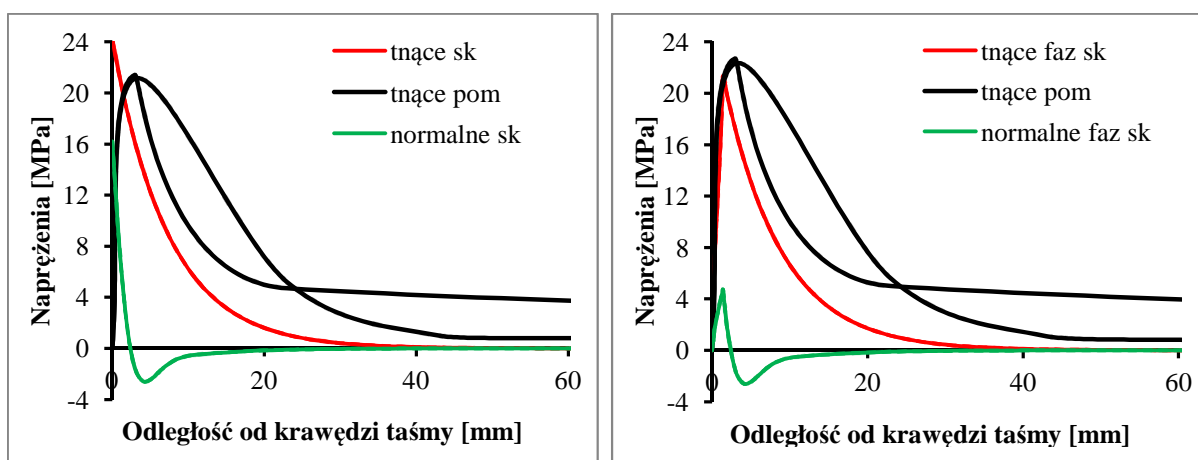
Rys 5.31. Wykresy naprężeń w sklecinie przy sile 50kN, próbki 200.100.FA1 z rozwiązaniem zakończenia: a) zwykłym, b) odwrotnie fazowanym z wpływem



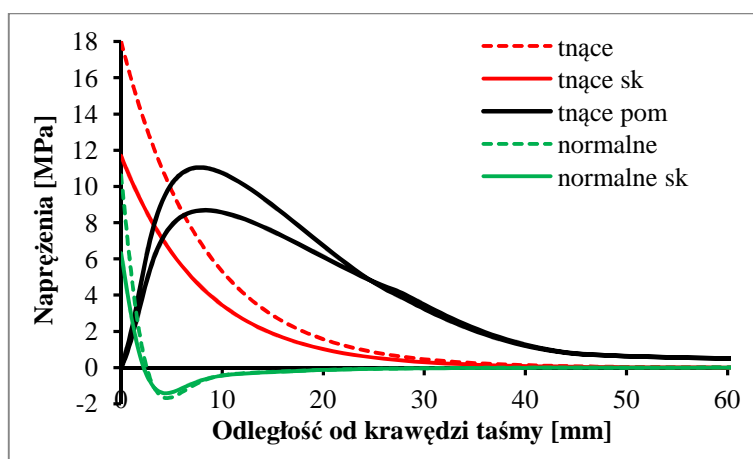
Rys 5.32. Wykresy naprężeń w sklecinie przy sile 30kN, próbki 200.100.FB1 z rozwiązaniem zakończenia: a) zwykłym, b) odwrotnie fazowanym z wpływem



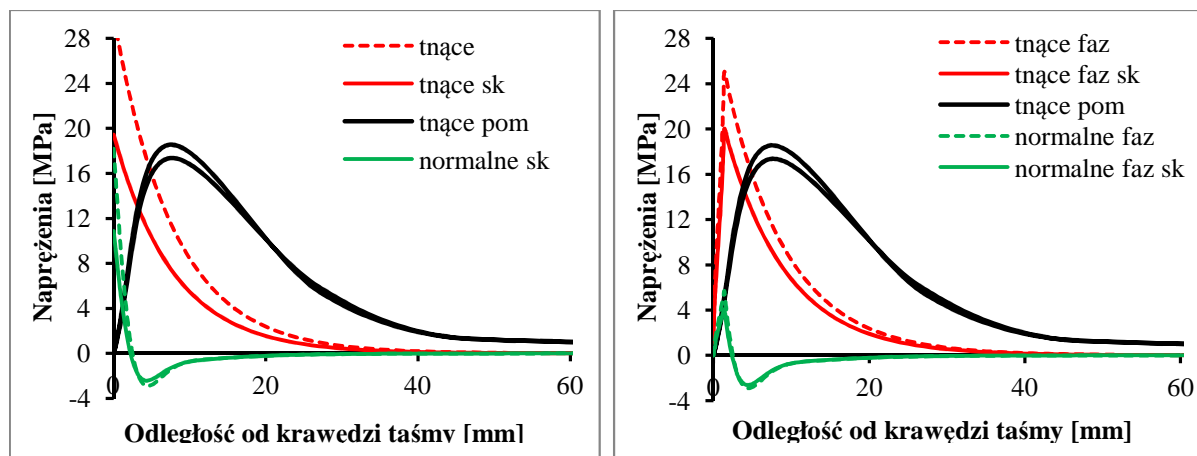
Rys 5.33. Wykresy naprężeń w sklepie przy sile 45kN, próbki 200.100.FC1 z rozwiązaniem zakończenia: a) zwykłym, b) odwrotnie fazowanym z wpływem



Rys 5.34. Wykresy naprężeń w sklepie przy sile 75kN, próbki 165.120.FA1 z rozwiązaniem zakończenia: a) zwykłym, b) odwrotnie fazowanym z wpływem



Rys 5.35. Wykresy naprężeń w sklepie przy sile 50 kN, próbki 200.120.ZA1



5.36. Wykresy naprężeń w skleinie przy sile 80kN, próbki 200.120.FA1 z rozwiązaniem zakończenia: a) zwykłym, b) odwrotnie fazowanym z wypływem

Rysunki 5.30÷5.36. opisują Wykresy naprężeń na długości skleiny. Wartość naprężeń maksymalnych omówiono powyżej, więc nie będzie do nich odniesienia w tym miejscu. Przebieg naprężeń ścinających na długości skleiny uzyskany teoretycznie za pomocą wzoru (5.235) przedstawia pewną zgodność z przebiegiem odczytanym na podstawie pomiarów tensometrycznych. Przebieg krzywych nie pokrywa się idealnie, ale wynika to między innymi z możliwości pomiarowych, co opisano wcześniej. W przypadku odczytu średnich naprężeń ścinających w odległości 3 mm od końca taśmy uzyskano przebieg bliższy teoretycznemu. Z dużym prawdopodobieństwem można założyć, że przy zastosowaniu tensometrów o krótszej podstawie pomiarowej i z możliwie większym zagęszczeniem po długości taśmy, możliwe będzie uzyskanie przebiegu naprężeń na długości skleiny zgodnego z teorią. Przy analizie naprężeń ścinających na długości skleiny, ważnym aspektem jest uwidocznienie koncentracji naprężeń i ich maksimum w pobliżu końca taśmy kompozytowej. Zarówno w przebiegu teoretycznym, jak i tym pomierzonym, wartość naprężeń ścinających spada do zera lub wartości bliskiej zero w odległości około 50 mm od końca taśmy. Jest to kolejny dowód na krytyczne znaczenie odpowiedniego przygotowania obszaru zakończenia przyklejonej taśmy w odniesieniu do podłoża stalowego i taśmy kompozytowej.

Naprężenia normalne na długości skleiny uzyskane za pomocą wzoru (5.251) w zależności od założeń wstępnych wykazuje diametralnie inne wartości maksymalne i różny kształt w zależności od rozpatrywanego obszaru. Przy obliczaniu taśm fazowanych z wypływem kleju z uwzględnieniem fazowania, wartość maksymalnych naprężeń normalnych w stosunku do rozwiązania przy założeniu zwykłego zakończenia jest kilkukrotnie niższa. W przypadku próbek z klejem grubości 0,6 mm i taśmą o module 210 GPa, obniżenie wartości maksymalnych naprężeń normalnych wyniosło 68,8%. Przy tej samej grubości skleiny z taśmą o module 168 GPa, redukcja wartości naprężeń normalnych wyniosła 72,0%. W przypadku próbek z taśmami o module 210 GPa i skleiną grubości 1,2 mm i 1,8 mm, zmiana metody obliczeń spowodowała obniżenie wartości maksymalnych naprężeń normalnych odpowiednio o 59,1% oraz 54,0%.

5.7. Wnioski z analizy teoretycznej

W rozdziale określono naprężenia ścinające i normalne w skleinie stalowej belki dwuteowej wzmocnionej przyklejoną taśmą kompozytową. Rozpoznanie wykresów i wartości maksymalnych tych naprężeń w skleinie pozwala na zrozumienie przyczyn zniszczenia złącza przez odspojenie taśmy. Świadomość wykresów naprężeń pozwala również na stworzenie odpowiednich reguł projektowych. Rozwiązanie naprężeń ścinających użyte w niniejszym rozdziale zakłada niezmiennosć naprężeń po grubości skleiny. Jest to uproszczenie, ale i kluczowe założenie, które pozwoliło na wyprowadzenie stosunkowo prostego wyrażenia wartości naprężeń na długości skleiny. Zastosowane rozwiązanie zakłada wpływ wszystkich kategorii deformacji oprócz odkształceń od sił poprzecznych, których włączenie spowodowałoby znaczne utrudnienie rozwiązania.

Przeprowadzono porównanie wyników teoretycznych z pomiarami laboratoryjnymi. Na podstawie przeprowadzonych w rozdziale analiz można nakreślić następujące wnioski:

1. Zginanie belki i siły osiowe w przyklejonej taśmie są wartościami mającymi dominujący wpływ na naprężenia w skleinie wzmocnionej przez doklejenie taśmy belki stalowej.
2. Ze wzrostem grubości skleiny naprężenia maksymalne w skleinie spadają. W przypadku zastosowania spoiny o grubości 1,2 mm, maksymalne naprężenia ścinające w skleinie spadły o 25,6%, a normalne o 20,9% w stosunku do naprężeń w skleinie grubości 0,6 mm.
3. Zwiększenie grubości skleiny powoduje ograniczenie maksymalnych naprężeń ścinających i normalnych w skleinie. Dodatkowo, zwiększenie grubości skleiny powoduje obniżenie wartości naprężeń maksymalnych, które jest zdolna przenieść skleina.
4. Wraz ze zwiększeniem modułu sprężystości taśmy kompozytywnej, naprężenia maksymalne w skleinie rosną. W przypadku zastosowania taśmy wysokomodułowej (210GPa), maksymalne naprężenia ścinające w skleinie wzrosły o 13,6%, a normalne o 18,5% w stosunku do naprężeń w skleinie przy zastosowaniu taśmy o module sprężystości 168 GPa. Na podstawie wyników laboratoryjnych opisanych w Rozdziale 4, można założyć, że zastosowanie taśmy o niższym module sprężystości w stosunku do modułu sprężystości stali (205 GPa), powoduje obniżenie wartości naprężeń maksymalnych w stosunku do naprężeń występujących w skleinie przy zastosowaniu taśmy o module wyższym. Jednakże zastosowanie taśmy o wyższym module w warunkach rzeczywistych pozwoliło na osiągnięcie wyższej nośności układu oraz bardziej efektywnego wpływu wzmocnienia.
5. Wraz ze wzrostem długości zakotwienia, naprężenia maksymalne w skleinie spadają. W przypadku zastosowania długości zakotwienia 165 mm, maksymalne naprężenia ścinające i normalne w skleinie spadły o 18,2%, w stosunku do naprężeń w skleinie przy długości zakotwienia 65 mm. W przypadku zastosowania długości zakotwienia 265 mm, maksymalne naprężenia ścinające i normalne w skleinie spadły o 36,4% w stosunku do naprężeń w skleinie przy długości zakotwienia 65mm. Wzrost długości zakotwienia podnosi poziom nośności układu wzmocnienia.

6. Zastosowanie odwrotnego fazowania taśmy i wypływu kleju powoduje obniżenie wartości maksymalnych naprężeń w skleinie w stosunku do zwykłego zakończenia taśmy. Wartość maksymalnych naprężeń ścinających w skleinie, po zastosowaniu fazowania taśmy i wypływu kleju, spadła o 16,0%, a naprężeń normalnych o 68,4%.
7. Grubość taśmy kompozytowej zastosowanej do wzmocnienia elementu wpływa na wartość maksymalnych naprężeń w skleinie. Ze wzrostem grubości taśmy, rośnie wartość maksymalnych naprężeń ścinających w skleinie. Zwiększenie grubości taśmy ma również wpływ na obniżenie wartości maksymalnych naprężeń normalnych w skleinie z powodu zwiększenia sztywności taśmy. Zwiększenie grubości taśmy powoduje potrzebę zwiększenia długości zakotwienia.
8. Wyprowadzone rozwiązanie na naprężenia ścinające w skleinie wykazało bardzo dobrą zgodność wyników teoretycznych z pomierzonymi. Średni błąd w wartości maksymalnych naprężeń ścinających, tj. różnica między wynikiem teoretycznym i praktycznym z prawdopodobieństwem wstąpienia 95% wyniósł 0,78% przy próbkach z dokładniejszym odczytem odkształceń oraz 19,46% przy próbkach z pomiarem niższej dokładności.
9. Przebieg naprężeń normalnych na długości skleiny uzyskany teoretycznie w zależności od założeń wstępnych wykazuje diametralnie inne wartości maksymalne i inny kształt przebiegu. Przy obliczaniu taśm fazowanych z wpływem kleju z uwzględnieniem fazowania, wartość maksymalnych naprężeń normalnych w stosunku do rozwiązania przy założeniu zwykłego zakończenia jest kilkukrotnie niższa. Naprężenia normalne osiągały wartości o 54,0÷72,0% niższe przy uwzględnieniu fazowania w stosunku do zastosowania zakończenia zwykłego.
10. Należy przeprowadzić dodatkową analizę numeryczną, która pozwoli na doprecyzowanie prawidłowości wyprowadzonego rozwiązania teoretycznego.

6. ANALIZA NUMERYCZNA

6.1. Wstęp

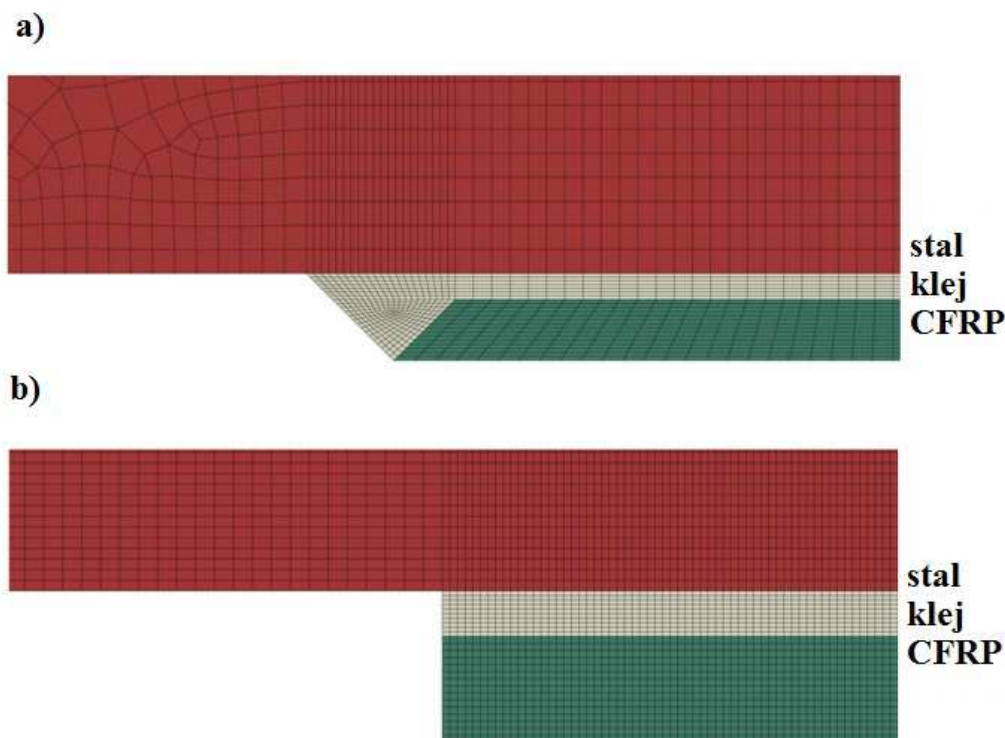
Analizy numeryczne oparte są przede wszystkim na metodzie elementów skończonych. Analizy te są użytecznym narzędziem w wymiarowaniu konstrukcji, a nieodłączne i jedyne analizom konstrukcji skomplikowanych geometrycznie lub zróżnicowanych materiałowo. Modelowanie konstrukcji wzmocnionych przez przyklejenie elementu jest skomplikowane, ponieważ niejednokrotnie łączy się dwa lub więcej elementów o różnych parametrach materiałowych, które mają wpływ na ich zachowanie pod obciążeniem. W zależności od przeznaczenia konstrukcji wzmocnionej, odpowiedni dobór wymiarów elementu wzmacniającego, modułu sprężystości i wytrzymałości materiału wzmacniającego oraz kleju, ma kluczowe znaczenie na trwałość i wytrzymałość wzmocnienia. Analiza MES, może być w takim przypadku nieocenionym wsparciem.

W literaturze można znaleźć pozycje, w których metody MES posłużyły do weryfikacji modeli analitycznych oraz wyników pomiarów laboratoryjnych złącz klejowych metal-metal lub stal-kompozyt oraz wzmocnień elementów stalowych materiałami kompozytowymi. Stosunkowo, najwięcej pozycji dotyczyło najprostszego, pojedynczego złącza zakładkowego [256 – 271], które miały na celu zrozumienie zachowania złącza klejowego i czynników wpływających na jego trwałość. Weryfikacji wyników teoretycznych i laboratoryjnych służyły również analizy MES złącz podwójnych nakładkowych i obustronnych wzmocnień [148, 228, 272 – 279]. Analiz numerycznych zajmujących się modelami MES belek stalowych wzmocnionych taśmami kompozytowymi jest stosunkowo najmniej. Dotyczą weryfikacji analiz teoretycznych naprężeń w skleinie w przypadku różnych typów obciążenia belek [150, 247, 255, 280, 281].

