

Na prawach rękopisu

Wydział Budownictwa Lądowego i Wodnego  
Politechniki Wrocławskiej

**Wpływ sposobu kształtowania  
wzmocnienia kompozytowego PBO-FRCM na  
nośność na ścinanie belek żelbetowych**

Raport serii PRE nr .../2020  
Praca doktorska

mgr inż. Dorota Marcinczak

Słowa kluczowe:

konstrukcje żelbetowe, belki  
żelbetowe, wzmocnianie, materiały  
kompozytowe, FRCM, ścinanie.

Promotor: dr hab. inż. Tomasz Trapko, prof. uczelni

Promotor pomocniczy: dr inż. Michał Musiał

Wrocław, kwiecień 2020 r.

Autor:

mgr inż. Dorota Marcinczak

.....

Politechnika Wroclawska  
Wydział Budownictwa Lądowego i Wodnego  
Katedra Konstrukcji Budowlanych  
Wybrzeże Wyspiańskiego 27, 50-370 Wrocław  
tel. 71 320 23 45  
e-mail: dorota.marcinczak@pwr.edu.pl

Raport został złożony w Redakcji Wydawnictw Wydziału Budownictwa Lądowego i Wodnego Politechniki Wrocławskiej w kwietniu 2020 r.

Lista odbiorców:

Recenzenci	2 egz.
Promotor	1 egz.
CWiINT PWr	1 egz.
Archiwum W-2	1 egz.

Razem	<hr/> 5 egz.
-------	--------------

*Pracę dedykuję mojemu mężowi Krzysztofowi  
oraz Rodzicom. Dziękuję Wam za wszystko.*

*Szczególne podziękowania składam  
Promotorowi oraz Promotorowi Pomocniczemu  
za otwartość i pomoc w przygotowaniu rozprawy.*



## Spis treści

<b>1. Wstęp .....</b>	<b>7</b>
1.1. Wprowadzenie.....	7
1.2. Przedmiot, cel i zakres opracowania.....	9
1.3. Oznaczenia przyjęte w pracy .....	11
<b>2. Podsumowanie stanu wiedzy .....</b>	<b>17</b>
2.1 Metody wzmocniania konstrukcji żelbetowych na ścinanie .....	17
2.2 Charakterystyka materiałów kompozytowych.....	19
2.2.1. Kruche materiały kompozytowe .....	22
2.2.2. Materiał kompozytowy PBO-FRCM .....	31
2.2.3. Właściwości mechaniczne kompozytów FRCM.....	35
2.3 Wzmocnianie konstrukcji żelbetowych przy użyciu materiałów kompozytowych .....	45
2.3.1. Wzmocnianie na ścinanie przy użyciu kompozytów klejonych do powierzchni betonu – metoda EB .....	49
2.3.2. Wzmocnianie na ścinanie za pomocą kompozytów wklejanych w betonową otulinę NSMR	53
2.4. Wzmocnianie belek żelbetowych materiałami kompozytowymi – przegląd badań.....	56
2.4.1. Wzmocnianie belek na ścinanie materiałami kompozytowymi FRP z zakotwieniem .....	56
2.4.2. Wzmocnianie belek na ścinanie materiałami kompozytowymi FRCM .....	62
2.5 Analiza wyników badań .....	100
2.5.1. Mechanizmy zniszczenia .....	104
2.5.2. Wpływ wybranych parametrów na efektywność wzmocnienia .....	106
2.6. Podsumowanie.....	112
<b>3. Cele naukowe pracy.....</b>	<b>113</b>
<b>4. Badania doświadczalne .....</b>	<b>113</b>
4.1 Zakres badań.....	113
4.2 Badania doświadczalne – seria I.....	116
4.2.1 Cel i program badań .....	116
4.2.2 Wykonanie i przygotowanie elementów badawczych.....	118
4.2.3 Cechy odkształcalnościowe i wytrzymałościowe materiałów .....	123
4.2.4 Metodyka badań .....	133
4.3 Wyniki badań doświadczalnych serii I .....	138
4.3.1 Nośność graniczna belek i mechanizmy zniszczenia .....	138
4.3.2 Ugięcie i zarysowanie .....	149
4.3.3 Odkształcenia wzmocnienia kompozytowego.....	153
4.4 Wnioski po I serii badań.....	159
4.5 Badania doświadczalne – seria II.....	161
4.5.1 Cel i program badań .....	161
4.5.2 Wykonanie i przygotowanie elementów badawczych.....	162
4.5.3 Cechy odkształcalnościowe i wytrzymałościowe materiałów .....	164
4.5.4 Metodyka badań .....	170

4.5.5	Cyfrowa Korelacja Obrazu (DIC – Digital Image Correlation) .....	171
4.6	Wyniki badań doświadczalnych serii II .....	173
4.6.1	Nośność graniczna belek i mechanizmy zniszczenia .....	174
4.6.2	Ugięcie i zarysowanie .....	185
4.6.3	Odkształcenia wzmocnienia kompozytowego.....	189
4.6.4	Cyfrowa korelacja Obrazu (DIC) .....	195
4.7	Wnioski po II serii badań.....	198
<b>5.</b>	<b>Analizy teoretyczne.....</b>	<b>200</b>
5.1	Modele do obliczeń udziału wzmocnienia FRCM w nośności belki na ścinanie .....	201
5.1.1	Norma ACI549.4R-13 [95] .....	201
5.1.2	Model A. Younis i in. [87] .....	202
5.1.3	Model Z. Tetta i in. [72] .....	204
5.1.4	Model T.G. Wakjira i U. Ebead [84].....	209
5.2	Obliczenia.....	213
5.2.1	Norma ACI549.4R-13 [95] .....	214
5.2.2	Model A. Younis i in. [87] .....	214
5.2.3	Model Z. Tetta i in. [72] .....	216
5.2.4	Model T.G. Wakjira i U. Ebead [84].....	218
5.3	Zestawienie wyników i analiza.....	220
5.4	Propozycja własna modyfikacji modelu Z. Tetta i T.G. Wakjira .....	225
5.4.1	Model Z. Tetta i in.....	225
5.4.2	Model T.G.Wakjira i U. Ebead .....	229
5.5	Podsumowanie.....	236
<b>6.</b>	<b>Podsumowanie i wnioski końcowe .....</b>	<b>238</b>
<b>7.</b>	<b>Literatura .....</b>	<b>243</b>
<b>8.</b>	<b>Streszczenie / Summary .....</b>	<b>252</b>