W celu porównania uzyskanych wyników własnych badań laboratoryjnych oraz analizy teoretycznej przeprowadzono analizę MES. Badania wykonano głównie w celu weryfikacji prawidłowości modelu teoretycznego wyznaczania naprężeń normalnych, a dopiero drugim celem była weryfikacja modelu naprężeń tnących. Według wiedzy autora, nie istnieją nieskomplikowane, niedrogie metody eksperymentalne pomiaru naprężeń normalnych w badaniach tego typu próbek. Niemal wszystkie pomiary eksperymentalne naprężeń podane w literaturze dotyczą naprężeń ścinających i oparte są na pomiarach odkształceń na zewnętrznej powierzchni przyklejonej taśmy. Naprężenia ścinające w skleinie oblicza się z różnicy odkształceń między dwoma sąsiednimi czujnikami tensometrycznymi, z uzależnieniem od odległości między czujnikami oraz grubości i modułu sprężystości taśmy kompozytowej, jak opisano w Rozdziale 4. Powoduje to wprowadzenie do pomiarów co najmniej dwóch oczywistych przybliżeń wartości naprężeń. Po pierwsze, z powodu zaniedbania wpływu zginania taśmy na wartość naprężeń, co jest istotne w obszarze zakończenia taśmy. Po drugie, naprężenie ścinające pomiędzy przyległymi czujnikami tensometrycznymi jest uśrednione, przez co wysoka wartość naprężenia ścinającego w obszarze końca taśmy może nie zostać uchwycona. Problem pomiaru, który opisano w Rozdziale 5, przy zastosowaniu różnych typów tensometrów elektrooporowych. Co więcej, średnie naprężenia ścinające uzyskane w wyniku takiego pomiaru bliższe są wartości naprężeń na styku taśma-klej aniżeli styku klej – stal, który jest bardziej narażony na odspojenie. Podobne wnioski można znaleźć m.in. w [247].

6.2. Model numeryczny

Modele analizy MES stworzono z tymi samymi geometriami i parametrami wzmocnienia jak w badaniach laboratoryjnych. Rozkład naprężeń na długości skleiny oraz ich wartości maksymalne, zbadano szczegółowo w obszarze końca taśmy. Do weryfikacji wyników użyto programu ABAQUS®6.12-3. Utworzono płaski model z wykorzystaniem elementów powłokowych typu "shell", uwzględniający całą długość belki. Węzły na końcu belki reprezentowały warunki podparcia w kierunku pionowym. Siatkę pomiarową modelu belki pokazano na Rys.6.1 Stalową belkę, klej i taśmę kompozytową modelowano 4-ro węzłowymi, podwójnie zakrzywionymi elementami powłokowymi bez redukcji punktów całkowania (S4). W celu uzyskania dokładnych wyników naprężeń w obszarze końca taśmy, siatkę w tym obszarze zagęszczono.



Rys.6.1. Model siatki, wycinek wzmocnienia w obszarze zakończenia belki z taśmą:
a) z zakończeniem odwrotnie fazowanym i wypływem kleju,
b) z zakończeniem zwykłym.

Model geometryczny użyty w analizie numerycznej był identyczny z użytym w analizie matematycznej i badaniach laboratoryjnych. W analizie numerycznej rozpatrywano belkę wzmocnioną taśmą długości 1,20 m z zakończeniem zwykłym taśmy oraz odwrotnie fazowanym z wypływem. Założono wymiary i geometrię jak niżej:

- długość belki IPE140 – 2,00m,
- rozpiętość belki w osiach podpór – 1,90m,
- długość taśmy kompozytowej – 1,20m,
- szerokość taśmy kompozytowej – 50mm,

- grubość taśmy kompozytowej – 1,4mm,
- grubość kleiny – 0,6mm,
- zakończenie taśmy – zwykle lub odwrotnie fazowane z wpływem kleju;
- wymiary fazki – brak lub 1,4x1,4mm, tj. ścięcie pod kątem 45°,
- wymiar wpływu kleju – brak lub 2,0x2,0mm lub 2,6x2,6mm lub 3,2x3,2mm.

Właściwości materiałowe:

- zachowanie stali izotropowe, moduł sprężystości 205GPa, współczynnik Poisson'a 0,3;
- zachowanie kleju izotropowe, moduł sprężystości 7,1GPa, współczynnik Poisson'a 0,35; moduł Kirchhoffa 2,63GPa;
- zachowanie kompozytu ortotropowe, moduł sprężystości 210GPa, współczynnik Poisson'a 0,3.

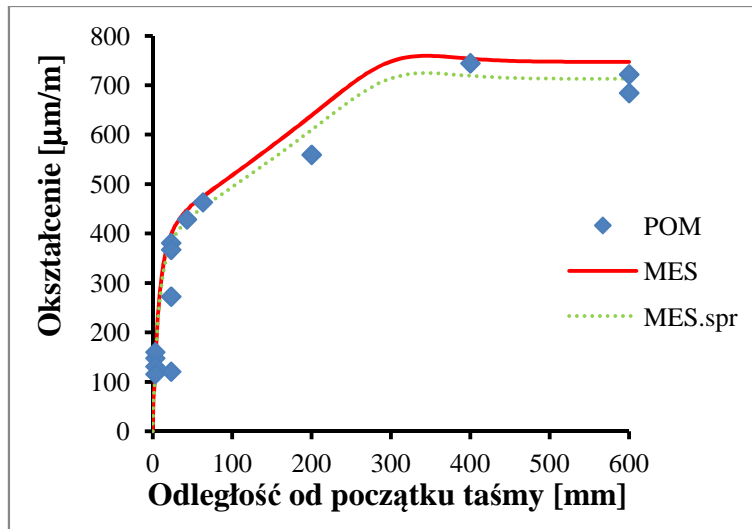
W badaniach laboratoryjnych, wykres zmian naprężeń uzyskano na podstawie odczytu odkształceń postaciowych w przyległych punktach pomiarowych na spodzie taśmy kompozytowej wzmacniającej belkę. W analizie matematycznej, rozkład naprężeń określono na granicy styku klej – stal. W celu zbadania zgodności modelu MES i wyników laboratoryjnych, porównano wartości odkształceń na dolnej powierzchni taśmy kompozytowej. Następnie porównano naprężenia tnące i odrywające w kleju na styku warstw klej – stal z modelu numerycznego z naprężeniami uzyskanymi w kleju w modelu matematycznym. Porównaniom poddano zarówno taśmy o zwykłym zakończeniu, jak i odwrotnie fazowane z wpływem kleju.

6.3. Wyniki analiz numerycznych

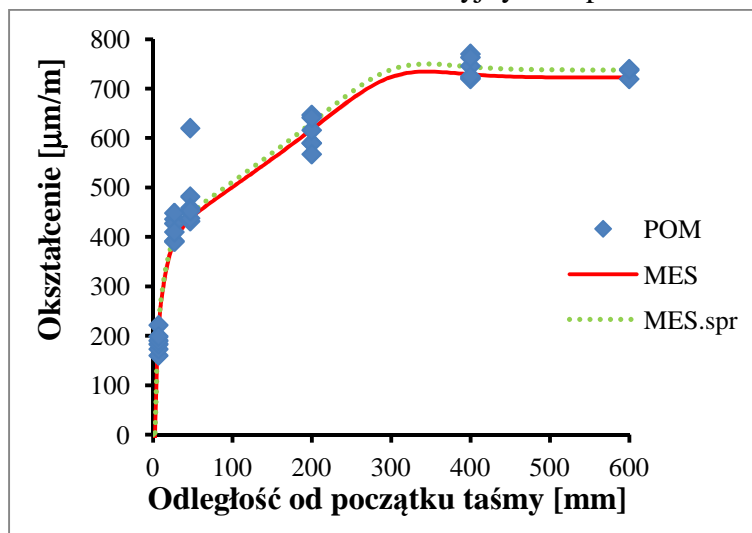
6.3.1. Zgodność wyników modelu MES z laboratoryjnymi

Opierając się na badaniach laboratoryjnych założono, że o zgodności modelu numerycznego z badaniami laboratoryjnymi, będą świadczyć zgodne wartości odkształceń pomierzonych na dolnej krawędzi taśmy kompozytowej. To znaczy, że w celu weryfikacji wyników uzyskanych w analizach MES, porównano wartości obliczonych odkształceń z odczytanymi w badaniach laboratoryjnych, w punktach zgodnych z pomiarowymi.

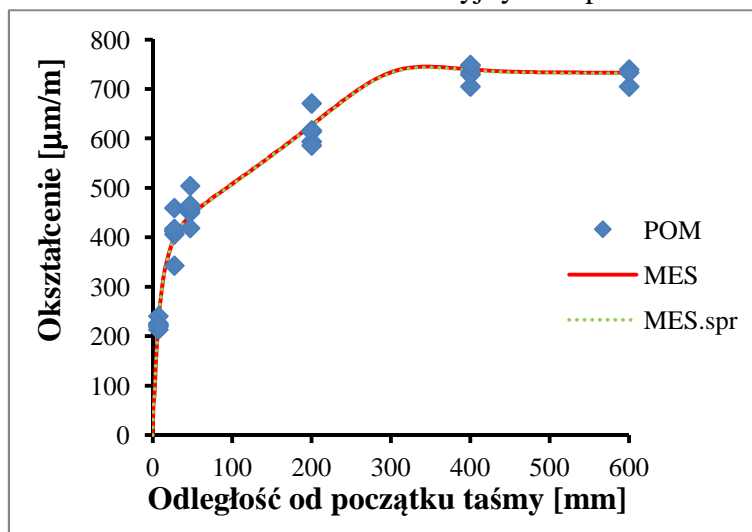
Na rysunkach 6.1÷6.4 przedstawiono porównanie wartości odkształceń postaciowych w kierunku podłużnym taśmy uzyskanych w analizie numerycznej oraz pomierzonych w pomiarach laboratoryjnych. Porównanie przeprowadzono w przypadku obciążenia wzmocnionych belek dwiema siłami skupionymi o wartości 20 kN.



Rys.6.2. Porównanie wykresów odkształceń na spodzie taśmy kompozytowej uzyskanych w analizie MES oraz badaniach laboratoryjnych w próbce 165.120.FA.



Rys.6.3. Porównanie wykresów odkształceń na spodzie taśmy kompozytowej uzyskanych w analizie MES oraz badaniach laboratoryjnych w próbce 200.120.ZA.



Rys.6.4. Porównanie wykresów odkształceń na spodzie taśmy kompozytowej uzyskanych w analizie MES oraz badaniach laboratoryjnych w próbce 200.120.FA.

Na rysunku 6.2 przedstawione zostały wykresy odkształceń na dolnej krawędzi taśmy kompozytowej w próbkach typu 165.120.FA. Niebieskimi punktami oznaczono wartości odkształceń postaciowych odczytanych w pomiarach laboratoryjnych, w przypadku wszystkich trzech próbek. Linią czerwoną, przedstawiony został wykres odkształceń wyznaczony na podstawie analizy numerycznej. Najmniejszy błąd różnicy kwadratów, w przypadku wszystkich próbek typu 165.120.FA, uzyskano przy sprowadzeniu wartości z analizy numerycznej do 95,4% wartości. W związku z tym, można stwierdzić, że różnica pomiędzy wartościami pomierzonymi a wyznaczonymi laboratoryjnie wynosi 4,6%. Wartość różnicy analiz i pomiarów na takim poziomie pozwala stwierdzić, że do obliczeń założono prawidłowy model numeryczny.

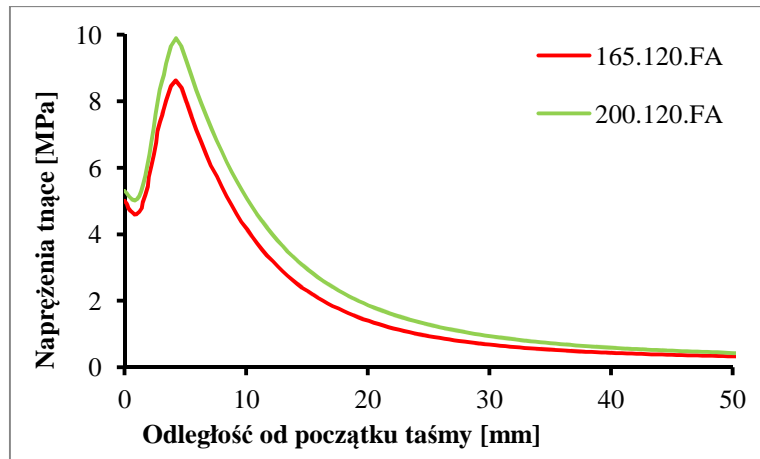
Na rysunku 6.3 przedstawione zostały wykresy odkształceń na dolnej krawędzi taśmy kompozytowej w próbkach typu 200.120.ZA. Niebieskimi punktami oznaczono wartości odkształceń postaciowych odczytanych w pomiarach laboratoryjnych, w przypadku wszystkich trzech próbek. Linią czerwoną, przedstawiony został wykres odkształceń wyznaczony na podstawie analizy numerycznej. Najmniejszy błąd różnicy kwadratów, w przypadku wszystkich próbek typu 200.120.ZA, uzyskano przy sprowadzeniu wartości z analizy numerycznej do 102,1% wartości. W związku z tym, można stwierdzić, że różnica pomiędzy wartościami pomierzonymi a wyznaczonymi laboratoryjnie wynosi 2,1%. Wartość różnicy analiz i pomiarów na takim poziomie pozwala stwierdzić, że do obliczeń założono prawidłowy model numeryczny.

Na rysunku 6.4 przedstawione zostały wykresy odkształceń na dolnej krawędzi taśmy kompozytowej w próbkach typu 200.120.FA. Niebieskimi punktami oznaczono wartości odkształceń postaciowych odczytanych w pomiarach laboratoryjnych, w przypadku wszystkich trzech próbek. Linią czerwoną, przedstawiony został wykres odkształceń wyznaczony na podstawie analizy numerycznej. Najmniejszy błąd różnicy kwadratów, w przypadku wszystkich próbek typu 200.120.FA, uzyskano przy sprowadzeniu wartości z analizy numerycznej do 99,8% wartości. W związku z tym, można stwierdzić, że różnica pomiędzy wartościami pomierzonymi a wyznaczonymi laboratoryjnie wynosi 0,2%. Wartość różnicy analiz i pomiarów na takim poziomie pozwala stwierdzić, że do obliczeń założono prawidłowy model numeryczny.

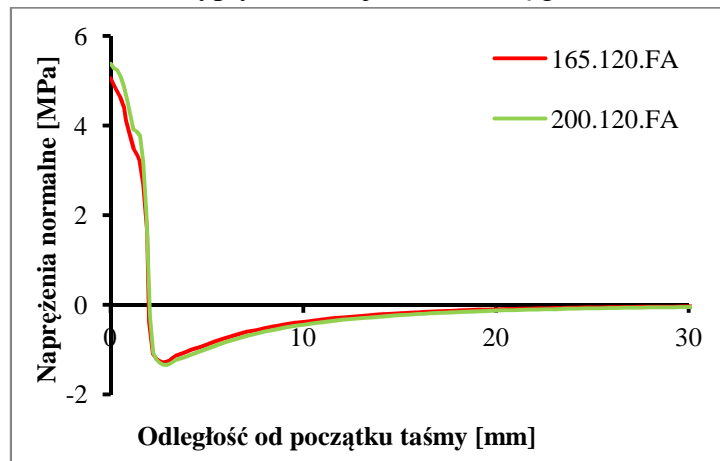
6.3.2. Badania parametryczne

Opierając się na badaniach laboratoryjnych i analizach teoretycznych oczekiwano, że niektóre parametry wymiarowe będą miały istotny wpływ na wartość naprężeń w skleinie. W celu weryfikacji wyników uzyskanych laboratoryjnie i w analizie matematycznej przeprowadzono analizę MES wpływu na wzmocnienie grubości laminatu FRP, modułu sprężystości laminatu FRP, grubość warstwy skleiny i długości wiązania. Właściwości materiału i warunki obciążenia były takie same jak te stosowane w badaniach eksperymentalnych.

Na rysunkach 6.5÷6.6. przedstawiono wykresy naprężeń tnących i normalnych w kleju na granicy styku stal-klej w przypadku obciążenia wzmocnionej belki dwiema siłami skupionymi o wartości 20 kN w przypadku zmiennych geometrii wzmocnienia oraz właściwości materiałowych.

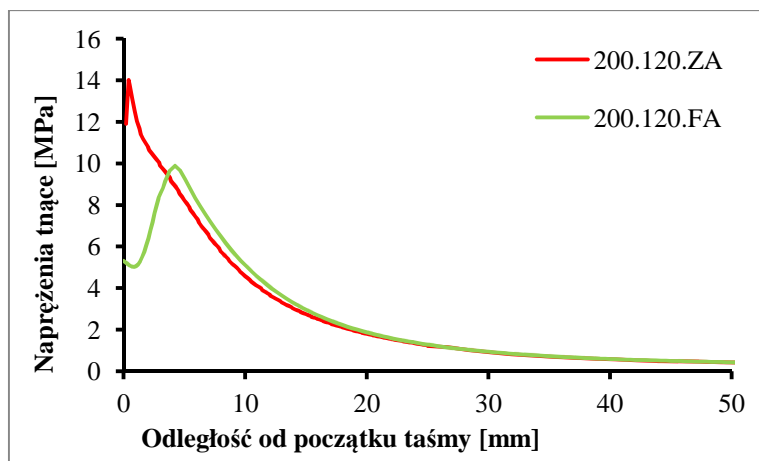


Rys.6.5. Wykresy naprężeń ścinających w skleinie belki wzmocnionej taśmą długości 1200mm, o module 168GPa oraz 210GPa, grubości 1,4mm, zakończonej odwrotnym fazowaniem z wpływem kleju, ze skleiną grubości 0,6mm.

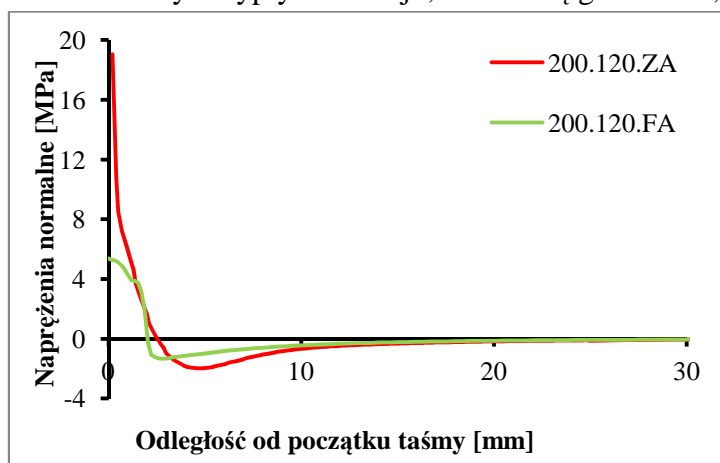


Rys.6.6. Wykresy naprężeń normalnych w skleinie belki wzmocnionej taśmą długości 1200mm, o module 168GPa oraz 210GPa, grubości 1,4mm, zakończonej odwrotnym fazowaniem z wpływem kleju, ze skleiną grubości 0,6mm.