## 1. Wstęp

### 1.1. Wprowadzenie

Na całym świecie ochrona, konserwacja i poprawa wydajności istniejących konstrukcji ma fundamentalne znaczenie kulturowe, ekonomiczne i ludzkie. Stan techniczny obiektów infrastruktury publicznej pogarsza się z powodu starzenia się konstrukcji, przeciążania, niewłaściwego użytkowania, narażenia na agresywne środowisko i braku konserwacji. Naprawa i wzmacnianie, zamiast rozbiórki i odbudowy jest dobrą alternatywą z ekonomicznego punktu widzenia. Ponadto wydłużenie okresu użytkowania obiektów jest konieczną decyzją w przypadku, gdy rozpatrujemy obiekty o znaczeniu historycznym.

Z biegiem lat wprowadzono kilka technologii wzmocnień w celu poprawy nośności konstrukcji żelbetowych, zarówno pod względem przenoszonych obciążeń, jak i charakterystyki odkształceń. Pierwszy atrakcyjny sposób wzmocnienia konstrukcji żelbetowych stanowiły kształtowniki i płaskowniki stalowe, ze względu na ich względnie lepsze właściwości i korzystny stosunek wytrzymałości do objętości w porównaniu z betonem. W rzeczywistości szybko wyeliminowano stal jako materiał wzmacniający, ze względu na jej podatność na korozję, która skraca żywotność wzmocnionych konstrukcji oraz niską odporność ogniową.

We wczesnych latach 90-tych zaczęto interesować się wykorzystaniem materiałów kompozytowych jako wzmocnienia konstrukcji żelbetowych. Ze względu na liczne zalety materiały FRP (*Fibre Reinforced Polymers*) znalazły zastosowanie jako trwała technika wzmacniania w celu poprawy właściwości konstrukcji żelbetowych. Przez materiał kompozytowy FRP rozumie się materiał o niejednorodnej strukturze, złożony z minimum dwóch składników: matrycy polimerowej i włókien. Matryca gwarantuje spójność, elastyczność i odporność na ściskanie, włókna natomiast spełniają rolę konstrukcyjną i decydują o właściwościach wytrzymałościowych kompozytu. System ten stał się szybko przedmiotem badań doświadczalnych na całym świecie. Na podstawie badań okazało się, że kompozyty FRP sprawdzają się jako wzmocnienie prawie wszystkich rodzajów elementów konstrukcyjnych, w tym belek, słupów i płyt żelbetowych [15, 18, 37, 41, 48, 49, 55] oraz połączeń między elementami. Jako główne zalety tego systemu wymienia się wysoką wytrzymałość na rozciąganie i wytrzymałość zmęczeniową, odporność na korozję, łatwość i ekonomiczność aplikacji. Doprowadziło to do zastosowania FRP jako alternatywy dla stalowych kształtowników [60]. Obecnie kompozyty FRP produkuje się w postaci laminatów,

mat, kształtek, prętów i kabli. Do produkcji stosowane są głównie następujące typy włókien – aramidowe (AFRP), szklane (GFRP), bazaltowe (BFRP) i węglowe (CFRP).

Chociaż istnieje wiele korzyści z zastosowania kompozytów FRP do wzmocniania elementów żelbetowych, istnieją także wady, które mogą skutecznie wyeliminować ten system jako sposób wzmocnienia. Główne wady to trudność aplikacji kompozytu na mokre i nieodpowiednio przygotowane powierzchnie oraz bardzo niska odporność na podwyższone temperatury. Parametrem decydującym o efektywności wzmocnienia kompozytowego FRP jest temperatura w jakiej użytkowany jest wzmocniony element. Graniczną temperaturą dla tych systemów jest temperatura zeszklenia żywicy epoksydowej  $T_g$ , po przekroczeniu której w żywicy następują zmiany strukturalne, które są już nieodwracalne, nawet po jej wystudzeniu. W aprobach technicznych i kartach katalogowych żywic podawana jest informacja, że mogą one być bezpiecznie użytkowane do górnej granicy temperatury  $+50^{\circ}\text{C}$ , jednak w badaniach wykazano, że już w temperaturze ok.  $+30^{\circ}\text{C}$  rozpoczyna się degradacja żywicy epoksydowej i niemożliwe staje się prognozowanie stanu odkształcenia w elementach [77]. Problemy te dotyczą przede wszystkim matrycy, gdyż same włókna są stosunkowo odporne na temperaturę. O skuteczności i trwałości systemu FRP w podwyższonych temperaturach decyduje więc głównie żywica epoksydowa, niezależnie od zastosowanych włókien.

W odpowiedzi na ten problem powstał system FRCM (*Fabric Reinforced Cementitious Matrix*), w którym żywicę epoksydową zastąpiono nieorganiczną zaprawą na bazie cementu. Dzięki temu system ten może być stosowany w środowiskach narażonych na wysokie temperatury czy ogień, na wilgotnym podłożu, a także w obiektach historycznych dzięki lepszej kompatybilności zaprawy mineralnej z podłożem. W skład systemu FRCM oprócz matrycy wchodzi włókna, które mogą być wykonane z tych samych materiałów, co dla wzmocnień FRP (włókna szklane, aramidowe, bazaltowe i węglowe). Jednym z nowoczesnych rodzajów włókien stosowanych w kompozytach FRCM są włókna PBO (*polyparaphenylene benzobisoxazole*). System ten oznacza się w literaturze jako PBO-FRCM. System ten nie jest wrażliwy na wilgoć, więc można go stosować na wilgotnych i mokrych podłożach. Nie jest wymagane, tak dokładne przygotowanie podłoża, jak w przypadku wzmocnień FRP, gdzie nie mogą występować nierówności i pory w betonie. Po stwardnieniu zaprawy, system jest odporny na wysokie temperatury. Typowe obszary zastosowania wzmocnienia w elementach z betonu, to miejsca gdzie występuje zginanie, ścinanie i skręcanie. Przeprowadzono wiele badań, które potwierdziły, że system PBO-FRCM z powodzeniem może być stosowany do wzmocniania belek żelbetowych ze względu na zginanie i ścinanie, jak i również do wzmocniania słupów,



plyt i ścian żelbetowych [53, 74-76, 78-80], jednak mniej efektywnie, niż w przypadku wzmocnień FRP. Wiąże się to z innym charakterem pracy obu tych systemów. We wzmocnieniach FRP występuje bardzo dobre połączenie włókien z matrycą a zniszczenie występuje zazwyczaj w wyniku zerwania włókien. We wzmocnieniach FRCM występuje poślizg między zaprawą mineralną a włóknami, ponieważ zaprawa nie jest w stanie, tak dokładnie pokryć wszystkich włókien, jak żywica epoksydowa. Do zniszczenia dochodzi w wyniku przedwczesnego odspojenia się włókien od matrycy. Prowadzi to do niepełnego wykorzystania właściwości mechanicznych włókien PBO. Aby zwiększyć efektywność wzmocnień FRCM należy stosować zakotwienia siatek PBO, które mogą zapobiec przedwczesnemu odspajaniu się włókien i tym samym zwiększyć wykorzystanie wytrzymałości na rozciąganie siatki PBO.

## **1.2. Przedmiot, cel i zakres pracy**

Przedmiotem badań i analiz są belki żelbetowe o przekroju teowym, wzmocnione na ścinanie za pomocą siatki z włókien PBO (*polyparaphenylene benzobisoxazole*), która łączona jest z betonem za pomocą zaprawy mineralnej PBO-FRCM (*Fabric-Reinforced Cementitious Matrix*).

Celem zadania badawczego jest ocena wpływu sposobu ukształtowania i zakotwienia zewnętrznych strzemion z siatki z włókien PBO na efektywność wzmocnienia belek żelbetowych na ścinanie. W zakres zadania badawczego wchodzi dwie serie badań laboratoryjnych przeprowadzonych na belkach żelbetowych, wzmocnionych na ścinanie za pomocą systemu PBO-FRCM. W pierwszej serii badań, badany był sposób ukształtowania zakotwienia siatek PBO, tak aby otrzymać możliwie najlepsze wykorzystanie materiału kompozytowego. Poprzez wykorzystanie materiału kompozytowego rozumie się osiągnięcie największych odkształceń kompozytu w odniesieniu do odkształceń niszczących (granicznych) w próbie rozciągania kompozytu. W drugiej serii badań analizie poddany był sposób ukształtowania siatek PBO oraz wpływ zakotwienia i czasu obciążenia na nośność na ścinanie. Obecnie w literaturze przedmiotu brakuje takiej analizy i wytycznych, co do sposobów kształtowania i zakotwienia wzmocnień kompozytowych PBO-FRCM. Dla tego typu wzmocnień brakuje także norm projektowych, które określałyby sposób, w jaki należy obliczać nośność elementów wzmocnionych. Spowodowane jest to niewielką liczbą badań belek wzmocnionych materiałami PBO-FRCM.

Zakres pracy obejmuje:

- przedstawienie obecnego stanu wiedzy na temat wzmocnień kompozytowych oraz belek żelbetowych wzmocnianych na ścinanie materiałami kompozytowymi,
- postawienie celi naukowych,
- rozwiązanie zagadnień na drodze doświadczalnej i analitycznej,
- sformułowanie wniosków.

### 1.3. Oznaczenia przyjęte w pracy

Duże litery łacińskie:

$A_f$	–	pole powierzchni przekroju zbrojenia kompozytowego na jednostkę szerokości,
$A_{f,warp}$	–	pole powierzchni siatki w kierunku osnowy,
$A_{f,weft}$	–	pole powierzchni siatki w kierunku wątku,
$A_{fv}$	–	ekwiwalentna powierzchni siatki kompozytowej przy ścinaniu,
$A_{rov}$		powierzchnia wiązki włókien,
$A_{s1}$	–	pole powierzchni przekroju zbrojenia podłużnego,
$A_{sv}$	–	pole powierzchni wewnętrznego zbrojenia poprzecznego,
$D_f$	–	współczynnik rozkładu naprężeń na długości ukośnej rysy,
$E_{cm}$	–	wartość średnia modułu sprężystości betonu,
$E_f$	–	moduł sprężystości kompozytu po zarysowaniu,
$E_f^*$	–	moduł sprężystości kompozytu przed zarysowaniem,
$E_{ff}$	–	moduł sprężystości włókien,
$E_s$	–	moduł sprężystości stali zbrojeniowej,
$K_{sd}$	–	współczynnik uwzględniający smukłość strefy ścinania,
$L$	–	rozpiętość belki w osiach podpór,
$L_0$	–	początkowa długość bazy pomiarowej dla próbki stalowej na rozciąganie,
$L_{cr}, L_{css}$	–	długość odcinka ścinania,
$L_e$	–	efektywna długość przyczepności (zakotwienia) kompozytu,
$L_{max}$	–	maksymalna długość zakotwienia,
$M$	–	moment zginający belkę,
$N$	–	liczba strzemion kompozytowych w formie pasków,
$P_{max}^{LAB}$	–	obciążenie niszczące belkę otrzymane w badaniach,
$R$	–	współczynnik redukcyjny nośności kompozytu,
$S_0$	–	początkowa powierzchnia przekroju pręta,
$S_{xe}$	–	rozstaw rys,
$T_g$	–	temperatura uplastycznienia kompozytu,
$V$	–	siła tnąca,
$V_c$	–	udział betonu w nośności belki żelbetowej na ścinanie,
$V_f$	–	udział poprzecznego zbrojenia kompozytowego w nośności belki żelbetowej na ścinanie,
$V_{f,exp}$	–	doświadczalna poprzeczna siła niszcząca wzmocnioną belkę,
$V_m$	–	udział zaprawy w nośności kompozytu FRCM na ścinanie,
$V_{obj,f}$	–	ułamek objętościowy włókien w kompozycie,
$V_{obj,m}$	–	ułamek objętościowy matrycy w kompozycie,
$V_R$	–	nośność na ścinanie belki wzmocnionej materiałami kompozytowymi,
$V_{R,CON}$	–	nośność na ścinanie belki kontrolnej,