Na podstawie wykresów naprężeń przedstawionych na rysunkach 6.5÷6.6 można stwierdzić, że zastosowanie taśmy o module sprężystości 168 GPa w zamian za taśmę o module 210 GPa, wpływa na obniżenie wartości naprężeń zarówno ścinających i normalnych. Wartość naprężeń ścinających zmalała o 12,8% a normalnych o 5,9%. W porównaniu do wyprowadzonych wzorów na naprężenia ścinające i normalne w skleinie w Rozdziale 5, występuje pewna zgodność. Obliczając wartości maksymalne naprężeń według wzorów matematycznych, wartość naprężeń ścinających zmalała o 11,4% a normalnych o 14,3%. Występuje zatem pewna niezgodność natomiast na akceptowalnym poziomie.



Rys.6.7. Wykresy naprężeń ścinających w skleinie belki wzmocnionej taśmą długości 1200mm, o module 210GPa, grubości 1,4mm, z zakończeniem zwykłym oraz odwrotnym fazowaniem taśmy i wypływem kleju, ze skleiną grubości 0,6mm.



Rys.6.8. Wykresy naprężeń normalnych w skleinie belki wzmocnionej taśmą długości 1200mm, o module 210GPa, grubości 1,4mm, z zakończeniem zwykłym oraz odwrotnym fazowaniem taśmy i wypływem kleju, ze skleiną grubości 0,6mm.

Na podstawie wykresów naprężeń przedstawionych na rysunkach 6.7÷6.8 można stwierdzić, że zastosowanie taśmy odwrotnie fazowanej z wypływem kleju w zamian za taśmę zakończoną w sposób zwykły, wpływa na obniżenie wartości naprężeń ścinających i normalnych. Wartość naprężeń ścinających zmalała o 29,4% a normalnych o 71,79%. W porównaniu do wyprowadzonych wzorów na naprężenia ścinające i normalne w skleinie w Rozdziale 5, występuje pewna zgodność. Obliczając wartości maksymalne naprężeń według wzorów matematycznych, wartość naprężeń ścinających zmalała o 16,0% a normalnych o 68,4%. W tym przypadku, występuje pewna niezgodność obniżenia wartości naprężeń, jednakże na dodatkowy plus.

6.3.3. Porównanie wykresów naprężeń po długości skleiny z pomiarów tensometrycznych, analizy matematycznej i analizy numerycznej

Opierając się na wartościach naprężeń ścinających uzyskanych w badaniach laboratoryjnych oraz obliczonych wartościach naprężeń ścinających i normalnych uzyskanych w analizach matematycznych i numerycznych, dokonano porównania wartości i przebiegu

naprężeń w skleinie. Na rysunkach 6.9.÷6.14 przedstawiono przebiegi naprężeń ścinających i normalnych na długości skleiny, w przypadku wzmocnionych belek obciążonych dwiema siłami skupionymi o wartości 20kN.

Opisy wykresów oznaczają:

POM – wartość naprężeń średnich ścinających wyznaczonych na podstawie pomiarów tensometrycznych, w różnych punktach pomiarowych w przypadku grupy próbek.

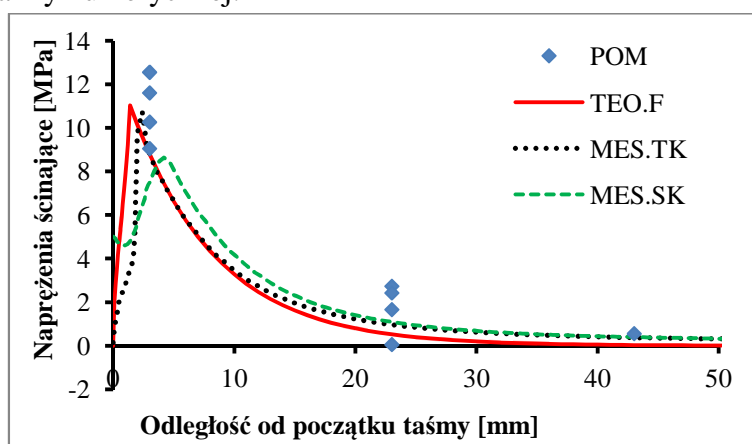
TEO.Z – wartość naprężeń wyznaczonych na podstawie wzorów teoretycznych przy obliczaniu taśmy ze zwykłym zakończeniem.

TEO.F – wartość naprężeń wyznaczonych na podstawie wzorów teoretycznych przy obliczaniu taśmy zakończeniem fazowanym.

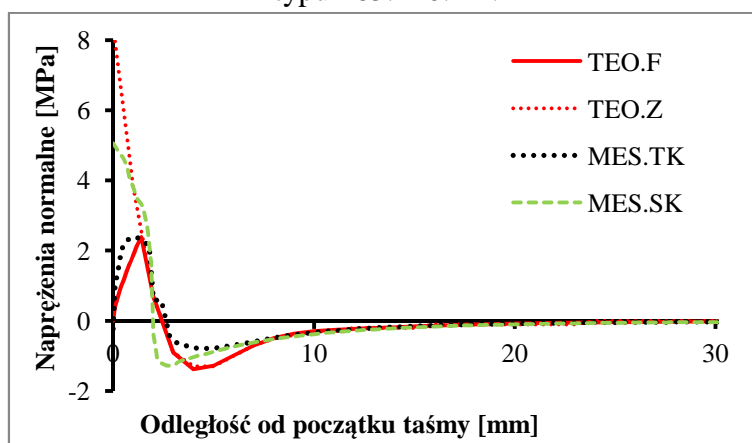
MES.TK – wartość naprężeń wyznaczonych na numerycznie na granicy styku taśma – klej.

MES.SK – wartość naprężeń wyznaczonych na numerycznie na granicy styku stal – klej.

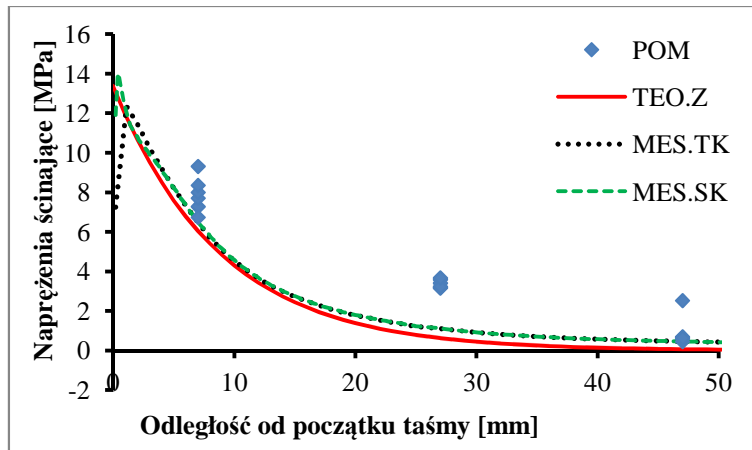
Występowanie obliczonych metodą MES dwóch typów naprężeń ścinających i normalnych, spowodowane jest ich różnicą w zależności od granicy kontaktu. W badaniach matematycznych przeprowadzonych w Rozdziale 5, wartości uzyskiwane są z pewnymi uproszczeniami, między innymi stałością naprężeń na grubości kleju. Powoduje to uzyskanie tylko jednej wartości naprężeń ścinających i normalnych w kleju. Z tego powodu, przeprowadza się porównanie wartości naprężeń teoretycznych z oboma typami naprężeń uzyskanymi z analizy numerycznej.



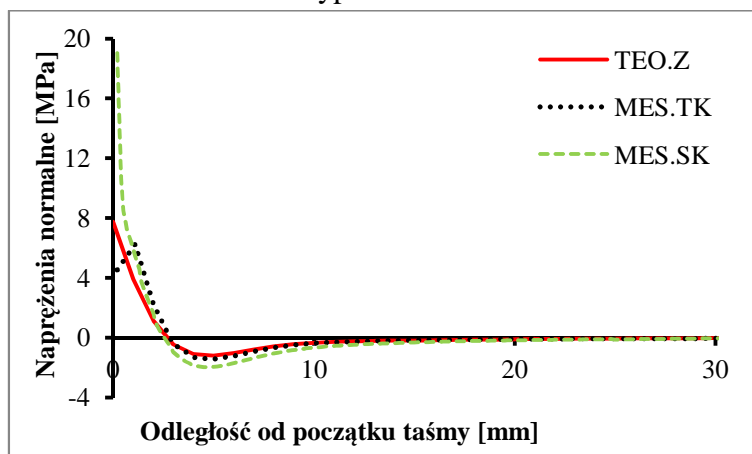
Rys.6.9. Porównanie wartości i przebiegu naprężeń ścinających w skleinie wzmocnionej belki typu 165.120.FA.



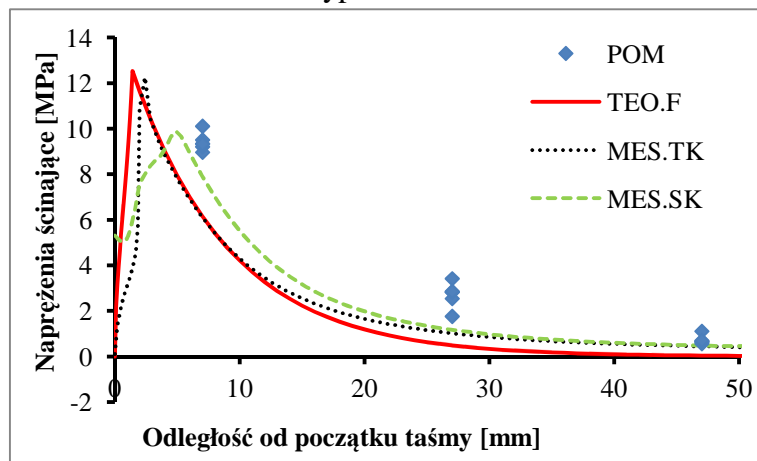
Rys.6.10. Porównanie wartości i przebiegu naprężeń normalnych w skleinie wzmocnionej belki typu 165.120.FA.



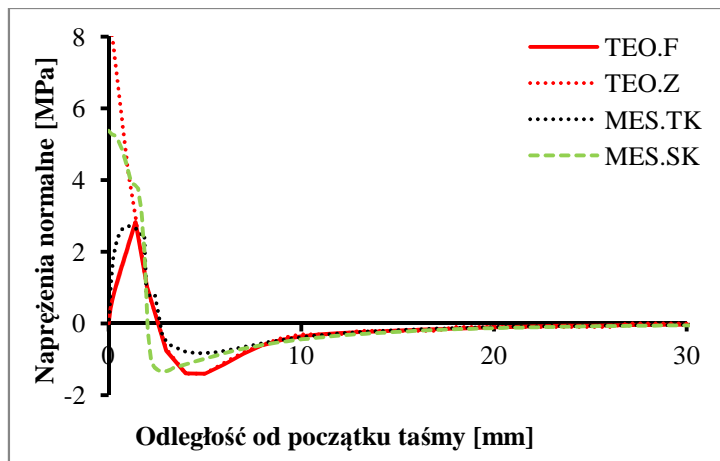
Rys.6.11. Porównanie wartości i przebiegu naprężeń ścinających w skleinie wzmocnionej belki typu 200.120.ZA.



Rys.6.12. Porównanie wartości i przebiegu naprężeń normalnych w skleinie wzmocnionej belki typu 200.120.ZA.



Rys.6.13. Porównanie wartości i przebiegu naprężeń ścinających w skleinie wzmocnionej belki typu 200.120.FA.



Rys.6.14. Porównanie wartości i przebiegu naprężeń normalnych w sklecinie wzmocnionej belki typu 200.120.FA.

Analizując wykresy na rysunkach 6.9, 6.11, 6.13 można zauważyć, że wyznaczone na podstawie analizy MES wykresy naprężeń ścinających i wartości maksymalne pokrywają się z wynikami uzyskanymi w laboratorium oraz w obliczeniach matematycznych według wzoru (5.235). W przypadku naprężeń ścinających obliczanych teoretycznie i metodą MES, występuje nieznaczne przeszacowanie wartości ścinających naprężeń maksymalnych (teoretycznych) na poziomie 2,1 – 2,6% w stosunku do wyników uzyskanych MES. Wartość ścinających naprężeń maksymalnych odczytanych na podstawie pomiarów tensometrycznych w stosunku do obliczonych MES wynosi 101,3% w przypadku próbek 165.120.FA, 76,8% w przypadku próbek 200.120.ZA oraz 56,3% w przypadku próbek 200.120.FA. Wyniki te pokazują podobne wartości jak w przypadku badań analitycznych.

Analizując wykresy na rysunkach 6.10, 6.12, 6.14 zauważamy, że wyznaczone na podstawie MES wykresy naprężeń normalnych praktycznie na całej długości pokrywają się z wynikami uzyskanymi w obliczeniach matematycznych według wzoru (5.251). W przypadku wartości maksymalnych uzyskano zgodność wyników MES i analitycznych w przypadku naprężeń normalnych na granicy styku taśma – klej. Na granicy stal – klej, wartości naprężeń maksymalnych wyznaczonych analitycznie różnią się od wartości uzyskanych MES. W przypadku naprężeń obliczanych metodą uwzględnienia fazowania w taśmach fazowanych, występuje niedoszacowanie wartości naprężeń maksymalnych (teoretycznych) na granicy styku stal – klej, na poziomie 47 – 53%. W przypadku naprężeń obliczanych metodą nie uwzględnienia fazowania w taśmach fazowanych, występuje przeszacowanie wartości naprężeń maksymalnych (teoretycznych) na granicy styku stal – klej, na poziomie 65 – 66%. W przypadku naprężeń obliczanych metodą zwykłą w taśmach ze zwykłym zakończeniem, występuje niedoszacowanie wartości naprężeń maksymalnych (teoretycznych) na granicy styku stal – klej, na poziomie 54,9%.

6.3.4. Zgodność wyników analizy MES z pomiarami laboratoryjnymi i analizą matematyczną

W tabeli 6.1 przedstawiono wyniki pomierzonych w laboratorium (Pomierzone), obliczonych według wzoru (5.235) (Teoria) oraz metodą elementów skończonych (MES) wartości maksymalnych naprężeń ścinających oraz dokonano ich porównania.

Tabela 6.1. Porównanie wartości naprężeń ścinających

Typ próbek	Pomierzone [MPa]	Teoria [MPa]	MES		Pomierzone/ teoria [%]	Pomierzone/ maks. MES [%]	Teoria/maks. MES [%]
			taśma-klej	stal-klej			
			[MPa]	[MPa]			
165.120.FA	10,874	11,026	10,736	8,629	98,62	101,29	102,70
200.120.FA	9,419	12,531	12,270	9,895	75,17	76,76	102,13
200.120.ZA	7,899	14,380	12,348	14,020	54,93	56,34	102,57

W tabeli 6.2 zestawiono wyniki obliczonych według wzoru (5.251)(Teoria) i metodą elementów skończonych (MES) wartości maksymalnych naprężeń normalnych oraz dokonano ich porównania. Opis „Teoria Z” oznacza wyznaczanie naprężeń normalnych w próbkach metodą bez uwzględnienia fazowania (według wzoru 5.251), a „Teoria F” oznacza wyznaczanie naprężeń normalnych w próbkach z uwzględnieniem fazowania (według wzoru 5.251).

Tabela 6.2. Porównanie wartości naprężeń normalnych

Typ próbek	Teoria		MES		Teoria Z /maks MES [%]	Teoria F /maks MES [%]
	zwykłe	fazowane	taśma-klej	stal-klej		
	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]		
165.120.FA	8,400	2,390	2,380	5,062	165,94%	47,21%
200.120.FA	8,900	2,833	2,717	5,381	165,40%	52,65%
200.120.ZA	8,585	n.d.	6,252	19,037	54,90%	n.d.

Na podstawie wyników przedstawionych w tabeli 6.1 można stwierdzić zgodność analizy numerycznej i teoretycznej. Wartości teoretyczne i numeryczne wykazują niewielkie różnice w wartości maksymalnych naprężeń ścinających w próbkach typu 165.120.FA, w granicach +1,3%/-1,4%. Wartości teoretyczne i numeryczne wykazują podobne przeszacowanie wartości maksymalnych naprężeń ścinających w próbkach typu 200.120.FA, w granicach 23,2 – 24,8% oraz 43,7 – 45,1% w próbkach 200.120.ZA. Stosunek wartości maksymalnych naprężeń ścinających uzyskanych analitycznie do numerycznych jest na stałym poziomie w granicach 102,1 – 102,7%.

Na podstawie wyników przedstawionych w tabeli 6.2 można stwierdzić pewną niezgodność analizy numerycznej i teoretycznej. Wartości teoretyczne i numeryczne wykazują różnice w wartości maksymalnych naprężeń normalnych. Jednakże, w przypadku próbek z zakończeniem taśmy odwrotnie fazowanym z wpływem kleju, wartości numeryczne znajdują się w przybliżeniu w połowie wartości różnicy pomiędzy obliczeniem metodą zwykłą, a metodą z uwzględnieniem fazowania zakończenia taśmy. W przypadku próbek ze zwykłym zakończeniem (200.120.ZA), występuje niedoszacowanie wartości maksymalnych naprężeń normalnych obliczonych teoretycznie w stosunku do wyników analizy MES o 54,9%.