$V_s$	–	udział stalowego zbrojenia poprzecznego w nośności belki żelbetowej na ścinanie,
$V_w$	–	udział włókien w nośności kompozytu FRCM na ścinanie,

Małe litery łacińskie:

$a$	–	położenie siły obciążającej belkę od osi podpory,
$a^{LAB}$	–	maksymalne ugięcie otrzymane w badaniach,
$a_x$	–	maksymalny wymiar kruszywa,
$b_w$	–	szerokość środka belki,
$d$	–	wysokość użyteczna przekroju,
$d_f$	–	efektywna wysokość kompozytu,
$d_{pr}$	–	średnica próbki pręta na rozciąganie,
$f_1$	–	przekątne naprężenia rozciągające,
$f_2$	–	przekątne naprężenia ściskające,
$f_{ck}$	–	charakterystyczna wytrzymałość betonu na ściskanie,
$f_{cm}$	–	średnia wytrzymałość betonu na ściskanie,
$f_u$	–	wytrzymałość stali na rozciąganie,
$f_y$	–	granica plastyczności stali
$f_{cm}$	–	wytrzymałość zaprawy na ściskanie po 28 dniach,
$f_{cm,cube}$	–	średnia wytrzymałość kostkowa betonu na ściskanie,
$f_{cm,cyl}$	–	średnia wytrzymałość słupowa betonu na ściskanie,
$f_{ctm}$	–	średnia wartość wytrzymałości betonu na rozciąganie,
$f_{ctm}^{spl}$	–	średnia wytrzymałość betonu na rozciąganie przez rozłupywanie,
$f_f$	–	efektywna wytrzymałość na rozciąganie kompozytu,
$f_{fed}$	–	obliczeniowa wartość efektywnego naprężenia rozciągającego w zbrojeniu kompozytowym,
$f_{fed,max}$	–	maksymalne obliczeniowe naprężenie w kompozycie,
$f_{ft}$	–	naprężenie rozciągające odpowiadające punktowi przejściowemu,
$f_{fu}$	–	charakterystyczna wytrzymałość na rozciąganie wzdłuż włókien kompozytu,
$f_{fv}$	–	obliczeniowa wytrzymałość kompozytu FRCM na rozciąganie,
$f_{sv}$	–	granica plastyczności wewnętrznego zbrojenia poprzecznego,
$f_{tm}$	–	wytrzymałość zaprawy na rozciąganie,
$h$	–	wysokość przekroju,
$h_f$	–	wysokość półki przekroju teowego,
$h_{fe}$	–	efektywna wysokość kompozytu,
$k^f$	–	ekwiwalentna sztywność osiowa kompozytu,
$n$	–	liczba warstw siatki we wzmocnieniu kompozytowym,
$s_f$	–	rozstaw osiowy strzemion kompozytowych mierzony

		w kierunku wzdłużnej osi belki,
$s_v$	–	rozstaw wewnętrznego zbrojenia poprzecznego,
$t_f$	–	grubość kompozytu,
$t_m$	–	grubość zaprawy,
$t_{rov}$	–	grubość wiązki włókien,
$w_f, w_s$	–	szerokość strzemienia kompozytowego,
$w_{rov}$	–	szerokość wiązki włókien,

Litery greckie:

$\alpha$	–	kąt nachylenia kierunku głównego kompozytu do osi podłużnej belki,
$\alpha_{warp}$	–	kąt nachylenia włókien na kierunku osnowy do osi podłużnej belki,
$\alpha_{weft}$	–	kąt nachylenia włókien na kierunku wątku do osi podłużnej belki,
$\beta$	–	współczynnik naprężenia rozciągającego,
$\beta_L$	–	współczynnik określający długość przyczepności,
$\beta_w$	–	współczynnik określający stosunek szerokości taśmy FRP do szerokości przekroju betonowej próbki,
$\varepsilon_f$	–	efektywne odkształcenia rozciągające kompozytu,
$\varepsilon_{ft}$	–	odkształcenia przy rozciąganiu odpowiadające punktowi przejściowemu,
$\varepsilon_{fu}$	–	graniczne odkształcenia przy rozciąganiu,
$\varepsilon_{fv}$	–	obliczeniowe, efektywne odkształcenia rozciągające kompozytu,
$\varepsilon_m$	–	odkształcenia matrycy,
$\varepsilon_{max}^{LAB}$	–	maksymalne odkształcenia kompozytu otrzymane w badaniach,
$\varepsilon_x$	–	odkształcenia w zbrojeniu podłużnym,
$\theta$	–	kąt nachylenia ukośnej rysy niszczącej,
$\lambda$	–	znormalizowany maksymalny parametr długości naklejenia kompozytu,
$\rho_f$	–	stopień zbrojenia kompozytowego, $\rho_f = \frac{2t_f}{b_w}$
$\rho_{sv}$	–	stopień wewnętrznego zbrojenia poprzecznego, $\rho_{sv} = \frac{A_{sv}}{b_w \cdot s_v}$
$\sigma_{fv}$	–	efektywne naprężenie rozciągające w kompozycie FRCM,
$\phi_v$	–	współczynnik redukcyjny całkowitej nośności na ścinanie,