6.4. Wnioski z przeprowadzonej analizy obliczeniowej MES

W niniejszym rozdziale opisane zostały wyniki przeprowadzonej analizy metodą elementów skończonych. Na podstawie powyższych rozważań można wyciągnąć następujące wnioski:

1. Występuje zgodność wyników odkształceń postaciowych pomierzonych w trakcie własnych badań laboratoryjnych, w punktach pomiarowych na dolnej krawędzi taśmy odkształceń oraz wyznaczonych za pomocą modelu numerycznego można stwierdzić zadowalającą zgodność wyników. Na podstawie trzech typów próbek określono, że różnice w pomiarach laboratoryjnych i modelu numerycznym wynoszą poniżej 5% wartości. Różnice wyników określono metodą najmniejszej sumy kwadratów różnic. Najlepszą zgodność wyników uzyskano w przypadku próbek typu 200.120.FA, gdzie różnica wynosiła zaledwie 0,2%. Największy błąd osiągnął wartość 4,6% w przypadku próbek typu 165.120.FA, wyniki MES były przeszacowane. W przypadku próbek typu 200.120.ZA uzyskano błąd niedoszacowania wartości odkształceń na poziomie 2,1%.
2. Stwierdza się zadowalającą zgodność wyników na podstawie przeprowadzonych badań parametrycznych teoretycznych i numerycznych, dotyczących wpływu modułu sprężystości taśmy kompozytowej oraz sposobu zakończenia przyklejonej taśmy wzmacniającej. Badania przeprowadzone dwoma metodami obliczeniowymi, wykazały wpływ zmian opisanych parametrów na zmianę wartości naprężeń ścinających i normalnych. Kierunki zmian wartości naprężeń oraz ich fizyczne wartości, również były zbliżone. W odniesieniu do wyników naprężeń odczytanych w pomiarach laboratoryjnych, świadczy to o prawidłowym doborze modelu MES oraz matematycznego.
3. Wykresy naprężeń ścinających i wartości maksymalne pokrywają się z wynikami uzyskanymi w laboratorium oraz w obliczeniach matematycznych według wzoru (5.235). W przypadku naprężeń ścinających obliczanych teoretycznie i numerycznie, występuje nieznaczne przeszacowanie wartości ścinających naprężeń maksymalnych (teoretycznych) na poziomie 2,1 – 2,6% w stosunku do wyników uzyskanych numerycznie. Wartości ścinających naprężeń maksymalnych odczytanych na podstawie pomiarów tensometrycznych w stosunku do obliczonych MES pokazują podobne wartości jak w przypadku badań analitycznych.
4. Wykresy naprężeń normalnych praktycznie na całej długości pokrywają się z wynikami uzyskanymi w obliczeniach matematycznych według wzoru (5.251). W przypadku wartości maksymalnych uzyskano zgodność wyników numerycznych i analitycznych w przypadku naprężeń normalnych na granicy styku taśma – klej. Na granicy stal – klej, wartości naprężeń maksymalnych wyznaczonych analitycznie różnią się od wartości uzyskanych numerycznie. W przypadku naprężeń obliczanych metodą uwzględnienia fazowania w taśmach fazowanych, występuje niedoszacowanie wartości naprężeń maksymalnych (teoretycznych) na granicy styku stal – klej. W przypadku naprężeń obliczanych metodą nie uwzględnienia fazowania w taśmach fazowanych, występuje przeszacowanie wartości naprężeń maksymalnych (teoretycznych) na granicy styku stal – klej. W przypadku naprężeń obliczanych metodą zwykłą w taśmach ze zwykłym zakończeniem, występuje niedoszacowanie wartości naprężeń maksymalnych (teoretycznych) na granicy styku stal – klej. W przyszłych pracach należy skupić się nad znalezieniem odpowiedniego modelu

naprężeń normalnych, który pozwoli na jednoznaczne stwierdzenie zgodności naprężeń normalnych w obszarze końcowym skleiny.

5. Wartości teoretyczne i numeryczne wykazują niewielkie różnice w wartości maksymalnych naprężeń ścinających w próbkach typu 165.120.FA. Wartości teoretyczne i numeryczne wykazują podobne przeszacowanie wartości maksymalnych naprężeń ścinających w próbkach typu 200.120.FA oraz w próbkach 200.120.ZA. Stosunek wartości maksymalnych naprężeń ścinających uzyskanych analitycznie do numerycznych jest na stałym poziomie w granicach 102,1 – 102,7%.
6. Występuje pewna niezgodność analizy MES i analitycznej. Wartości wykazują różnice w wielkościach maksymalnych naprężeń normalnych. Jednakże, w przypadku próbek z zakończeniem taśmy odwrotnie fazowanym z wpływem kleju, wartości obliczeniowe znajdują się w przybliżeniu w połowie różnicy pomiędzy wielkościami obliczonymi metodą zwykłą, a metodą z uwzględnieniem fazowania zakończenia taśmy. W przypadku próbek ze zwykłym zakończeniem, występuje niedoszacowanie wartości maksymalnych naprężeń normalnych obliczonych teoretycznie w stosunku do wyników analizy MES o 54,9%.
7. Zmiana wartości naprężeń na grubości skleiny nie jest bez znaczenia. Naprężenie normalne w górnym rogu skleiny ma wartość dodatnią oraz ujemną w dolnym rogu. W rzeczywistości, ujemne naprężenie przy dolnym narożniku nie przyczynia się do uszkodzenia wiązania. Odrywanie jest wynikiem dodatnich naprężeń normalnych skupionych w górnym rogu na końcu skleiny, co opisano w [281]. Zmiana wartości naprężeń na grubości skleiny ma większe znaczenie w przypadku naprężeń normalnych. Obliczona teoretycznie wartość naprężeń normalnych różni się znacząco w stosunku do wyniku uzyskanego numerycznie, w przypadku granicy styku stal – klej, szczególnie w próbkach wzmocnionych taśmami o zwykłym zakończeniu.
8. Potwierdzając zgodność analiz MES w stosunku do metody analitycznej i pomiarów laboratoryjnych, założono w przypadku wyników uzyskanych analitycznie, że zwiększenie grubości skleiny lub zwiększenie długości zakotwienia powoduje obniżenie wartości maksymalnych naprężeń ścinających i normalnych w skleinie. Założono również, że zwiększenie grubości taśmy kompozytowej powoduje zwiększenie wartości maksymalnych naprężeń ścinających oraz ograniczenie naprężeń odrywających.

7. PODSUMOWANIE I WNIOSKI

7.1. Posumowanie

W ramach niniejszej rozprawy Autor przeprowadził szeroki przegląd literaturowy z zakresu wzmacniania konstrukcji stalowych przyklejonymi materiałami kompozytowymi. Autor rozprawy przeprowadził badania własne, w zakres których wchodziły badania laboratoryjne o szerokim zakresie pomiarów, badania teoretyczne oraz badania numeryczne. Celem niniejszych poszukiwań było potwierdzenie tez założonych na początku opracowania o możliwości stosowania doklejanych elementów kompozytowych FRP do elementów stalowych jako efektywnej metody podnoszenia nośności konstrukcji stalowych oraz wpływu zmian parametrów wzmocnienia na jego nośność.

W trakcie własnych badań laboratoryjnych dokonano wyboru geometrii końców złącza odrzucając te, które są trudne do wykonania w rzeczywistych warunkach budowlanych oraz zbadano wpływ zmian parametrów wzmocnienia na jego nośność. Badania laboratoryjne przeprowadzono na 78 próbkach rozciąganych, 18 zginanych trójpunktowo płaskownikach oraz. Celem badań było określenie wpływu ukształtowania kleju i taśmy na jej końcu w skleinie na wytrzymałość złącza i postać zniszczenia rozciąganego złącza klejowego. Cel ten osiągnięto.

W drugiej fazie pierwszego etapu dokonano weryfikacji wyników z fazy pierwszej. W tym etapie badania, sprawdzono trzy zakończenia wybrane z ośmiu użytych w fazie pierwszej. Sprawdzenie przeprowadzono na 18 wzmocnionych płaskownikach stalowych poddanych trójpunktowemu zginaniu.

W drugim etapie badań, na 19 dwuteownikach poddanych czteropunktowemu zginaniu, zbadano m.in. wpływ przyklejenia taśmy kompozytowej na podniesienie nośności wzmacnianych dwuteowników. Poszukiwano efektywnej długości zakotwienia oraz rozpatrywano wpływ grubości warstwy kleju i modułu sprężystości taśmy kompozytowej oraz zakończenia taśmy na nośność układu wzmocnienia.

W badaniach analitycznych określono wzory na naprężenia ścinające i normalne w skleinie stalowej belki dwuteowej wzmocnionej przyklejoną taśmą kompozytową. Rozpoznanie wykresów i wartości maksymalnych tych naprężeń w skleinie pozwala na zrozumienie przyczyn zniszczenia złącza przez odspojenie taśmy. Świadomość wykresów naprężeń pozwala również na stworzenie odpowiednich reguł projektowych. Rozwiązanie naprężeń ścinających użyte w niniejszej rozprawie zakłada pewne uproszczenia, jednakże pozwoliło to na uzyskanie stosunkowo prostych wyrażeń na wartości naprężeń na długości skleiny.

W przeprowadzonej analizie MES oczekiwano uzyskania wyników odkształceń postaciowych i naprężeń w zginanej belce, które pozwolą na potwierdzenie zgodności analizy numerycznej z wynikami laboratoryjnymi oraz wynikami z analizy teoretycznej.

7.2. Wnioski

Na podstawie przeprowadzonych w niniejszej pracy badań laboratoryjnych, analitycznych oraz MES można opisać następujące wnioski:

1. Wzmacnianie konstrukcji stalowych przez doklejanie kompozytów CFRP wymaga doboru odpowiedniego kleju, przygotowania klejonych powierzchni, określenia optymalnej długości wiązania oraz wyboru sposobu i typu zakotwienia taśm w celu uzyskania optymalnego złącza pomiędzy sklejanymi materiałami.
2. Doklejanie elementów FRP do elementów stalowych jest efektywną metodą podnoszenia nośności konstrukcji stalowych, co pokazały w szczególności próbki z taśmami o długości 1,20 m przy odwrotnym fazowaniu taśmy i z wypływem kleju w zakończeniu złącza.
3. Odpowiednie ukształtowanie końca taśmy FRP lub kleju, ma wpływ na wytrzymałość układu stal – skleina – taśma CFRP. Zastosowanie odwrotnego fazowania taśmy i wypływu kleju powoduje obniżenie wartości maksymalnych naprężeń w skleinie w stosunku do zwykłego zakończenia taśmy. Wartość maksymalnych naprężeń ścinających w skleinie, po zastosowaniu fazowania taśmy i wypływu kleju, spadła o 16,0% lub 29,4%, a naprężeń normalnych o 68,4% lub 71,2% w zależności od podejścia tematu analitycznie lub numerycznie. W badaniach laboratoryjnych fazowanie taśmy spowodowało obniżenie naprężeń ścinających o 29,6%.
4. Grubość kleju ma wpływ na długość zakotwienia. Ze wzrostem grubości skleiny naprężenia maksymalne w skleinie spadają. Jednakże, zwiększenie grubości skleiny powoduje obniżenie wartości naprężeń maksymalnych, które jest zdolna przenieść skleina. Określona jako najbardziej efektywna długość zakotwienia 265 mm pozwoliła na osiągnięcie najwyższych wyników wytrzymałościowych. Należy jednak pamiętać, że na nośność układu z długością zakotwienia miał wpływ typu zakończenia taśmy kompozytowej i kleju w złączu.
5. Wraz ze wzrostem długości zakotwienia, naprężenia maksymalne w skleinie spadają. W przypadku zastosowania długości zakotwienia 165 mm, maksymalne naprężenia ścinające i normalne w skleinie spadły o 18,2%, w stosunku do naprężeń w skleinie przy długości zakotwienia 65 mm. W przypadku zastosowania długości zakotwienia 265 mm, maksymalne naprężenia ścinające i normalne w skleinie spadły o 36,4% w stosunku do naprężeń w skleinie przy długości zakotwienia 65mm Wzrost długości zakotwienia podnosi poziom nośności układu wzmocnienia.
6. Wraz ze zwiększeniem modułu sprężystości taśmy kompozytowej, naprężenia maksymalne w skleinie rosną. W przypadku zastosowania taśmy wysokomodułowej (210GPa), maksymalne naprężenia ścinające w skleinie wzrosły o 13,6%, a normalne o 18,5% w stosunku do naprężeń w skleinie przy zastosowaniu taśmy o module sprężystości 168 GPa. Zastosowanie taśmy o wyższym module w warunkach rzeczywistych pozwala na osiągnięcie wyższej nośności układu oraz bardziej efektywnego wpływu wzmocnienia.

7. Grubość taśmy kompozytowej zastosowanej do wzmocnienia elementu wpływa na wartość maksymalnych naprężeń w skleinie. Ze wzrostem grubości taśmy, rośnie wartość maksymalnych naprężeń ścinających w skleinie. Zwiększenie grubości taśmy ma również wpływ na obniżenie wartości maksymalnych naprężeń normalnych w skleinie z powodu zwiększenia sztywności taśmy.
8. Wyprowadzone rozwiązanie na naprężenia ścinające w skleinie wykazało bardzo dobrą zgodność wyników teoretycznych z pomierzonymi. Średni błąd w wartości maksymalnych naprężeń ścinających, tj. różnica między wynikiem teoretycznym i praktycznym z prawdopodobieństwem wstąpienia 95% wyniósł 0,78% przy próbkach z dokładniejszym odczytem odkształceń oraz 19,46% przy próbkach z pomiarem niższej dokładności.
9. Wystąpiła zgodność wyników pomierzonych odkształceń postaciowych w trakcie własnych badań laboratoryjnych, w punktach pomiarowych na dolnej krawędzi taśmy odkształceń oraz wyznaczonych za pomocą modelu numerycznego można stwierdzić zadowalającą zgodność wyników. Na podstawie trzech typów próbek określono, że różnice w pomiarach laboratoryjnych i modelu numerycznym wynoszą poniżej 5% wartości. Różnice wyników określono metodą najmniejszej sumy kwadratów różnic. Najlepszą zgodność wyników uzyskano w przypadku próbek typu 200.120.FA, gdzie różnica wynosiła zaledwie 0,2%. Największy błąd osiągnął wartość 4,6% w przypadku próbek typu 165.120.FA, wyniki numeryczne były przeszacowane. W przypadku próbek typu 200.120.ZA uzyskano błąd niedoszacowania wartości odkształceń na poziomie 2,1%.
10. Stwierdzono zadowalającą zgodność wyników na podstawie przeprowadzonych badań parametrycznych analitycznych i metodą elementów skończonych, dotyczących wpływu modułu sprężystości taśmy kompozytowej oraz sposobu zakończenia przyklejonej taśmy wzmacniającej. Badania przeprowadzone obiema metodami obliczeniowymi, wykazały wpływ zmian opisanych parametrów na zmianę wartości naprężeń ścinających i normalnych. Kierunki zmian wartości naprężeń oraz ich fizyczne wartości, również były zbliżone. W odniesieniu do wyników naprężeń odczytanych w pomiarach laboratoryjnych, świadczy to o prawidłowym doborze modelu numerycznego oraz matematycznego.
11. Wykresy naprężeń ścinających i wartości maksymalne uzyskane numerycznie, pokrywają się z wynikami uzyskanymi w laboratorium oraz w obliczeniach matematycznych według wzoru (5.235). W przypadku naprężeń ścinających obliczanych teoretycznie i numerycznie, występuje nieznaczne przeszacowanie wartości ścinających naprężeń maksymalnych (teoretycznych) na poziomie 2,1 – 2,6% w stosunku do wyników uzyskanych numerycznie. Wartości ścinających naprężeń maksymalnych odczytanych na podstawie pomiarów tensometrycznych w stosunku do obliczonych numerycznie pokazują podobne wartości jak w przypadku badań analitycznych.
12. Wykresy naprężeń normalnych uzyskane numerycznie, praktycznie w pełni pokrywają się z wynikami uzyskanymi w obliczeniach matematycznych według wzoru (5.251).

W przypadku wartości maksymalnych uzyskano zgodność wyników numerycznych i analitycznych w przypadku naprężeń normalnych na granicy styku taśma – klej. Na granicy stal – klej, wartości naprężeń maksymalnych wyznaczonych analitycznie różnią się od wartości uzyskanych numerycznie. Nie świadczy to jednak o braku prawidłowości modelu, a potrzebie głębszej kalibracji.

13. Wartości teoretyczne i numeryczne wykazują niewielkie różnice w wartości maksymalnych naprężeń ścinających. Stosunek wartości maksymalnych naprężeń ścinających uzyskanych analitycznie do numerycznych jest na stałym poziomie w granicach 102,1 – 102,7%.
14. Zmiana wartości naprężeń na grubości skleiny nie jest bez znaczenia. Zmiana wartości naprężeń na grubości skleiny ma większe znaczenie w przypadku naprężeń normalnych. Obliczona teoretycznie wartość naprężeń normalnych różni się od wyniku uzyskanego numerycznie, w przypadku granicy styku stal – klej, szczególnie w próbkach wzmocnionych taśmami o zwykłym zakończeniu.
15. Uzyskano wszystkie cele założone w niniejszej rozprawie oraz dowiedziono prawidłowości założonych w pracy tez.

7.3. Przyszłe prace

Przyszłe prace mogą być skierowane w kilku kierunkach, tak aby rozwijać wiedzę i zwiększyć zaufanie do korzystania z taśm CFRP, jak również uzyskać bardziej szczegółową wiedzę na temat zachowania wiązania pomiędzy kompozytem CFRP i powierzchnią stalową oraz trwałości układu. Kierunki badań mogą być następujące:

1. Określenie trwałości układu wzmocnienia w warunkach środowiskowych. Pogorszenie właściwości złącza klejonego może wystąpić z powodu korozji lub pogorszenia właściwości mechanicznych kleju w spoinie na skutek długotrwałego działania ekstremalnych temperatur, wilgoci oraz czynników związanych z nieprawidłowym utrzymaniem. Czynniki te należy wziąć pod uwagę i określić sposoby przeciwdziałania osłabienia złącza w długoletniej perspektywie.
2. Z powodu różnic we współczynnikach rozszerzalności termicznej stali i CFRP, w skleinie mogą wystąpić naprężenia, mogące spowodować zniszczenie układu wzmocnienia. Należy rozpoznać zachowanie wzmocnionej belki pod obciążeniem termicznym, tak aby możliwe było określenie odpowiednich procedur klejenia taśm do belek stalowych w zależności od występujących temperatur i określić procedury wyznaczania zachowania układu wzmocnienia w zależności od zmian temperatury.
3. Występowanie maksymalnych naprężeń w złączu w pobliżu końca taśmy kompozytowej zostało określone laboratoryjnie, analitycznie i numerycznie. Przydatne byłoby wyprowadzenie nieniszczących metod badawczych obliczania wytrzymałości złącza w tych obszarach np. na podstawie właściwości mechanicznych i fizycznych kleju, taśmy i jakości przygotowanego podłoża.
4. Efekt opóźnienia ścinania w przekroju wzmocnionym powodujący, że powierzchnia efektywna przenoszenia rozciągania może być mniejsza niż całkowite obliczone pole

przekroju rozciąganego, nie został zbadany. Należy zbadać możliwość występowania tego efektu w warunkach rzeczywistych, tj. próbek o wymiarach zbliżonych do rzeczywistych

5. Wpływ odpowiedniego kształtowania zakończenia taśmy i warstwy kleju na nośność złącza przy obciążeniu statycznym był widoczny. Należy jednak potwierdzić, czy takie rozwiązanie ma wpływ na wytrzymałość złącza przy obciążeniu zmęczeniowym, czy niezbędne jest stosowanie dodatkowych mocowań taśmy, np. klamer.
6. Należy zbadać trwałość układu wzmocnienia pod obciążeniami dynamicznym i zmęczeniowym.
7. Należy sprawdzić efekty wzmocnienia elementów stalowych sprężonymi taśmami CFRP, które w odróżnieniu od taśm niesprężonych mogą być wykorzystane w większym zakresie i w sposób bardziej efektywny wykorzystać właściwości materiałów FRP.
8. W przyszłych pracach należy skupić się nad znalezieniem odpowiedniego modelu naprężeń normalnych, który pozwoli na jednoznaczne stwierdzenie zgodności naprężeń normalnych w obszarze końcowym skleiny.

8. LITERATURA

- 1 Łagoda M.: "Wzmacnianie mostów przez doklejanie elementów". Wydawnictwo Politechniki Krakowskiej, Kraków 2005
- 2 Jasakow M., Rybak M.: „Pierwszy most klejony w Polsce”, Drogownictwo 5/1965
- 3 Kajfasz S.: „Concrete beams with reinforcement bonded by gluing”, Preliminary investigations, RILEM, Paris 1967
- 4 M. Rybak: Wybrane zagadnienia połączeń klejowych. Prace Centralnego Ośrodka Badań i Rozwoju Techniki Drogowej. Seria – Monografie nr 1/73. Warszawa 1973
- 5 G. Łagoda, M. Łagoda: Strengthening steel bridge across Vistula River in Poland. 33rd IABSE Symposium, Bangkok, Thailand, September 9-11, 2009, Sustainable Infrastructure Environment Friendly, Safe and Resource Efficient Vol. 96
- 6 Furtak K.: "Zastosowanie materiałów kompozytowych do wzmacniania oczepów wiaduktu drogowego", Konferencja Naukowo-Techniczna „Zagadnienia materiałowe w inżynierii lądowej. MATBUD 2000” Kraków-Mogilany, Wydawnictwo Politechniki Krakowskiej, Kraków 2000
- 7 Łagoda G., Łagoda M.: „Wzmocnienie kompozytami ustroju nośnego wielopoziomowego parkingu w porcie lotniczym im. F. Chopina w Warszawie”. Archiwum Instytutu Inżynierii Lądowej / Politechnika Poznańska, Nr 10/2011, s 169-174.
- 8 Charles D.: "Application of Advanced Materials_ A Case Study on Actual Bridge Performance". NSF-REU 2006
- 9 Ajdukiewicz A., Hulimka J., Chylińska A., Własczuk M.: "Awaria i rekonstrukcja dolnej części nośnej chłodni kominowej", Materiały konferencji naukowo-technicznej nt. „Awary budowlane – Badania, diagnostyka, naprawy, rekonstrukcje”, 20-23 maja 2003, Szczecin-Międzyzdroje
- 10 Harries K.A., Rickles J.R., Pessiki S., Sause R.: "Rehabilitation of lap-splices in non-ductile reinforced concrete columns using CFRP jackets", International Conference "Structural Faults + Repair" – 2003
- 11 Johnson N., Saiidi M., Itani A., Ladkany S.: "Earthquake performance and retrofit of bridge column/pedestal piers", The 2nd International Conference on Bridge Maintenance, Safety and Management, IABMAS, Kyoto 2004
- 12 Liu X., Nanni A., Silva P.F., Laboube R.A.: "Rehabilitation of steel bridge columns with FRP composite materials", International Conference "Structural Faults + Repair" – 2003
- 13 Scarth J., Keble J.: "Desalination and column wrapping of M6 Cumbria Bridges: aramid fibre", International Conference "Structural Faults + Repair" – 2003
- 14 Schmerch D., Lanier B., Rizkala S., Nakagoshi A.: „Flexural strengthening of steel bridges and tower using high modulus CFRP materials”, The 2nd International Conference on Bridge Maintenance, Safety and Management, IABMAS, Kyoto 2004
- 15 Teng J.G., Lam L.: "Understanding and modelling the behavior of FRP-confined concrete", International Conference "Structural Faults + Repair" – 2003
- 16 Tinazzi D., Pellegrino C., Cadelli G., Barbato M., Modena C.: "Experimental study of RC columns confined with FRP sheets", International Conference "Structural Faults + Repair" – 2003
- 17 M.R. Bambach, H.H. Jama, M. Elchalakani: Axial capacity and design of thin-walled steel SHS strengthened with CFRP. Thin-Walled Structures 47 (2009) 1112–1121
- 18 A. Shaat: structural behaviour of steel columns and steel-concrete composite girders retrofitted using CFRP. A thesis submitted to the Department of Civil Engineering in conformity with the requirements for the degree of Doctor of Philosophy Queen's University Kingston, Ontario, Canada, November, 2007
- 19 M.R. Bambach: Axial capacity and crushing behavior of metal–fiber square tubes – Steel, stainless steel and aluminum with CFRP. Composites: Part B 41 (2010) 550–559
- 20 M.R. Bambach: „Axial capacity and crushing of thin-walled metal, fibre–epoxy and composite metal–fibre tubes”. Thin-Walled Structures 48 (2010) 440–452
- 21 J.G. Teng, Y.M. Hu: Behaviour of FRP-jacketed circular steel tubes and cylindrical shells under axial compression. Construction and Building Materials 21 (2007) 827–838
- 22 B. M. Phares, T. J. Wipf, F.W. Klaiber, A. Abu-Hawash: Strengthening of Steel Girder Bridges Using FRP. Proceedings of the 2003 Mid-Continent Transportation Research Symposium, Ames, Iowa, August 2003. © 2003 by Iowa State University
- 23 Guidelines for the design and construction of externally bonded FRP systems for strengthening existing structures. CNR-DT 202/2005, Rome-CNR June 2007
- 24 S. Luke: "Strengthening structures with carbon fibre plates case histories for Hythe bridge, Oxford and Qafco Prill tower, Qatar, NGCC first annual conference and AGM – Composites in construction, through life performance. 30-31 October 2001, BRE, Watford, UK
- 25 S. Luke: "The use of carbon fibre plates for the strengthening of two metallic bridges of an historic nature in the UK." International Conference on FRP Composites in Civil Engineering, J. G. Teng, ed., Hong Kong, China, v. 2, 975-983
- 26 Moy S. S. J., Bloodworth A. G.: "Strengthening a Steel Bridge with CFRP Composites". ICE Proceedings - Structures and Buildings 160/SB2(2007), 81-93
- 27 N. Farmer, I. Smith: "King Street Railway Bridge – Strengthening of cast iron girders with FRP composites", Proc. 9th Int'l Conference on Structural Faults and Repairs (2001), 4th – 6th July 2001, London.
- 28 K.A. Harries: FRP International – the official newsletter of the International Institute for FRP in Construction. Vol. 8, No. 3, July 2011 – website version, dostęp 17.11.2014
- 29 Canning L., Farmer N., Luke S., Smith I.: "Recent Developments in Strengthening Technology and the strengthening/reconstruction decision", Conference on Railway Bridges Today and Tomorrow, 22nd – 23rd November 2006, Bristol, 107 – 113.

- 30 Church D.G., Silva T.M.D.: "Application of carbon fibre composites at covered ways 12 and 58 and bridge EL", Proceedings Advanced Polymer Composites for Structural Applications in Construction, Thomas Telford, London 2002, 491 – 500.
- 31 Miller T.C., Chajes M.J., Mertz D.R., Hastings J.N.: "Strengthening of a steel bridge girder using CFRP plates." ASCE Journal of Bridge Engineering, 6(6) 2001, 514-522.
- 32 German J.: „Wykłady z wytrzymałości materiałów”, Politechnika Krakowska, Kraków 2001 (wydanie internetowe)
- 33 Emmons P.H., Czarnecki L.: „Naprawa i ochrona konstrukcji betonowych”, Wyd. Polski Cement, Kraków, 2002
- 34 Marciniak J., Szwed G.: „Materiały konstrukcyjne i korozja metali”, WAR, Lublin, 1997
- 35 Brinson H. F.: "Matrix dominated time dependent failure predictions in polymer matrix composites", Composite Structures, vol.47, 1-4, 445-456, 1999
- 36 Wharmby A.W., Ellyin F., Wolodko J.D.: "Observations on damage development in fibre reinforced polymer laminates under cyclic loading", International Journal of Fatigue, 25, 437–446, 2003
- 37 Kashtalyan M. Yu., Soutis C.: "Mechanisms of internal damage and their effect on the behavior and properties of cross-ply composite laminates", International Applied Mechanics, vol.38, No. 6,641-657, 2002
- 38 Kashtalyan M. Yu., Soutis C.: "Stiffness degradation in cross-ply laminates damaged by transverse cracking and splitting", Composites: Part A, 31, 335–351,2000
- 39 Shah Khan M.Z., Simpson G., Townsend C.R.: "A comparison of the mechanical properties in compression of two resin systems", Materials Letters 52, 173–179, 2002
- 40 Grabski M.: „Istota inżynierii materiałowej. Wykład dla studentów i roku kierunku studiów Inżynieria Materiałowa na Politechnice Warszawskiej”, Grabkowo, 30 października 2000
- 41 Encyklopedia Wiem, 2004 <http://wiem.onet.pl/63689.haslo.html>
- 42 Soutis C.: „Fibre reinforced composites in aircraft construction”, Progress in Aerospace Sciences,41, 143–151, 2005
- 43 Pendhari S. S., Kant T., Desai Y. M. „Application of polymer composites in civil construction: A general review”, Composite Structures 84, 114–124, 2008
- 44 Figueiredo, F.P.; da Silva, J.G.S.; de Lima, L.R.O.; Vellasco, P.C.G. da S.; de Andrade, S.A.L.: "A parametric study of composite footbridges under pedestrian walking loads", Engineering Structures vol.30, 3, 605-615, 2008
- 45 Kendall D.: "FRP underfoot", Reinforced Plastics, vol.51, Issue: 10, 16-18,20-21, 2007
- 46 Ford R.A.: "Semi-finished thermoplastic composites-realising their potential", Materials & Design, vol.25, 7, 631-636, 2004
- 47 Tserpes K.I., Papanikos P., Labeas G., Pantelakis Sp.: „Fatigue damage accumulation and residual strength assessment of CFRP laminates", Composite Structures, 63, 219–230, 2004
- 48 Smith P.A., Ogin S.L.: "On transverse matrix cracking in cross-ply laminates loaded in simple bending", Composites: Part A, 30, 1003–1008, 1999
- 49 Mazumdar S. K. : „Composites manufacturing: Materials, Product, and Process Engineering”, CRC Press, 2002
- 50 Leda H.: "Kompozyty polimerowe z włóknami ciągłymi. Wytwarzanie, właściwości, stosowanie", Wyd. Politechniki Poznańskiej, Poznań, 2006
- 51 Królikowski W.: „Wytrzymałość trwała i zmęczeniowa laminatów poliestrowo-szklanych” Polimery, 7-8, 1961, 212-218
- 52 K. Osina: „Mechanika rozwoju uszkodzeń w kompozytach polimerowych stosowanych w budownictwie”. Praca doktorska. Politechnika Lubelska. Wydział Budownictwa i Architektury, 2012.
- 53 A. Shaat, D. Schnerch, A. Fam, S. Rizkalla: Retrofit of Steel Structures Using Fiber Reinforced Polymers (FRP): State-of-the-Art
- 54 L. C. Hollaway¹, L. Zhang, N. K. Photiou¹, J. G. Teng , S. S. Zhang: Advances in Adhesive Joining of Carbon Fibre/Polymer Composites to Steel Members for Repair and Rehabilitation of Bridge Structures. Advances in Structural Engineering Vol. 9 No. 6 2006 p. 791-803
- 55 X.-L. Zhao, L. Zhang: State-of-the-art review on FRP strengthened steel structures. Engineering Structures 29 (2007) 1808–1823
- 56 J.G. Teng, T. Yu, D. Fernando: "Strengthening of steel structures with fiber-reinforced polymer composites". Journal of Constructional Steel Research 78 (2012) 131–143
- 57 S. Fawzia, R. Al-Mahaidi, X.L. Zhao, S. Rizkalla: "Strengthening of circular hollow steel tubular sections using high modulus CFRP sheets". Construction and Building Materials 21 (2007) 839–845
- 58 A.L. Kalamkarov, H.Q. Liu, D.O. MacDonald: "Experimental and analytical studies of smart composite reinforcement". Composites Part B 29B (1998) 21-30
- 59 D. Linghoff, R. Hagani, M. Al-Emrani: "Carbon-fibre composites for strengthening steel structures". Thin-Walled Structures 47 (2009) 1048–1058
- 60 M. Batikha, J.F.Chen, J.M.Rotter, J.G.Teng: "Strengthening metallic cylindrical shells against elephant's foot buckling with FRP". Thin-Walled Structures 47 (2009) 1078–1091
- 61 Łagoda M.: „Wzmacnianie konstrukcji mostowych kompozytami polimerowymi”. Polska Akademia Nauk, Studia z Zakresu Inżynierii Nr 76, Warszawa 2012
- 62 S.Rizkalla, M.Dawood, D.Schnerch: Development of a carbon fiber reinforced polymer system for strengthening steel structures. Composites: Part A 39 (2008) 388–397
- 63 L.C. Hollaway: „A review of the present and future utilisation of FRP composites in the civil infrastructure with reference to their important in-service properties”. Construction and Building Materials 24 (2010) 2419–2445
- 64 S.S.J. Moy: FRP composites. Life extension and strengthening of metallic structures. ICE design and practice guides. Institution of Civil Engineers, 2001. ISBN: 0 7277 3009 6
- 65 J.M.C. Cadei, T.J. Stratford, L.C. Hollaway, W.G. Duckett: Strengthening metallic structures using externally bonded fibre reinforced polymers. Ciria C595, London, 2004

- 66 Guidelines for the design and construction of externally bonded FRP systems for strengthening existing structures. CNR-DT 202/2005, Rome-CNR June 2007
- 67 D. Schnerch, M. Dawood, E. Sumner, S. Rizkalla: Design guidelines for strengthening of steel-concrete composite beams with high modulus CFRP materials. Schnerch, "Design Guidelines for Strengthening Steel Beams"
- 68 D. Schnerch, M. Dawood, S. Rizkalla, E. Sumner: Proposed design guidelines for strengthening of steel bridges with FRP materials. *Construction and Building Materials* 21 (2007) 1001–1010
- 69 D. Schnerch, K. Stanford, E. Sumner, S. Rizkalla: Bond behavior of CFRP strengthened steel bridges and structures. *Proceedings of the International Symposium on Bond Behaviour of FRP in Structures (BBFS 2005)* Chen and Teng (eds) © 2005 International Institute for FRP in Construction 435
- 70 D. Schnerch, M. Dawood, S. Rizkalla, E. Sumner, K. Stanford: Bond Behavior of CFRP Strengthened Steel Structures. *Advances in Structural Engineering* Vol. 9 No. 6 2006, p.805-817
- 71 M.DAWOOD: Bond Characteristics and Environmental Durability of CFRP Materials for Strengthening Steel Bridges and Structures. A dissertation submitted to the Graduate Faculty of North Carolina State University in partial fulfillment of the requirements for the Degree of Doctor of Philosophy Civil Engineering Raleigh, North Carolina 2008
- 72 A.F. Harris, A. Beevers: „The effects of grit-blasting on surface properties for adhesion”. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 19 (1999) 445-452
- 73 D.E. Packham: „Surface energy, surface topography and adhesion”. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 23 (2003) 437–448
- 74 L.F.M. da Silva, R.D. Adams, M. Gibbs: “Manufacture of adhesive joints and bulk specimens with high-temperature adhesives”. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 24 (2004) 69–83
- 75 M.Y. Tsai, J. Morton: “The effect of a spew fillet on adhesive stress distributions in laminated composite single-lap joints”. *Composite Structures* 32 (1995) 123-131
- 76 T.P. Lang, P.K. Mallick: “Effect of spew geometry on stresses in single lap adhesive joint”. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 18 (1998) 167-177
- 77 T.P. Lang, P.K. Mallick: “The effect of recessing on the stresses in adhesively bonded single-lap joint”. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 19 (1999) 257-271
- 78 Al-Emrani M., Linghoff D. Kliger R.: Bonding strength and fracture mechanisms in composite steel-CFRP elements. *Proceedings of the International Symposium on Bond Behaviour of FRP in Structures (BBFS 2005)* Chen and Teng (eds) © 2005 International Institute for FRP in Construction
- 79 L.C. Hollaway: Advances in adhesive joining of dissimilar materials with special reference to steels and FRP composites. *Proceedings of the International Symposium on Bond Behaviour of FRP in Structures (BBFS 2005)* Chen and Teng (eds) © 2005 International Institute for FRP in Construction
- 80 T.J. Stratford, J.F. Chen: Designing for tapers and defects in FRP-strengthened metallic structures. *Proceedings of the International Symposium on Bond Behaviour of FRP in Structures (BBFS 2005)* Chen and Teng (eds) © 2005 International Institute for FRP in Construction
- 81 T. Valle'e, T. Keller: "Adhesively bonded lap joints from pultruded GFRP profiles. Part 3_ effects of chamfers". *Composites: Part B* 37 (2006) 328–336
- 82 J. Deng, M.M.K. Lee: “Effect of plate end and adhesive spew geometries on stresses in retrofitted beams bonded with a CFRP plate”. *Composites: Part B* 39 (2008) 731–739
- 83 R. Haghani, M. Al-Emrani, R. Kliger: Interfacial stress analysis of geometrically modified adhesive joints in steel beams strengthened with FRP laminates. *Construction and Building Materials* 23 (2009) 1413–1422
- 84 M.D. Fitton, J.G. Broughton: “Variable modulus adhesives_ an approach to optimised joint performance”. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 25 (2005) 329–336
- 85 P. Colombi, A. Bassetti, A. Nussbaumer: Delamination effects on cracked steel members reinforced by prestressed composite patch. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 39 (2003) 61–71
- 86 A. Benachour, S. Benyoucef, A. Tounsi, E.A. Adda Bedia: Interfacial stress analysis of steel beams reinforced with bonded prestressed. *Engineering Structures* 30 (2008) 3305-3315
- 87 J. Deng, M.M.K. Lee, Sh. Li: “Flexural strength of steel–concrete composite beams reinforced with a prestressed CFRP plate”. *Construction and Building Materials* 25 (2011) 379–384
- 88 A. Soleiman Fallah, R.M. Mohamed Ali, L.A. Louca: “Analytical–numerical study of interfacial stresses in plated beams subjected to pulse loading”. *Engineering Structures* 30 (2008) 856–869
- 89 M.R. Bambach, X.L. Zhao, H. Jama: Energy absorbing characteristics of aluminium beams strengthened with CFRP. *International Journal of Impact Engineering* 37 (2010) 37–49
- 90 H.A. Al-Zubaidy, X.L. Zhao, R. Al-Mahaidi: “Effect of Impact Tensile Load on Strength of CFRP Bonded Steel Plate Joints”. *Procedia Engineering* 14 (2011) 1312–1317
- 91 H.A. Al-Zubaidy, X.-L. Zhao, R. Al-Mahaidi: “Dynamic bond strength between CFRP sheet and steel”. *Composite Structures* 94 (2012) 3258–3270
- 92 H. Al-Zubaidy, R. Al-Mahaidi, X.-L. Zhao: “Experimental investigation of bond characteristics between CFRP fabrics and steel plate joints under impact tensile loads”. *Composite Structures* 94 (2012) 510–518
- 93 H. A. Al-Zubaidy, X.-L. Zhao, R. Al-Mahaidi: “Experimental evaluation of the dynamic bond strength between CFRP sheets and steel under direct tensile loads”. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 40 (2013) 89–102
- 94 K.A. Harries, A.J. Peck, E.J. Abraham: Enhancing stability of structural steel sections using FRP. *Thin-Walled Structures* 47 (2009) 1092–1101
- 95 X.L. Zhao, R. Al-Mahaidi: Web buckling of light steel beams strengthened with CFRP subjected to end-bearing forces. *Thin-Walled Structures* 47 (2009) 1029–1036
- 96 C. Wu, X.L. Zhao, W.H. Duan: “Design rules for web crippling of CFRP strengthened aluminium rectangular hollow sections”. *Thin-Walled Structures* 49 (2011) 1195–1207