### Skróty i definicje:

- Delaminacja wzmocnienia - Utrata przyczepności (rozwarstwienie) pomiędzy kompozytem a betonem lub pomiędzy warstwami kompozytu. Delaminacja następuje poprzez utratę spójności pomiędzy poszczególnymi warstwami składowymi wzmocnienia.
- DIC - *Digital Image Correlation* – Cyfrowa Korelacja Obrazu, bezdotykowa optyczna metoda pomiarowa polegająca na wykonaniu serii cyfrowych zdjęć badanego obiektu przed obciążeniem i w trakcie obciążenia, co pozwala na mierzenie przemieszczeń powierzchni i budowę wektorowego pola przemieszczeń, które następnie mogą być wykorzystane do obliczeń odkształceń.
- EB - *Externally Bonded* – wzmacnianie elementu poprzez zewnętrzne naklejenie kompozytu,
- FRCM - *Fabric-Reinforced Cementitious Matrix* - materiał kompozytowy złożony z włókien w postaci siatek kompozytowych i matrycy mineralnej,
- FRP - *Fibre Reinforced Polymers* – tworzywo sztuczne wykonane z polimeru wzmocnionego włóknami, m.in. węglowymi CFRP (*Carbon*), szklanymi GFRP (*Glass*), aramidowymi AFRP (*Aramid*) lub bazaltowymi BFRP (*Basalt*).
- Kompozyt - Materiał utworzony z dwóch lub większej liczby różnych materiałów, w taki sposób, że ma właściwości wyjątkowe i/lub lepsze w stosunku do komponentów wziętych osobno lub wynikających z prostego sumowania ich właściwości. Komponenty są celowo połączone i możliwe do wyodrębnienia metodami mechanicznymi, rozłożone są w kontrolowany sposób w celu nadania optymalnych właściwości nowemu materiałowi. Składnikiem ciągłym kompozytu jest matryca lub osnowa, wypełniona np. włóknami.
- Laminat kompozytowy - Gotowy element w postaci taśmy lub kształtki, w którym wszystkie wiązki włókien kompozytowych ułożone są jednokierunkowo, równoległe do długości elementu i zatopione w matrycy, najczęściej polimerowej.

Mata kompozytowa	-	Jedno lub dwukierunkowy arkusz z włókien kompozytowych tkany na osnowie poliestrowej, w którym poszczególne wiązki włókien przylegają do siebie.
Matryca lub osnowa	-	Materiał wypełniający kompozyt, może być metaliczna, ceramiczna lub polimerowa. Matryca spaja włókna w laminacie, przenosi obciążenia na włókna, chroni włókna przed zniszczeniem na skutek oddziaływania czynników zewnętrznych. Łączy również kompozyt ze wzmocnianym podłożem.
NSM	-	<i>Near Surface Mounted</i> – wzmocnianie elementu poprzez wklejanie kompozytu w otulinę,
PBO	-	<i>polyparaphenylene benzobisoxazole</i> – syntetyczne włókna wytwarzane z polimeru z grupy poliamidów, a dokładniej aramidów, z którego przędzie się sztuczne włókna. Włókna PBO posiadają dwukrotnie większą wytrzymałość na rozciąganie i dwukrotnie większy moduł sprężystości przy rozciąganiu niż włókna Kevlar. Włókna PBO odznaczają się bardzo wysoką odpornością na działanie ognia w porównaniu do innych włókien polimerowych.
PBO-FRCM	-	Materiał kompozytowy złożony z włókien PBO i matrycy mineralnej,
Siatka kompozytowa	-	Dwukierunkowo tkany arkusz z włókien kompozytowych, w którym poszczególne wiązki włókien nie przylegają do siebie.
Smukłość strefy ścinania	-	Wyrażona stosunkiem $\frac{M}{V \cdot d}$ , gdzie $M$ jest momentem zginającym, $V$ odpowiadającą mu siłą poprzeczną, a $d$ wysokością użyteczną. W przypadku elementów wolnopodpartych obciążonych jedną lub dwiema siłami skupionymi, parametr smukłości strefy ścinania może być wyrażony również, jako iloraz odległości przyłożonego obciążenia od podpory do wysokości użytecznej przekroju $a/d$ , gdzie $a$ jest odległością siły od podpory,
Stopień wzmocnienia	-	Stosunek siły niszczącej dla belki wzmocnionej do siły niszczącej dla belki kontrolnej (bez wzmocnienia)
Strzemiona PBO	-	Siatka kompozytowa z włókien PBO ukształtowana w formie pasków,

Typ wzmocnienia - <i>SB</i>	- „ <i>Side bonding</i> ” – sposób ukształtowania wzmocnienia, gdzie paski taśm, mat lub siatek przyklejane są tylko do bocznych powierzchni belki,
Typ wzmocnienia - <i>U</i>	- „ <i>U-wrapped</i> ” – maty, siatki lub kształtki L obejmują boczne powierzchnie oraz spód belki,
Typ wzmocnienia - <i>W</i>	- „ <i>Completely wrapped</i> ” – sposób ukształtowania wzmocnienia, gdzie wykorzystuje się zamknięte strzemiona w postaci mat lub siatek obejmujących cały przekrój.
Zaprawa mineralna	- Materiał powstający z połączenia spoiwa hydraulicznego otrzymywanego z wypalonych i zmielonych surowców mineralnych (najczęściej skał osadowych), w tym przypadku cementu i dodatków wypełniających (np. włókien). W materiałach tych, po dodaniu wody, zachodzą reakcje chemiczne, w wyniku których następuje proces wiązania i twardnienia.



## **2. Podsumowanie stanu wiedzy**

Przedmiotem pracy są teowe belki żelbetowe wzmocnione na ścinanie materiałami PBO-FRCM. Dokonano przeglądu literatury pod kątem wzmocniania konstrukcji żelbetowych, stosowania wzmocnienia kompozytowego oraz pracy belek żelbetowych wzmocnionych materiałami kompozytowymi FRCM, poddanych ścinaniu.

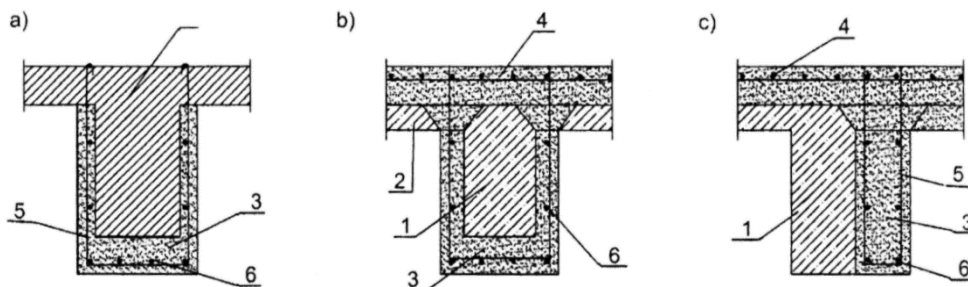
### **2.1 Metody wzmocniania konstrukcji żelbetowych na ścinanie**

Błędy użytkowania, błędy wykonawstwa oraz błędy projektowe są często przyczynami awarii konstrukcji żelbetowych. W celu poprawy bezpieczeństwa obiektu, który uległ awarii, oraz w celu spełnienia wymagań stanów granicznych nośności i użytkowalności pojawia się konieczność wzmocnienia elementów konstrukcyjnych. Wzmocnienia mogą być również konieczne w momencie, kiedy ze względu a zmiany funkcji obiektu dokonuje się jego przebudowy, co powoduje wzrost obciążeń stałych i użytkowych działających na konstrukcje.