- 97 S. El-Tawil, E. Ekiz, S. Goel, Sh.-H. Chao: "Retraining local and global buckling behavior of steel plastic hinges using CFRP". *Journal of Constructional Steel Research* 67 (2011) 261–269
- 98 M.A.A. Siddique, A.A. El Damatty: „Enhancement of buckling capacity of steel plates strengthened with GFRP plates". *Thin-Walled Structures* 60 (2012) 154–162
- 99 X.Y. Gao, T. Balendra, C.G. Koh: "Buckling strength of slender circular tubular steel braces strengthened by CFRP". *Engineering Structures* 46 (2013) 547–556
- 100 Yang Y.-X., Yue Q.-R., Peng F.-M.: Experimental research on bond behaviour of CFRP to steel. *Proceedings of the International Symposium on Bond Behaviour of FRP in Structures (BBFS 2005) Chen and Teng (eds) © 2005 International Institute for FRP in Construction*
- 101 T.-C. Nguyen, Y. Bai, X.-L. Zhao, R. Al-Mahaidi: "Durability of steel/CFRP double strap joints exposed to sea water, cyclic temperature and humidity". *Composite Structures* 94 (2012) 1834–1845
- 102 T.-C. Nguyen, Y. Bai, X.-L. Zhao, R. Al-Mahaidi: "Mechanical characterization of steel/CFRP double strap joints at elevated temperatures". *Composite Structures* 93 (2011) 1604–1612
- 103 T.-C. Nguyen, Y. Bai, R. Al-Mahaidi, X.-L. Zhao: "Time-dependent behaviour of steel/CFRP double strap joints subjected to combined thermal and mechanical loading". *Composite Structures* 94 (2012) 1826–1833
- 104 T.-C. Nguyen, Y. Bai, X.-L. Zhao, R. Al-Mahaidi: "Effects of ultraviolet radiation and associated elevated temperature on mechanical performance of steel/CFRP double strap joint". *Composite Structures* 94 (2012) 3563–3573
- 105 Ch. Czaderski, E. Martinelli, J. Michels, M. Motavalli: "Effect of curing conditions on strength development in an epoxy resin for structural strengthening". *Composites: Part B* 43 (2012) 398–410
- 106 T.-C. Nguyen, Y. Bai, X.-L. Zhao, R. Al-Mahaidi: "Curing effects on steel-CFRP double strap joints under combined mechanical load_ temperature and humidity". *Construction and Building Materials* 40 (2013) 899–907
- 107 A. Al-Shawaf, X.-L. Zhao: "Adhesive rheology impact on wet lay-up CFRP-steel joints behaviour under infrastructural subzero exposures". *Composites: Part B* 47 (2013) 207–219
- 108 M. Dawood, S. Rizkalla: „Environmental durability of a CFRP system for strengthening steel structures". *Construction and Building Materials* 24 (2010) 1682–1689
- 109 H.Jiao, X.-L. Zhao: CFRP strengthened butt-welded very high strength (vhs) circular steel tubes. *Thin-Walled Structures* 42 (2004) 963–978
- 110 H. Suzuki , N. Inaba, Y. Tomita, K. Shito: Study on improvement of fatigue strength of out-of-plane gusset welded joints by attaching GFRP. *Bridge Maintenance, Safety, Management and Life-Cycle Optimization – Frangopol, Sause & Kusko (eds) ©2010 Taylor & Francis Group, London, ISBN 978-0-415-87786-2, p.2791-2798.*
- 111 J.G. Teng, Y.M. Hu: Behaviour of FRP-jacketed circular steel tubes and cylindrical shells under axial compression. *Construction and Building Materials* 21 (2007) 827–838
- 112 M.R.Bambach, M.Elchalakani: Plastic mechanism analysis of steel SHS strengthened with CFRP under large axial deformation. *Thin-Walled Structures* 45 (2007) 159–170
- 113 M.R.Bambach, H.H.Jama, M.Elchalakani: Axial capacity and design of thin-walled steel SHS strengthened with CFRP. *Thin-Walled Structures* 47 (2009) 1112–1121
- 114 M.R. Bambach, M. Elchalakani, X.L. Zhao: "Composite steel–CFRP SHS tubes under axial impact". *Composite Structures* 87 (2009) 282–292
- 115 N. Silvestre, D. Camotim, B. Young: "On the use of the EC3 and AISI specifications to estimate the ultimate load of CFRP-strengthened cold-formed steel lipped channel columns". *Thin-Walled Structures* 47 (2009) 1102–1111
- 116 J. Haedir, X.-L. Zhao: "Design of short CFRP reinforced steel tubular columns". *Journal of Constructional Steel Research*
- 117 B.Lanier, D.Schnerch, S.Rizkalla: Behavior of steel monopoles strengthened with high-modulus CFRP materials. *Thin-Walled Structures* 47 (2009) 1037–1047
- 118 J. Haedir, M.R.Bambach, X.-L.Zhao, R.H.Grzebieta: "Strength of circular hollow sections (CHS) tubular beams externally reinforced by carbon FRP sheets in pure Bendig". *Thin-Walled Structures* 47 (2009) 1136–1147
- 119 J. Haedir, X.-L. Zhao, M.R. Bambach, R.H. Grzebieta: "Analysis of CFRP externally-reinforced steel CHS tubular beams". *Composite Structures* 92 (2010) 2992–3001
- 120 J. Haedir, X.-L. Zhao: "Design of CFRP-strengthened steel CHS tubular beams". *Journal of Constructional Steel Research* 72 (2012) 203–218
- 121 X.-L. Zhao, D. Fernando, R. Al-Mahaidi : "CFRP strengthened RHS subjected to transverse end bearing force". *Engineering Structures* 28 (11) 1555–1565 (2006)
- 122 D. Fernando, T.Yua, J.G.Teng, X.L.Zhao : "CFRP strengthening of rectangular steel tubes subjected to end bearing loads. Effect of adhesive properties and finite element modelling". *Thin-Walled Structures* 47 (2009) 1020–1028
- 123 S.M. Zahurul Islam, Ben Young: "Ferritic stainless steel tubular members strengthened with high modulus CFRP plate subjected to web crippling". *Journal of Constructional Steel Research* 77 (2012) 107–118
- 124 S.M. ZahurulIslam, B.Young: "Strengthening of ferritic stainless steel tubular structural members using FRP subjected to Two-Flange-Loading". *Thin-Walled Structures* 62 (2013) 179–190
- 125 A.A. El Damatty, M. Abushagur: Testing and modelling of shear and peel behavior for bonded steel/FRP connections. *Thin-Walled Structures* 41 (2003) 987–1003
- 126 Z. Taoa, L.-H. Hanb: "Behaviour of fire-exposed concrete-filled steel tubular beam columns repaired with CFRP wraps". *Thin-Walled Structures* 45 (2007) 63–76
- 127 H.B.Liu, X.L.Zhao, R. Mahaidi: The effect of fatigue loading on bond strength of CFRP bonded steel plate joints. *Proceedings of the International Symposium on Bond Behaviour of FRP in Structures (BBFS 2005) Chen and Teng (eds) © 2005 International Institute for FRP in Construction*
- 128 P.Colombi, G. Fava: "Fatigue behaviour of tensile steel/CFRP joint". *Composite Structures* 94 (2012) 2407–2417

- 129 Ch. Wu, X.L. Zhao, W. K. Chiu, R. Al-Mahaidi, W. H. Duan: "Effect of fatigue loading on the bond behaviour between UHM CFRP plates and steel plates". *Composites: Part B* (2013)
- 130 P. Colombi: Plasticity induced fatigue crack growth retardation model for steel elements reinforced by composite patch. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 43 (2005) 63–76
- 131 H.Lin, X-L. Zhao, R. Al-Mahadi: Boundary element analysis of CFRP reinforced steel plates. *Composite Structures* 91 (2009) 74–83
- 132 M.Bocciarelli, P.Colombi, G.Fava, C.Poggi: Fatigue performance of tensile steel members strengthened with CFRP plates. *Composite Structures* 87 (2009) 334–343
- 133 H.Liu, Z.Xiao, X-L. Zhao, R. Al-Mahaidi: Prediction of fatigue life for CFRP-strengthened steel plates. *Thin-Walled Structures* 47 (2009) 1069–1077
- 134 B. Täljsten, Ch. Skodborg Hansen, J. Wittrup Schmidt: Strengthening of old metallic structures in fatigue with prestressed and non-prestressed CFRP laminates. *Construction and Building Materials* 23 (2009) 1665–1677
- 135 N.G. Tsouvalis, L.S. Mirisiotis, D.N. Dimou: Experimental and numerical study of the fatigue behaviour of composite patch reinforced cracked steel plates. *International Journal of Fatigue* 31 (2009) 1613–1627
- 136 R. Wang, A. Nussbaumer : "Modelling fatigue crack propagation of a cracked metallic member reinforced by composite patches". *Engineering Fracture Mechanics* 76 (2009) 1277–1287
- 137 H. Liu, R. Al-Mahaidi, X.-L. Zhao: "Experimental study of fatigue crack growth behaviour in adhesively reinforced steel structures". *Composite Structures* 90 (2009) 12–20
- 138 H. Nakamura, W. Jiang, H. Suzuki, K. Maeda, T. Irube: „Experimental study on repair of fatigue cracks at welded web gusset joint using CFRP strips". *Thin-Walled Structures* 47 (2009) 1059–1068
- 139 F. Lin, H. Nakamura, K. Maeda, H. Suzuki, Y. Irube: CFRP repair of fatigue cracks and bonding behavior subjected to cyclic load during curing. *Bridge Maintenance, Safety, Management and Life-Cycle Optimization – Frangopol, Sause & Kusko (eds) ©2010 Taylor & Francis Group, London, ISBN 978-0-415-87786-2, p.2748-2754*
- 140 J.Deng, M.M.K. Lee: "Fatigue performance of metallic beam strengthened with a bonded CFRP plate". *Composite Structures* 78 (2007) 222–231
- 141 T.A. Holden, J.J.R. Cheng, C.C. Lam, M.C.H. Yam: Analytical study of fatigue repair of coped beams using carbon fibre reinforced polymer. *Bridge Maintenance, Safety, Management and Life-Cycle Optimization – Frangopol, Sause & Kusko (eds) ©2010 Taylor & Francis Group, London, ISBN 978-0-415-87786-2, p.2742-2747*
- 142 Y.J. Kim, K.A. Harries: "Fatigue behavior of damaged steel beams repaired with CFRP strip". *Engineering Structures* 33 (2011) 1491–1502
- 143 H. Jiao, F. Mashiri, X-L Zhao: " A comparative study on fatigue behaviour of steel beams retrofitted with welding, pultruded CFRP plates and wet layup CFRP sheets". *Thin-Walled Structures* 59 (2012) 144–152
- 144 E. Ghafoori, A. Schumacher, M. Motavalli: "Fatigue behavior of notched steel beams reinforced with bonded CFRP plates: Determination of prestressing level for crack arrest". *Engineering Structures* 45 (2012) 270–283
- 145 E. Ghafoori, M. Motavalli, J. Botsis, A. Herwig, M. Galli: "Fatigue strengthening of damaged metallic beams using prestressed unbonded and bonded CFRP plates". *International Journal of Fatigue* 44 (2012) 303–315
- 146 E. Ghafoori, M. Motavalli, A. Nussbaumer, A. Herwig, G.S. Prinz, M. Fontana, X.-L. Zhao: „Constant life diagrams to prevent fatigue crack initiation in metallic beams using CFRP plates". *The 7th International Conference on FRP Composites in Civil Engineering, CICE 2014, August 20-22, Vancouver Canada*
- 147 W.M. Sebastian: Nonlinear proportionality of shear-bond stress to shear force in partially plastic regions of asymmetric FRC-laminated steel members. *International Journal of Solids and Structures* 40 (2003) 25–46
- 148 P.Colombi, C.Poggi: An experimental, analytical and numerical study of the static behavior of steel beams reinforced by pultruded CFRP strips. *Composites: Part B* 37 (2006) 64–73
- 149 J.Deng, M.M.K.Lee: Behaviour under static loading of metallic beams reinforced with a bonded CFRP plate. *Composite Structures* 78 (2007) 232–242
- 150 J.Deng, M.M.K. Lee, S. S.J. Moy: Stress analysis of steel beams reinforced with a bonded CFRP plate. *Composite Structures* 65 (2004) 205–215
- 151 D. Linghoff, M. Al-Emrani, R. Kliger: Performance of steel beams strengthened with CFRP laminate – Part I: laboratory tests. *Composites: Part B* (2009), doi:10.1016/j.compositesb.2009.05.008
- 152 N. Ochi, M. Matsumura, N. Hisabe: „Experimental Study on Strengthening Effect of High Modulus CFRP Strips with Different Adhesive Length Installed onto the Lower Flange Plate of I Shaped Steel Girder". *Procedia Engineering* 14 (2011) 506–512
- 153 Y. J. Kim, G. Brunell: "Interaction between CFRP-repair and initial damage of wide-flange steel beams subjected to three-point Bending". *Composite Structures* 93 (2011) 1986–1996
- 154 Al-Emrani, R.Kliger: Analysis of interfacial shear stresses in beams strengthened with bonded prestressed laminates. *Composites: Part B* 37 (2006) 265–272
- 155 Liu, X., Silva, P.F., and Nanni, A. (2001). "Rehabilitation of steel bridge members with FRP composite materials." *Proceedings of the International Conference on Composites in Construction, J. Figueiras, L. Juvandes and R. Furia, eds., Porto, Portugal, 613-617*
- 156 N.K. Photiou, L.C. Hollaway, M.K. Chryssanthopoulos: Strengthening of an artificially degraded steel beam utilising a carbon/glass composite system. *Construction and Building Materials* 20 (2006) 11–21
- 157 M. Mohammed, A. Kadhim: „Effect of CFRP plate length strengthening continuous steel beam". *Construction and Building Materials* 28 (2012) 648–652
- 158 M. Nagai, Y. Hidekuma, T. Miyashita, Y. Okuyama, A. Kudo, A. Kobayashi : "Bonding characteristics and flexural stiffening effect of CFRP strand sheets bonded to steel beams". *Procedia Engineering* 40 (2012) 137 – 142
- 159 R. Sen, L. Liby, G. Mulins: Strengthening steel bridge sections using CFRP laminates. *Composites: Part B* 32 (2001) 309-322

- 160 R. El-Hacha, N. Ragab: Flexural strengthening of composite steel-concrete girders using advanced composite materials. Third International Conference on FRP Composites in Civil Engineering (CICE 2006) December 13-15 2006 p.741-744, Miami, Florida, USA
- 161 D. Schnerch, S. Rizkalla: „Flexural Strengthening of Steel Bridges with High Modulus CFRP Strips”. (2007)
- 162 A.H. Al-Saidy, F.W. Klaiber, T.J. Wipf: Strengthening of steel-concrete composite girders using carbon fiber reinforced polymer plates. *Construction and Building Materials* 21 (2007) 295–302
- 163 A. Fam, C. MacDougall, A. Shaat: Upgrading steel–concrete composite girders and repair of damaged steel beams using bonded CFRP laminates. *Thin-Walled Structures* 47 (2009) 1122–1135
- 164 A.H. Al-Saidy, F.W. Klaiber, T.J. Wipf, K.S. Al-Jabri, A.S. Al-Nuaimi: Parametric study on the behavior of short span composite bridge girders strengthened with carbon fiber reinforced polymer plates. *Construction and Building Materials* 22 (2008) 729–737
- 165 H.E.M. Sallam, A.A.M. Badawy, A.M. Saba, F.A. Mikhail: „Flexural behavior of strengthened steel concrete composite beams by various plating methods”. *Journal of Constructional Steel Research* 66 (2010) 1081-1087
- 166 A. Miyamoto, M. Motoshita, M. Fujii: Strengthening of composite girder bridge by external prestressing. IABSE reports, Rappports AIPC, IVBH Berichte, Vol.999 (1997)
- 167 L. Stehn, E. Hedman-Petursson: Resistance and thermal insulation of a composite FRP steel beam. *Thin-Walled Structures* 39 (2001) 375–394
- 168 M.V. Seica, J.A. Packer: “FRP materials for the rehabilitation of tubular steel structures, for underwater applications”. *Composite Structures* 80 (2007) 440–450
- 169 A. Fam, S. Witt, S. Rizkalla: Repair of damaged aluminum truss joints of highway overhead sign structures using FRP. *Construction and Building Materials* 20 (2006) 948–956
- 170 Z. Taao, L.-H. Hanb, J.-P. Zhuanga: “Cyclic performance of fire-damaged concrete-filled steel tubular beam–columns repaired with CFRP wraps”. *Journal of Constructional Steel Research* 64 (2008) 37–50
- 171 N. Silvestre, B. Young, D. Camotim: „Non-linear behaviour and load-carrying capacity of CFRP-strengthened lipped channel steel columns”. *Engineering Structures* 30 (2008) 2613–2630
- 172 F. Nateghi-Alahi, M. Khazaei-Poul: “Experimental study of steel plate shear walls with infill plates strengthened by GFRP laminates”. *Journal of Constructional Steel Research* 78 (2012) 159–172
- 173 A. M.I. Sweedan, K.M. El-Sawy, M.M.A. Alhadid: “Interfacial behavior of mechanically anchored FRP laminates for strengthening steel beams”. *Journal of Constructional Steel Research* 80 (2013) 332–345
- 174 K. Nozaka, C.K. Shield, J.F. Hajjar: “Effective bond length of carbon-fiber-reinforced polymer strips bonded to fatigued steel bridge I-girders,” *Journal of Bridge Engineering*, ASCE, v. 10, n. 2, March, 2005, pp. 195-205
- 175 M. Tavakkolizadeh, H. Saadatmanesh, Fatigue Strength of Steel Girders Strengthened with Carbon Fiber Reinforced Polymer Sheets, *J. Struct. Eng.* 2003.129:30-40.
- 176 A.H. Al-Saidy, F.W. Klaiber, T.J. Wipf, Repair of Steel Composite Beams with Carbon Fiber-Reinforced Polymer Plates, *J. Compos. Constr.* 2004.8:163-172
- 177 Dawood, M., Rizkalla, S., and Sumner, E. (2007). “Fatigue and Overloading Behavior of Steel–Concrete Composite Flexural Members Strengthened with High Modulus CFRP Materials.” *J. Compos. Constr.*, 11(6), 659–669.
- 178 D.J.Oehlers, N.T.Nguyen, M.Ahmed, M.A.Bradford, Partial interaction in composite steel and concrete beams with full shear connection, *J. Construct. Steel Res.* Vol.41 No. 2/3, p.235-248, 1997
- 179 Moy SSJ, Nikoukar F. Flexural behaviour of steel beams reinforced with carbon fibre reinforced polymer composite. In: Sheno RA, Moy SSJ, Hollaway LC, editors. *Proceeding of the ACIC 2002, advanced polymer composites for structural applications in construction*. London: Thomas Telford; 2002. p. 195–202
- 180 M. Łagoda, M. Kowal, Wpływ kształtu zakończenia skleiny na wytrzymałość złącza stal-kompozyt FRP, *Budownictwo i Architektura* 2013, nr 2, vol. 12, s. 39-46
- 181 EN1990. Eurokod 0. Podstawy projektowania konstrukcji.
- 182 K.A. Stanford: “Strengthening steel structures with High Modulus Carbon Fiber Reinforced Polymers (CFRP) Materials: Bond and Development Length Study”. North Carolina State University, Raleigh 2009
- 183 Volkersen O. Die Nietkraftverleitung in zugbeanspruchten Nietverbindungen mit konstanten Laschenquerschnitten. *Luftfahrtforschung* 1938;15:41.
- 184 Goland M, Reissner E. J The stresses in cemented joints. *Journal of Applied Mechanics* 1944 11:A17-A27
- 185 L.Silva, P.Neves, R.D.Adams, J.K.Spelt: Analytical models of adhesively bonded joints—Part I Literature survey. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 29 (2009) 319–330
- 186 L.Silva, P.Neves, R.D.Adams, J.K.Spelt, I.Wang: “Analytical models of adhesively bonded joints—Part II Comparative study” *International Journal of Adhesion & Adhesives* 29 (2009) 331–341
- 187 De Bruyne N.A. The strength of glued joints *Aircraft Eng* 1944;16:115
- 188 Hart-Smith LJ. NASA contract report, NASA CR-112236, 1973.
- 189 Oplinger DW. Effects of adherend deflections in single lap joints. *International Journal of Solids and Structures*, Volume 31, Issue 18, September 1994, Pages 2565-2587
- 190 Zhao X. Stress and failure analysis of adhesively bonded lap joints, PhD dissertation, University of Bristol, 1991.
- 191 Ojalvo I.U., Eidnoff H.L. Bond Thickness Effects upon Stresses in Single-Lap Adhesive Joints. *AIAA J* 1978 Vol.16, No. , p.204-211.
- 192 Tsai MY, Oplinger DW, Morton J. Improved theoretical solutions for adhesive lap joints. *International Journal of Solids and Structures*, Volume 35, Issue 12, April 1998, Pages 1163-1185
- 193 Allman D.J. A theory for elastic stresses in adhesive bonded lap joints. *Quart J Mech Appl Math* 1977;30:415-436.
- 194 Chen D, Cheng S. An analysis of adhesive-bonded single-lap joints *ASME Journal of Applied Mechanics* 1983;50:109.
- 195 Renton J., Vinson J.R. The efficient design of adhesive bonded joints. *Journal of Adhesion* 1975 vol.7 p.175-193.
- 196 Srinivas S. NASA Technical Note 1975, NASA TN D-7855.

- 197 Renton J, Vinson JR. On the behavior of bonded joints in composite material structures. *Engineering Fracture Mechanics*, Volume 7, Issue 1, March 1975, Pages 41-52, IN1-IN6, 53-60
- 198 A.D. Crocombe, I.A. Ashcroft. *Simple Lap Joint Geometry. Modeling of Adhesively Bonded Joints*. Springer (2008) ISBN: 978-3-540-79055-6.
- 199 W.J. Renton, J.R. Vinson. Analysis of adhesively bonded joints between panels of composite materials. *Journal of Applied Mechanics*, March 1977, p.101-106
- 200 Adams R.D., Mallick V. A method for the stress analysis of lap joints. *Journal of Adhesion* 1992 vol.38, p.199-217.
- 201 Frostig Y, Thomsen OT, Mortensen F. Analysis of adhesive-bonded joints, square-end, and spew-fillet – high order theory approach. *Journal of Engineering Mechanics* 1999; 125: p.1298-1307.
- 202 Bigwood DA, Crocombe AD. Elastic analysis and engineering design formulae for bonded joint. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, Volume 9, Issue 4, October 1989, Pages 229-242
- 203 Sawa T, Nakano K, Toratani H. A two-dimensional stress analysis of single lap adhesive joints subjected to tensile loads. *Journal of Adhesion Science and Technology* 1997;11:1039–62.
- 204 Sawa T., Liu J, Nakano K., Tanaka J. A two-dimensional stress analysis of single-lap adhesive joints of dissimilar adherends subjected to tensile loads *Journal of Adhesion and Science Technology* 2000;14:43-66.
- 205 Adams RD, Peppiatt NA. Stress analysis of adhesive-bonded lap joints. *Journal of Strain Analysis* 1974;9:p.185-196.
- 206 S.S.J. Moy: FRP composites. Life extension and strengthening of metallic structures. ICE design and practice guides. Institution of Civil Engineers, 2001. ISBN: 0 7277 3009 6
- 207 M. Malej, Y. Bian Interfacial shear stress concentration in FRP-strengthened beams *Composite Structures* 54 (2001) 417-426
- 208 Tounsi A, Benyoucef S. Interfacial stresses in externally FRP plated concrete beams. *International Journal of Adhesives* 2007;27:207-215.
- 209 J. Wang, C. Zhang. Three-parameter, elastic foundation model for analysis of adhesively bonded joint. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 29 (2009) 495–502
- 210 Hart-Smith L.J. NASA Contract Report 1973, NASACR-112235.
- 211 Bigwood DA, Crocombe AD. Non-linear adhesive bonded joint design analyses. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, Volume 10, Issue 1, January 1990, Pages 31-41
- 212 Adams R.D., Mallick V. The effect of temperature on the strength of adhesively-bonded composite-aluminium joints. *Journal of Adhesion* 1993 vol.43, p.17-33.
- 213 Mortensen F, Thomsen OT. Analysis of adhesive bonded joints: a unified approach. *Composites Science and Technology*, Volume 62, Issues 7–8, June 2002, Pages 1011-1031
- 214 Smeltzer SS, Klang EC. Analysis method for inelastic, adhesively bonded joints with anisotropic adherends. *Proceedings of the 18 th annual technical conference*. Gainesville, FL, USA: American Society for Composites; 2003. p. 104.
- 215 Grimes G.C., Greimann L.F. Analysis of Discontinuities, Edge Effects, and Joints. *Composite Materials* 1975;135-230.
- 216 Crocombe AD, Bigwood DA. Development of a full elasto-plastic adhesive joint design *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design* 1992;27:211.
- 217 Wang R.X., Cui J., Sinclair A.N., Spelt J.K. Strength of adhesive joints with adherend yielding: I. Analytical model. *Journal of Adhesion* 2003;79:23-48.
- 218 Adams R.D., Comyn J., Wake W.C. *Structural adhesive joints in engineering*. 2nd ed. London: Chapman & Hall; 1997.
- 219 Adams R.D., Peppiatt N.A. Effect of poisson's ratio strains in adherends on stresses of an idealized lap joint. *Journal of Strain*, 1973, 8, 134-139.
- 220 Oterkus E., Barut A., Madenci E., Smeltzer III S.S., Ambur D.R. Bonded Lap Joints of Composite Laminates with Tapered Edges. *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 43, pp. 1459-1489.
- 221 J.F.P. Owens, P. Lee-Sullivan. Stiffness behaviour due to fracture in adhesively Bonded composite-to-aluminum joint. I Theoretical model. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 20 (2000) 39-45
- 222 C. Yang, S.S. Pang, S.A. Griffin. Strength model of adhesive-bonded double-lap joints under cantilevered bending. *Polymer Engineering and Science*, Mid-May 1992, Vol. 32, No. 9
- 223 L. Tong. Bond shear strength for adhesive bonded double-lap joint. *Int. J. Solids Structures* Vol. 31, No. 21, p. 2919-2931, 1994
- 224 L. Tong. Relationship between surface displacement and adhesive peel stress in bonded double lap joint. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 15 (1995) 43-48
- 225 L. Tong A. Sheppard, D. Kelly. The effect of adherend alignment on the behaviour of adhesively bonded double lap joints. *Int. J. Adhesion and Adhesives* 16 (1996) 241-247
- 226 A.M. Albat, D.P. Romilly: A direct linear-elastic analysis of double symmetric bonded joints and reinforcements. *Composites Science and Technology* 59 (1999) 1127-1137
- 227 A.R. Setoodeh, H. Hadavina, F.R. Biglari, K. Nibkin. Comparison of Analytical, Numerical, and Experimental Methods in Deriving Fracture Toughness Properties of Adhesives Using Bonded Double Lap Joint Specimens. *The Journal of Adhesion* Vol. 81, No. 5, p. 529-553, 2005
- 228 P. Colombi, C. Poggi: Strengthening of tensile steel members and bolted joints using adhesively bonded CFRP plates. *Construction and Building Materials* 20 (2006) 22–33
- 229 P.A. Gustafson, A. Bizard, A.M. Waas. Dimensionless parameters in symmetric double lap joints: An orthotropic solution for thermomechanical loading. *International Journal of Solids and Structures* 44 (2007) 5774–5795
- 230 Delale F, Erdogan F, Aydinoglu MN. Stresses in adhesively bonded joints: a closed-form solution. *J Compos Mater* 1981;15:249–71
- 231 M. Bocciarelli, P. Colombi, G. Fava, C. Poggi: Prediction of debonding strength of tensile steel-CFRP joints using fracture mechanics and stress based criteria. *Engineering Fracture Mechanics* 76 (2009) 299–313

- 232 S.I. Markolefas, Th.K.Papathanassiou. Stress redistributions in adhesively bonded double-lap joints, with elastic–perfectly plastic adhesive behavior, subjected to axial lap-shear cyclic loading. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 29 (2009) 737–744
- 233 L. Goglio n, M.Rossetto. Precision of the one-dimensional solutions for bonded double lap joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 31 (2011) 301–314
- 234 S.T. Smith, J.G. Teng: Interfacial stresses in plated beams. *Engineering Structures* 23 (2001) 857–871
- 235 Taljsten B. Strengthening of beams by plate bonding. *J Mater Civ Eng* 1997;9(4):206–12
- 236 M. Łagoda, M. Kowal, Wzmacnianie płaskich, zginanych elementów stalowych materiałami kompozytowymi FRP, *Budownictwo i Architektura* 2014, nr 2, vol. 13, s. 257-264
- 237 M. Kowal, M. Łagoda. CFRP composite materials strengthening of flat steel elements to reduce the stresses in the steelSTRUCTURE AND ENVIRONMENT 2014, nr 4, vol. 6, s. 5-11
- 238 Deng J, Lee MMK. Maximum interfacial stresses in beams strengthened with composite plates. *Metropolitan habitats and infrastructure, IABSE symposium report. Shanghai, China, 2004.* p. 54-59.
- 239 M.A.Youssef: Analytical prediction of the linear and nonlinear behaviour of steel beams rehabilitated using FRP sheets. *Engineering Structures* 28 (2006) 903–911
- 240 T.-H. Cheng, C.-H. Tseng , C.-H. Hung. Analysis of stresses in adhesive joints applicable to IC chips using symbolic manipulation and the numerical method. *Journal of Adhesion Science and Technology*, 2006, 20:15, 1669-1692
- 241 Q. Luo, L. Tong. Analytical solutions for nonlinear analysis of composite single-lap adhesive joints. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 29 (2009) 144– 154
- 242 M. Ameer, A. Tounsi, S. Benyoucef, M. Bachir Bouiadjra, E. A. Adda Bedia. Stress analysis of steel beams strengthened with a Bondem hygrothermal aged composite plate. *Int J Mech Mater Des* (2009) 5:143–156
- 243 Tounsi A. Improved theoretical solution for interfacial stresses in concrete beams strengthened with FRP plate. *International Journal of Solids and Structures* 43 (2006) 4154–4174
- 244 C.Pellegrino, E.Maiorana, C.Modena: FRP strengthening of steel and steel-concrete composite structures: an analytical approach. *Materials and Structures* DOI 10.1617/s11527-008-9386-6
- 245 P. Qiaoa, F. Chena: “An improved adhesively bonded bi-material beam model for plated beams”. *Engineering Structures* 30 (2008) 1949–1957
- 246 M.Bocciarelli: Response of statically determined steel beams reinforced by CFRP plates in the elastic–plastic regime. *Engineering Structures* 31 (2009) 956-967
- 247 J. Yang, J.F. Chen, J.G. Teng: Interfacial stress analysis of plated beams under symmetric mechanical and thermal loading. *Construction and Building Materials* 23 (2009) 2973–2987
- 248 A. Carpinteri, P. Cornetti , N. Pugno: Edge debonding in FRP strengthened beams: Stress versus energy failure criteria. *Engineering Structures* 31 (2009) 2436_2447
- 249 Ch. Czaderski, O. Rabinovitch: Structural behavior and inter-layer displacements in CFRP plated steel beams – Optical measurements, analysis, and comparative verification. *Composites: Part B* (2010)
- 250 M. Elchalakani, D. Fernando: „Plastic mechanism analysis of unstiffened steel I-section beams strengthened with CFRP under 3-point Bending”. *Thin-Walled Structures* 53 (2012) 58–71
- 251 Yuan H, Teng JG, Seracino R, Wu ZS, Yao J. Full-range behaviour of FRP-to- concrete bonded joints. *Engineering Structures* 2004;26(5):553–65.
- 252 N.D. Fernando: “Bond behaviour and debonding failures in CFRP strengthened steel members”. Hong Kong Polytechnic University 2010
- 253 R. Haghani, M. Al-Emrani. A new design model for adhesive joints used to bond FRP laminates to steel beams – Part A: Background and theory. *Construction and Building Materials* 34 (2012) 486–493
- 254 R. Haghani, M. Al-Emrani. A new design model for adhesive joints used to bond FRP laminates to steel beams Part B: Experimental verification. *Construction and Building Materials* 30 (2012) 686–694
- 255 M. Bocciarelli, P. Colombi: „On the elasto-plastic behavior of continuous steel beams reinforced by bonded CFRP lamina”. *Engineering Structures* 49 (2013) 756–766
- 256 M. Venkateswara Rao, K. Mohana Rao, V. Rama Chandru Raju, V. Bala Krishna Murthy, V.V. Sridhara Raju. Three-dimensional Finie Element Analysis of adhesively Bondem single lap joint In laminatem FRP composites subjected to combined loading with LC-US end conditions. *Int. Journal of Systems and Technologies* Vol.2, No.1, p.11-22
- 257 J. Cui, R. Wang, A.N. Sinclair, J.K. Spelt. A calibrated finite element model of adhesive peeling. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 23 (2003) 199–206
- 258 S.Roy, N.Reddy. A finite element analysis of adhesively bonded composite joints with moisture diffusion and delayed failure. *Computers and Structures* Vol. 29, No. 6, p.1011-1031, 1988
- 259 L. F. M. da Silva and R. D. S. G. Campilho. *Advances in Numerical Modelling of adhesive joints. SpringerBriefs in Computational Mechanics*, DOI: 10.1007/978-3-642-23608-2_1,
- 260 A.D.Crocombe. D.A.Bigwood, G.Richardson. Analysing structural adhesive joints for failure. *Int. J. Adhesion and Adhesives*, Vol.10, No. 3, July 1990.
- 261 K.N. Anyfantis. *Analysis and Design of Composite to Metal Adhesively Bonded Joints*. Athens, February 2012
- 262 M. K. Apalak, R. Gunes. Elastic flexural behaviour of an adhesively bonded single lap joint with functionally graded adherends. *Materials and Design* 28 (2007) 1597–1617
- 263 M. K. Apalak, A Engin. Elasto-plastic Stress Analysis of an Adhesively Bonded Single Lap Joint.
- 264 F. Cheng, Ö.Ö. Özsoy, J.N. Reddy Finite Element Modeling of Viscoelastic Behavior and Interface Damage in adhesively bonded joints.
- 265 S.Roy, J.N.Neddy. Finite-element models of viscoelasticity and diffusion in adhesively bonded joint. *Int. Journal for numerical Methods in Engineering*, Vol. 26, p.2531-2546