Wzmocnienie konstrukcji realizuje się stosując jedną z dwóch metod: wzmocnienie poprzez zmianę schematu statycznego lub poprzez zwiększenie przekroju poprzecznego. Pierwszy sposób stosuje się do konstrukcji nieuszkodzonych. Dużą zaletą jest tutaj możliwość prowadzenia prac bez wyłączania obiektu z użytkowania. Drugi sposób stosuje się najczęściej do naprawy konstrukcji uszkodzonych i polega na zwiększeniu przekroju poprzecznego poprzez dobetonowanie, doklejenie stalowych elementów zewnętrznych lub doklejenie taśm, mat lub kształtek kompozytowych.

Wzmocnianie elementów żelbetowych metodą dobetonowania z dodaniem zbrojenia polega na usunięciu starej otuliny, odkryciu prętów zbrojenia oraz dodaniu nowego zbrojenia i betonu (rys. 2.1). Warunkiem koniecznym jest zapewnienie właściwego połączenia betonu starego (konstrukcji wzmocnianej) z betonem nowym (wzmocniającymi). Na starym podłożu betonowym zwiększa się chropowatość powierzchni oraz często dodaje się stalowe sworznie. Skutecznym sposobem jest także stosowanie warstw zwiększających przyczepność nowego betonu do starego podłoża, produkowanych na bazie cementów modyfikowanych polimerami z dodatkiem pyłów krzemionkowych. Zapewnienie właściwej współpracy obu betonów jest bardzo ważne z punktu widzenia równości odkształceń, występujących na płaszczyźnie styku betonów, ponieważ przy niezgodności odkształceń może dojść do ich rozwarstwienia. Duże znaczenie ma także odpowiednie zapewnienie współpracy zbrojenia istniejącego ze zbrojeniem dokładanym. Uzyskuje się to poprzez dospawanie prętów do siebie lub wykonanie nowych strzemion nakładanych na obrys powiększonego przekroju. Często stosowane są wzmocnienia

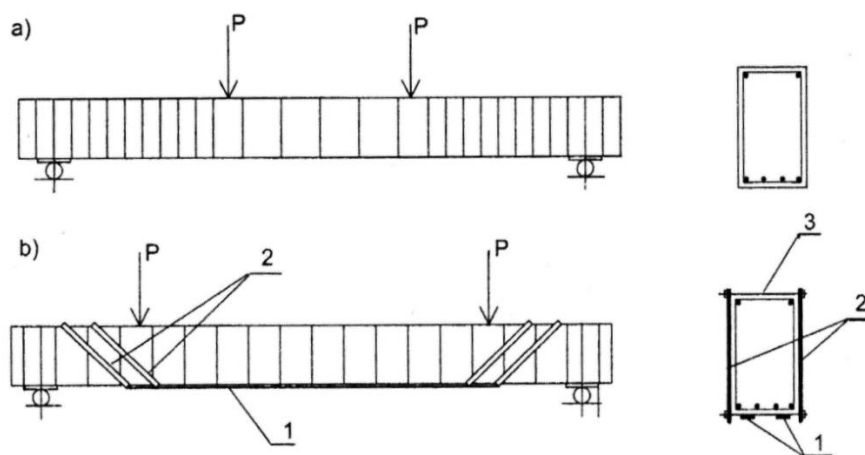
tylko stref rozciąganych (dołożenie zbrojenia od dołu) bez wzmocnienia strefy ściskanej, które mogą prowadzić do nadmiernych ugięć i w konsekwencji do powstania rys o większych rozwartościach.



Rys. 2.1. Przykłady wzmocniania belek stropowych: a) powiększenie przekroju żebra, b) powiększenie przekroju belki i zespolenie z płytą, c) jednostronne poszerzenie belki i zespolenie z płytą, 1- belka, 2- płyta, 3 – nowy beton zwykły lub specjalny (kompozytowy), 4 – nowe zbrojenie płyty, 5 – nowe strzemiona, 6 – nowe zbrojenie z prętów stalowych lub włókien węglowych [60]

Wraz z wprowadzeniem żywic epoksydowych do naprawy obiektów budowlanych pojawiły się wzmocnienia za pomocą elementów stalowych doklejanych do zewnętrznej powierzchni betonu (rys. 2.2). Najczęściej stosowane są płaskowniki stalowe, które mają za zadanie przenoszenie naprężeń rozciągających. Stosuje się je zarówno we wzmocnieniach stref rozciąganych, jak i przypodporowych. W tego typu wzmocnieniach również kluczową sprawą jest odpowiednie przygotowanie podłoża. Wytrzymałość podłoża na odrywanie powinna wynosić, co najmniej 1,5 MPa a beton powinien odpowiadać minimalnej klasie C16/20. Zaleca się usunięcie słabej warstwy zewnętrznej betonu i zaczynu cementowego, tak aby odsłonić ziarna kruszywa. Jako dodatkowe wzmocnienie płaskowników stosuje się często zakotwienie ich końców, doklejając tam prostopadle płaskowniki lub stosując śruby spinające.

Najczęstszym mechanizmem zniszczenia tego typu wzmocnień jest oderwanie doklejonych płaskowników z warstwą kleju, które ma gwałtowny charakter. Najsłabszym miejscem połączenia jest więc styk żywicy z betonem. Główną wadą tego typu wzmocnień jest niska odporność ogniowa, dlatego zakres stosowania jest ograniczony lub konieczne jest zastosowanie okładzin ogniochronnych.



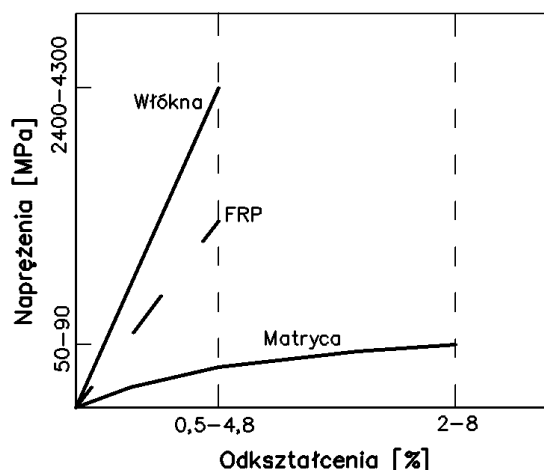
Rys. 2.2. Schemat przykładowego wzmocnienia belki przez doklejenie płaskowników stalowych z obejmami ukośnymi lub pionowymi: a) belka przed wzmocnieniem, b) belka po wzmocnieniu, 1- doklejone płaskowniki, 2- płaskowniki boczne ukośne, 3- śruba spinająca [60]

W ostatnich latach stosowanie płaskowników stalowych jest stopniowo wypierane przez materiały kompozytowe, takie jak taśmy, maty, siatki i kształtki. Jest to metoda mniej kłopotliwa w realizacji i bardziej efektywna, ze względu na wysokie parametry wytrzymałościowe włókien, z których wykonuje się materiały kompozytowe, przy jednocześnie niskiej wadze i łatwości aplikacji. Wzmacnianiu przy użyciu materiałów kompozytowych poświęcono więcej uwagi w rozdziale 2.3 tej pracy.

## 2.2 Charakterystyka materiałów kompozytowych

Pod pojęciem kompozyt rozumie się system złożony z dwóch lub więcej materiałów połączonych i pracujących razem tak, że jego wydajność i właściwości mechaniczne są lepsze od właściwości pojedynczych materiałów składowych. Jeden z materiałów w kompozycie, który ma lepsze właściwości wytrzymałościowe pełni rolę zbrojenia, natomiast drugi, słabszy – rolę matrycy. Kompozyty klasyfikuje się na dwóch poziomach, wyróżniając rodzaj matrycy i rodzaj zbrojenia. Jako zbrojenie można stosować krótkie włókna rozproszone, ciągłe włókna, cząstki stałe, nanocząstki lub struktury. W przypadku kompozytów zbrojonych włóknami ze względu na rodzaj matrycy dzieli się je na kompozyty: MMC (*Metal Matrix Composites* – metalowe materiały kompozytowe), PMC (*Polimer Matrix Composites* – polimerowe materiały kompozytowe) i BMC (*Brittle Matrix Composites* – kruche materiały kompozytowe). Kompozyty FRP (*Fibre Reinforced Polymer*), które najczęściej używane są do wzmocnień konstrukcji żelbetowych, należą do grupy kompozytów PMC.

Właściwości mechaniczne kompozytów wzmocnianych włóknami są związane ze złożoną zależnością między właściwościami materiałów składowych, ich udziałem objętościowym, wiązaniami powierzchniowymi między nimi oraz ich orientacją w odniesieniu do przyłożonego obciążenia. Dla przykładu kompozyt z matrycą polimerową FRP (*Fibre Reinforced Polymers*), ma bardzo silne połączenie między włóknami a matrycą, a graniczne odkształcenia przy zniszczeniu włókien są niższe niż graniczne odkształcenia dla matrycy z żywicy epoksydowej ( $\varepsilon_f < \varepsilon_m$ ) (rys. 2.3).



Rys. 2.3. Mechaniczne zachowanie kompozytów z polimerową matrycą [2, ang]

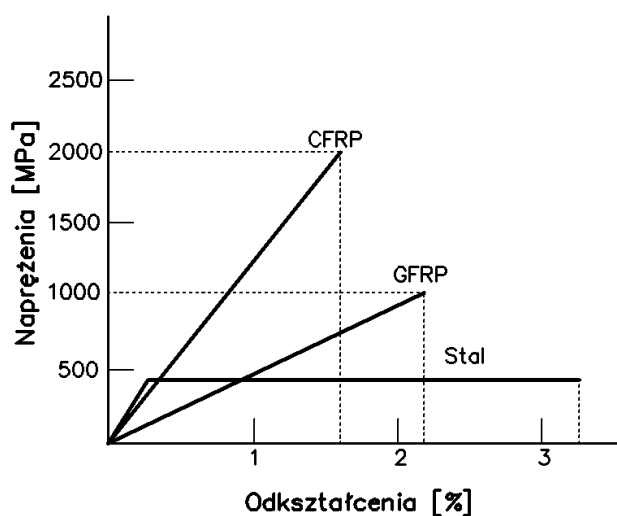
Podłużne (włókno równoległe do kierunku obciążenia) i poprzeczne (włókno prostopadłe do kierunku obciążenia) moduły sprężystości  $E_{1c}$  i  $E_{2c}$ , można oszacować za pomocą reguły „modelu mieszanin” [29, 38], która zakłada, że każdy materiał składowy kompozytu przyczynia się do złożonych właściwości w sposób proporcjonalny do ułamka jego objętości w całym kompozycie. Równanie (2.1) służy do oszacowania wartości modułu podłużnego, w którym włókno i matryca są w tym samym stanie odkształcenia, a do zniszczenia kompozytu dojdzie, gdy zostanie osiągnięta granica odkształcalności włókien (rys. 2.3).