- 266 M.K. Apalak, R. Gunes. Investigation of elastic stresses in an adhesively bonded single lap joint with functionally graded adherends in tension. *Composite Structures* 70 (2005) 444–467
- 267 J.N.Reddy, S.Roy. Non-linear analysis of adhesively bonded joint. *Int. J. Non-Linear Mechanics*, Vol. 23, No. 2, p.97-112, 1988
- 268 F.L. Ribeiro, L.Borges, J.R.M.d'Almeida. Numerical stress analysis of carbon-fibre-reinforced epoxy composite single lap joints. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 31 (2011) 331–337
- 269 M.K. Apalak, R. Gunes. On non-linear thermal stresses in an adhesively bonded single lap joint. *Computers and Structures* 80 (2002) 85–98
- 270 S.C.Pradhan, N.G.R.Iyengar, N.N.Kishore. Parametric study of interfacial debonding in adhesively bonded composite joints. *Composite Structures* 29 (1994) 119-125
- 271 P.C. Pandey, S. Narasimhan. Three-dimensional nonlinear analysis of adhesively bonded lap joints considering viscoplasticity in adhesives. *Computers and Structures* 79 (2001) 769–783
- 272 M. Al-Emrani, R. Kliger: Experimental and Numerical Investigation of the Behaviour and Strength of Composite Steel-CFRP Members. *Advances in Structural Engineering* Vol. 9 No. 6 2006 p.819-831
- 273 M. Bocciarelli, P. Colombi: "Elasto-plastic debonding strength of tensile steel/CFRP joint". *Engineering Fracture Mechanics* 85 (2012) 59–72
- 274 P.A. Gustafson, A.M. Waas. A bonded joint finite element for a symmetric double lap joint subjected to mechanical and thermal loads. *Int. J. Numer. Meth. Engng* 2009; 79:94–126
- 275 N. Choupani. Characterization of fracture in adhesively bonded double-lap joints. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 29 (2009) 761–773
- 276 N. Rastogi, S.R. Soni, A. Nagar. Thermal stresses in aluminum-to-composite double-lap bonded joint. *Advances in Engineering Software* Vol. 29, No. 3–6, pp. 273–281, 1998
- 277 H.Özer, Ö.Öz. Three dimensional finite element analysis of bi-adhesively bonded double lap joint. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 37 (2012) 50–55
- 278 A.E. Bogdanovich, I. Kizhakkethara. Three-dimensional finite element analysis of double-lap composite adhesive bonded joint using submodeling approach. *Composites: Part B* 30 (1999) 537–551
- 279 E.Altus. Three-dimensional singularities in double lap joint. *Engineering Fracture Mechanics* Vol. 21, No. 6, p.1097-1112, 1985
- 280 S.P. Chiew, Y. Yu, C.K. Lee: "Bond failure of steel beams strengthened with FRP laminates – Part 1 Model development". *Composites: Part B* 42 (2011) 1114–1121
- 281 Y. Yu, S.P. Chiew, C.K. Lee: "Bond failure of steel beams strengthened with FRP laminates – Part 2: Verification". *Composites: Part B* 42 (2011) 1122–1134

Literatura poznana, nie cytowana w pracy

- 282 Abdelouahed T.: „Improved theoretical solution for interfacial stresses in concrete beams strengthened with FRP plate”. *International Journal of Solids and Structures* 43 (2006) 4154–4174
- 283 Adams R.D., Comyn J., Wake W.C. *Structural adhesive joints in engineering* 1st Ed. 1984
- 284 Adams R.D., Davies R. *Strength of lap shear joints. The mechanics of Adhesion*. Dillard DA and Pocius AV, Eds. Elsevier, Amsterdam, 2002. p. 111-144.
- 285 Adams R.D., J.Coppendale, V.Mallick, H.Al-Hamdan. The effect of temperature on the strength of adhesive joint. *Int.J.Adhesion and Adhesives* Vol. 12, No. 3, (1992) 185-190
- 286 Akbar I., D.J. Oehlers, M.S.M. Ali: "Derivation of the bond-slip characteristics for FRP plated steel members". *Journal of Constructional Steel Research* 66 (2010) 1047_1056
- 287 Al-Zubaidy H., R. Al-Mahaidi, X.-L. Zhao: "Finite element modelling of CFRP/steel double strap joints subjected to dynamic tensile loadings". *Composite Structures* 99 (2013) 48–61
- 288 André A., R. Haghani, A. Biel: "Application of fracture mechanics to predict the failure load of adhesive joints used to bond CFRP laminates to steel members". *Construction and Building Materials* 27 (2012) 331–340
- 289 Belingardi G., L. Goglio, A. Tarditi: "Investigating the effect of spew and chamfer size on the stresses in metal/plastics adhesive joint". *International Journal of Adhesion & Adhesives* 22 (2002) 273–282
- 290 Buyukozturk O., O.Gunes, E.Karaca: Progress on understanding debonding problems in reinforced concrete and steel members strengthened using FRP composites. *Construction and Building Materials* 18 (2004) 9–19
- 291 Campilho R.D.S.G., M.D.Banea, A.M.G.Pinto, L.F.M. daSilva, A.M.P.deJesus: "Strength prediction of single- and double-lap joints by standard and extended finite element modelling". *International Journal of Adhesion & Adhesives* 31 (2011) 363–372
- 292 Campilho R.D.S.G., M.D.Banea, J.A.B.P. Neto, L.F.M. daSilva: "Modelling adhesive joints with cohesive zone models: effect of the cohesive law shape of the adhesive layer". *International Journal of Adhesion & Adhesives* 44 (2013) 48–56
- 293 Chakrabarti A., A.H. Sheikh, M. Griffith, D.J. Oehlers, Analysis of composite beams with longitudinal and transverse partial interactions using higher order beam theory, *International Journal of Mechanical Sciences* 59 (2012) 115–125
- 294 Chakrabarti A., A.H. Sheikh, M. Griffith, D.J. Oehlers, Analysis of composite beams with partial shear interactions using a higher order beam theory, *Engineering Structures* 36 (2012) 283–291
- 295 Chen F., P. Qiao. On the intralaminar and interlaminar stress analysis of adhesive joints in plated beams. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 36 (2012) 44–55
- 296 Chen W.T., C.W.Nelson. Thermal stresses in bonded joint. *IBM J. Res. Develop.* Vol. 23, No. 2, March 1979
- 297 Chen Z., R.D. Adams, L.F.M. da Silva: "Prediction of crack initiation and propagation of adhesive lap joints using an energy failure criterion". *Engineering Fracture Mechanics* 78 (2011) 990–1007

- 298 Chen Z., R.D.Adams, L.F.M. daSilva: "The use of the J-integral vector to analyse adhesive bonds with and without a crack". *International Journal of Adhesion & Adhesives* 31 (2011) 48–55
- 299 Cheng J., F. Taheri. A smart single-lap adhesive joint integrated with partially distributed piezoelectric patches. *International Journal of Solids and Structures* 43 (2006) 1079–1092
- 300 Cheng S., Chen D., Shi Y. Analysis of adhesive-bonded joints with nonidentical adherends, *Journal of Engineering Mechanics* . (ASCE) 117:3 (1991), 605–623.
- 301 Cheuk P.T., L. Tong, C.H. Wang, A. Baker, P. Chalkley. Fatigue crack growth in adhesively bonded composite-metal double-lap joints. *Composite Structures* 57 (2002) 109–115
- 302 Clark R.J., D.P. Romilly: Extension of generalized plane strain plates with reinforced cracks. *Engineering Fracture Mechanics* 75 (2008) 1944–1959
- 303 Clark R.J., D.P. Romilly: Linear coupled bending and extension of an unbalanced bonded repair. *International Journal of Solids and Structures* 44 (2007) 3156–3176
- 304 Cognard J.Y., P. Davies, L. Sohier, R. Cre´ac’headec. A study of the non-linear behaviour of adhesively-bonded composite assemblies. *Composite Structures* 76 (2006) 34–46
- 305 Colombi P.: Reinforcement delamination of metallic beams strengthened by FRP strips Fracture mechanics based approach. *Engineering Fracture Mechanics* 73 (2006) 1980–1995
- 306 Crocombe A.D., Kinloch A.J. Review of adhesive bond failure criteria. 1994
- 307 da Silva L. F.M., M.J.C.Q. Lopes: "Joint strength optimization by the mixed-adhesive technique". *International Journal of Adhesion & Adhesives* 29 (2009) 509–514
- 308 da Silva L.F.M., R.D. Adams: "Adhesive joints at high and low temperatures using similar and dissimilar adherends and dual adhesives". *International Journal of Adhesion & Adhesives* 27 (2007) 216–226
- 309 da Silva L.F.M., R.D. Adams: "Joint strength predictions for adhesive joints to be used". *International Journal of Adhesion & Adhesives* 27 (2007) 362–379
- 310 da Silva L.F.M., R.D. Adams: "Techniques to reduce the peel stresses in adhesive joints with composites". *International Journal of Adhesion & Adhesives* 27 (2007) 227–235
- 311 da Silva L.F.M., R.F. T. Lima, R. M. S. Teixeira, A. Puga. Closed-form solutions for adhesively bonded joints.
- 312 De Lorenzis L., J.G. Teng, L. Zhang: Interfacial stresses in curved members bonded with a thin plate. *International Journal of Solids and Structures* 43 (2006) 7501–7517
- 313 De Lorenzis L., J.G. Teng: "Near-surface mounted FRP reinforcement: "An emerging technique for strengthening structures". *Composites: Part B* 38 (2007) 119–143
- 314 Dehghani E., F. Daneshjoo □, A.A. Aghakouchak, N. Khaji "A new bond-slip model for adhesive in CFRP–steel composite systems". *Engineering Structures* 34 (2012) 447–454
- 315 Dispersion J., Study of the failure criterion for adhesively bonded joint between glass and steel.
- 316 Fawzia S., R.Al-Mahadi, X.-L.Zhao: Experimental and finite element analysis of a double strap joint between steel plates and normal modulus CFRP. *Composite Structures* 75 (2006) 156–162
- 317 Fawzia S., X.-L. Zhao, R. Al-Mahaidi: "Bond–slip models for double strap joints strengthened by CFRP". *Composite Structures* 92 (2010) 2137–2145
- 318 Garden H.N., R.J. Quantrell, L.C. Hollaway, A.M. Thorne, G.A.R. Parke, An experimental study of the anchorage length of carbon fibre composite plates used to strengthen reinforced concrete beams, *Construction and Building Materials* 12-1998, p.203-219
- 319 Ghafoori E., G.S. Prinz, E. Mayor, A. Nussbaumer, M. Motavalli, A. Herwig, M. Fontana: „Finite Element Analysis for Fatigue Damage Reduction in Metallic Riveted Bridges Using Pre-Stressed CFRP Plates“. *Polymers* 2014, 6, 1096-1118
- 320 Giare G.S., D.J.Mulholland, R.F.Felton. . Experimental investigation of the effect of geometry on the efficiency of DLJ using fracture mechanics technique in shear mode. *Engineering Fracture Mechanics* Vol. 41, No. 4, p.487-497, 1992
- 321 Gustafson P.A., A. Bizard, A.M. Waas. Dimensionless parameters in symmetric double lap joints: An orthotropic solution for thermomechanical loading. *International Journal of Solids and Structures* 44 (2007) 5774–5795
- 322 Haedir J., X.-L. Zhao, R.H. Grzebieta, M.R. Bambach: "Non-linear analysis to predict the moment–curvature response of CFRP-strengthened steel CHS tubular beams". *Thin-Walled Structures* 49 (2011) 997–1006
- 323 Haghani R.: "Analysis of adhesive joints used to bond FRP laminates to steel members_A numerical and experimental study". *Construction and Building Materials* 24 (2010) 2243–2251
- 324 Hollaway L.C.: „The evolution of and the way forward for advanced polymer composites in the civil infrastructure“. *Construction and Building Materials* 17 (2003) 365–378
- 325 Hua P., X.Han, L.F.M. daSilva, W.D. Li: "Strength prediction of adhesively bonded joints under cyclic thermal loading using a cohesive zone model". *International Journal of Adhesion & Adhesives* 41 (2013) 6–15
- 326 Investigation of adhesive behavior in aircraft application. U.S. Department of Transportation Federal Aviation Administration. September 2001
- 327 Karbhari V. M., L. Zhao: Use of composites for 21st century civil infrastructure . *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.* 185 (2000) 433-454
- 328 Kubieniec G.: „Nośność blachownic stalowych wzmacnianych z użyciem klejenia“. Kraków 2008
- 329 Lee H.K., S.H. Pyo, B.R. Kim: "On joint strengths, peel stresses and failure modes in adhesively bonded double-strap and supported single-lap GFRP joints". *Composite Structures* 87 (2009) 44–54
- 330 Lee J, Kim H. Stress Analysis of Generally Asymmetric Single Lap Adhesively Bonded Joints. *Journal of Adhesion.* 2005;81:443-472.
- 331 Liang W., B. Rui-xiang, Y. Cheng. Interfacial debonding behavior of composite beam/plates with PZT Patch.
- 332 Linghoff D., M. Al-Emrani: Performance of steel beams strengthened with CFRP laminate - Part 2: FE analyses. *Composites: Part B* (2009), doi: 10.1016/j.compositesb.2009.07.002

- 333 Maalej M., K.S. Leong: „Effect of beam size and FRP thickness on interfacial shear stress concentration and failure mode of FRP-strengthened beams”. *Composites Science and Technology* 65 (2005) 1148–1158
- 334 Mustafa S.A.A., S.S.J. Moy: „Strengthening cast iron struts using carbon fibre reinforced polymers – Finite element modelling”. *Composites: Part B* 42 (2011) 1048–1056
- 335 Nahas M.N., Strength of adhesive-bonded lap joints in composite structures. *Pakistan Journal of Applied Sciences* 2(7), 2002, p. 757-762.
- 336 Narmashiri K., M.Z. Jumaat: “Reinforced steel I-beams: A comparison between 2D and 3D simulation”. *Simulation Modelling Practice and Theory* 19 (2011) 564–585
- 337 Narmashiri K., N.H R. Sulong, M.Z. Jumaat: „Failure analysis and structural behaviour of CFRP strengthened steel I-beams”. *Construction and Building Materials* 30 (2012) 1–9
- 338 Nozaka K., C. K. Shield, J.F. Hajjar. Design of a Test Specimen to Assess the Effective Bond Length of Carbon Fiber-Reinforced Polymer Strips Bonded to Fatigued Steel Bridge Girders. *J. Compos. Constr.* 2005.9:304-312.
- 339 Ochola R.O., K. Marcus, G.N. Nurick, T. Franz: Mechanical behaviour of glass and carbon fibre reinforced composites at varying strain rates. *Composite Structures* 63 (2004) 455–467
- 340 Oehlers D.J., Development of design rules for retrofitting by adhesive bonding or bolting either FRP or steel plates or slabs in bridges and buildings, *Composites : Part A* 32 (2001) p.1345-1355
- 341 Oehlers D.J., Ductility of FRP plated flexural members, *Cement & Concrete Composites* 28 (2006) 898–905
- 342 Owens J.F.P., P. Lee-Sullivan. Stiffness behaviour due to fracture in adhesively Bonded composite-to-aluminum joint. *I Experimental. International Journal of Adhesion & Adhesives* 20 (2000) 47-58
- 343 Pandey P.C., H. Shankaragouda, A.Kr. Singh. Nonlinear analysis of adhesively bonded lap joints considering viscoplasticity in adhesives. *Computers and Structures* 70 (1999) 387–413
- 344 Romilly D.P., R.J. Clark: Elastic analysis of hybrid bonded joints and bonded composite repairs. *Composite Structures* 82 (2008) 563–576
- 345 Salama T., A. Abd-El-Meguid: “Strengthening Steel Bridge Girders Using CFRP”. The University of Alabama, Birmingham 2010
- 346 Sebastian W., Ch. Zhang: “Observations from testing of indeterminate FRP-plated steel beams on flexible supports”. *Composites: Part B* 45 (2013) 200–214
- 347 Sebastian W.M.: „Nonlinear influence of contraflexure migration on near-curtaiment stresses in hyperstatic FRP-laminated steel members”. *Computers and Structures* 81 (2003) 1619–1632
- 348 Sebastian W.M.: Nonlinear proportionality of shear-bond stress to shear force in partially plastic regions of asymmetric FRC-laminated steel members. *International Journal of Solids and Structures* 40 (2003) 25–46
- 349 Seleem M.H., I.A. Sharaky, H.E.M. Sallam: Flexural behavior of steel beams strengthened by carbon fiber reinforced polymer plates – Three dimensional finite element simulation. *Materials and Design* 31 (2010) 1317–1324
- 350 Shokrieh M.M., A. Najafi: „Experimental evaluation of dynamic behavior of metallic plates reinforced by polymer matrix composites”. *Composite Structures* 75 (2006) 472–478
- 351 Stratford T., J. Cadei: Elastic analysis of adhesion stresses for the design of a strengthening plate bonded to a beam. *Construction and Building Materials* 20 (2006) 34–45
- 352 Sweedan A.M.I., K.M. El-Sawy, M.M.A. Alhadid: “Interfacial behavior of mechanically anchored FRP laminates for strengthening steel beams”. *Journal of Constructional Steel Research* 80 (2013) 332–345
- 353 Tavakkolizadeh M., H. Saadatmanesh, Fatigue Strength of Steel Girders Strengthened with Carbon Fiber Reinforced Polymer Patch, *J. Struct. Eng.* 2003.129:186-196
- 354 Tong L. Bond strength for adhesive-bonded single-lap joints *Acta Mechanica* 1996;117:101-113
- 355 Wang J., Ch. Zhang: “A three-parameter elastic foundation model for interface stresses in curved beams externally strengthened by a thin FRP plate”. *International Journal of Solids and Structures* 47 (2010) 998–1006
- 356 Woo S.-K., J.-W. Nam, J.-H.J. Kim, S.-H. Han, K. J. Byun: Suggestion of flexural capacity evaluation and prediction of prestressed CFRP strengthened design. *Engineering Structures* 30 (2008) 3751_3763
- 357 Wua C., X. Zhao, W.H.Duan, R. Al-Mahaidi: ” Bond characteristics between ultra high modulus CFRP laminates and steel”. *Thin-Walled Structures* 51 (2012) 147–157
- 358 Xia S.H., J.G.Teng: Behaviour of FRP-to-steel bonded joints. *Proceedings of the International Symposium on Bond Behaviour of FRP in Structures (BBFS 2005) Chen and Teng (eds) © 2005 International Institute for FRP in Construction*
- 359 Yang C., S.S.Pang. Stress-strain analysis of adhesive-bonded single-lap composite joints under cylindrical bending. *Composites Engineering*, vol. 3, No. 11, p.1051-1063, 1993
- 360 Yang J., J.Ye: „ An improved closed-form solution to interfacial stresses in plated beams using a two-stage approach”. *International Journal of Mechanical Sciences* 52 (2010) 13–30
- 361 Yu T., D. Fernando, J.G. Teng, X.L. Zhao: “Experimental study on CFRP-to-steel bonded interfaces”. *Composites: Part B* 43 (2012) 2279–2289
- 362 Yuan H., J.F. Chen, J.G. Teng, X.Z. Lu: “Interfacial stress analysis of a thin plate bonded to a rigid substrate and subjected to inclined loading”. *International Journal of Solids and Structures* 44 (2007) 5247–5271
- 363 Zhang L., J.G. Teng: Finite element prediction of interfacial stresses in structural members bonded with a thin plate. *Engineering Structures*, 28(11), 1555-1565
- 364 Zou G.P., Shahin K., Taheri F. An analytical solution for the analysis of symmetric composite adhesively bonded joints. *Composite Structures* 2004;65:499.