$$E_{1c} = E_f V_{obj,f} + E_m V_{obj,m} \quad (2.1)$$

Gdzie  $E_f$  i  $V_{obj,f}$  są kolejno modułem sprężystości i objętością włókien a  $E_m$  i  $V_{obj,m}$  modułem sprężystości i objętością matrycy. Równanie (2.2) służy do oszacowania poprzecznego modułu sprężystości kompozytu:

$$E_{2c} = \frac{E_f E_m}{E_f V_{obj,m} + E_m V_{obj,f}} \quad (2.2)$$

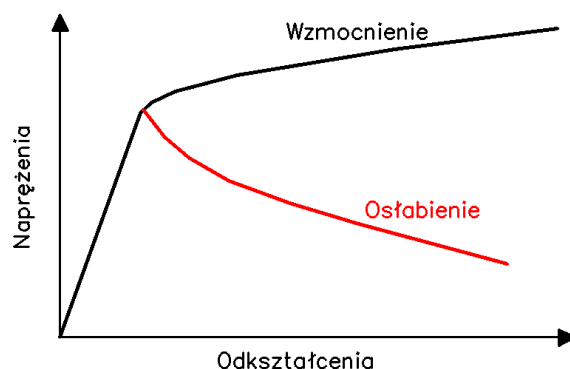
Początkowo matryca i włókna odkształcają się sprężysto. Ostatecznie matryca ulega odkształceniu plastycznemu, ale włókna nadal rozciągają się sprężysto [12]. Te zależności prowadzą do prawie liniowo-sprężystej charakterystyki krzywej naprężenie-odkształcenie pokazanej na rysunku 2.3. Rysunek 2.4 przedstawia porównanie kompozytów FRP z włókien węglowych (CFRP – *Carbon Fiber Reinforced Polymer*) i szklanych (GFRP - *Glass Fiber Reinforced Polymer*) oraz stali. Należy zauważyć, że kompozyty osiągają większą wytrzymałość na rozciąganie od stali, jednak nie posiadają półki plastycznej, przez co zniszczenie nie jest plastyczne, a kruche i gwałtowne.



Rys. 2.4. Porównanie kompozytów FRP z włókien węglowych (CFRP) i szklanych (GFRP) oraz stali [2, ang]

W materiałach kompozytowych z kruchą matrycą (BMC – *Brittle Matrix Composites*) jako matrycę używa się materiałów ceramicznych lub cementowych, takich jak cement, zaprawa lub beton, które są materiałami porowatymi i mają stosunkowo wysoką wytrzymałość na ściskanie, przy jednocześnie niskiej wytrzymałości na rozciąganie. Mechanizm pracy tych kompozytów bardzo różni się od materiałów z matrycą polimerową i zazwyczaj nie można stosować do ich opisu wspomnianego wcześniej „modelu mieszanin”, ponieważ połączenie między matrycą a włóknami jest słabsze i bardziej złożone, a odkształcenia graniczne matrycy są dużo mniejsze niż odkształcenia graniczne włókien ( $\epsilon_m \ll \epsilon_f$ ). W związku z tym po osiągnięciu odkształceń granicznych na rozciąganie w matrycy powstają rysy, włókna zaczynają się odpajać i w miejscu rys dochodzi do poślizgu. Wszystko to powoduje quasiplastyczną pracę tych kompozytów, co jest zjawiskiem pozytywnym. Włókna zatopione w kruchej matrycy działają jako „mostek” łączący rysy i umożliwiają redystrybucję naprężeń, co poprawia ich wytrzymałość na rozciąganie i sztywność. Na rysunku 2.5 przedstawiono

schemat pracy tych kompozytów. Na początku zachowują się one liniowo-sprężyste, aż do osiągnięcia wytrzymałości na rozciąganie matrycy. Następnie, wraz ze wzrostem naprężeń, powstaje wiele rys i naprężenia są redystrybuowane przez włókna. W zależności od ilości włókien i połączenia między włóknami a matrycą może wystąpić wzmocnienie (ang. *hardening*) lub osłabienie (ang. *softening*) kompozytu.



Rys. 2.5. Wykres przedstawiający zachowanie się kruchych kompozytów [2, ang]

Z powodu dużej ziarnistości matrycy, w kompozytach kruchych używa się zazwyczaj włókien połączonych w siatki jedno lub dwu kierunkowe, gdzie pomiędzy wiązkami włókien występują odpowiednie przerwy, aby umożliwić matrycy dobre pokrycie włókien.

### 2.2.1. Kruche materiały kompozytowe

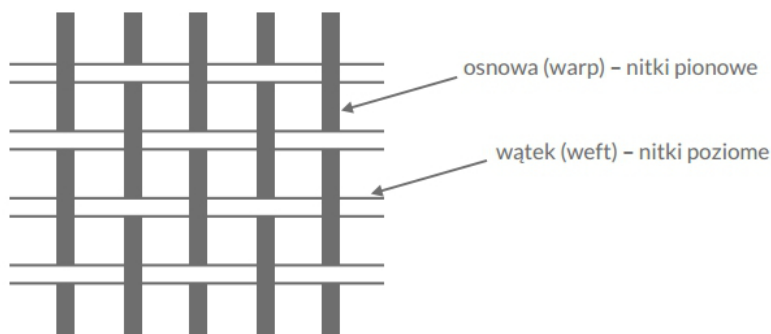
Do tej pory opracowano wiele rodzajów kompozytów, w których krucha matryca jest wzmocniona włóknami o różnym składzie, właściwościach mechanicznych i geometrii. Ponieważ tego typu materiały są przedmiotem badań na całym świecie i wciąż eksperymentuje się ze składem zarówno matrycy, jak i rodzajem włókien, literatura jest bogata w terminologię opisującą te kompozyty. W literaturze używa się często różnych, odmiennych nazw, które opisują materiał o podobnych właściwościach mechanicznych, materiałach składowych i zastosowaniach. Próbę klasyfikacji podjęto w normach i artykułach [50, 67, 92].



Rys. 2.6. Krótkie włókna szklane, propylenowe i węglowe [2]



Rys. 2.7. Siatki z włókien kompozytowych [2]



Rys. 2.8. Kierunek osnowy i wątku w tkaninie

Włókna używane w kruchych kompozytach mogą być metalowe (zwykle stalowe), mineralne (szklane), naturalne (juta, konopie lub inne materiały celulozowe) lub syntetyczne (polipropylenowe, węglowe, aramidowe, PBO). Stosowane włókna mogą być włóknami krótkimi, rozproszonymi (rys. 2.6) lub ciągłymi w postaci siatki lub materiału (rys. 2.7) określane również jako tkanina. Materiały z ciągłych włókien mogą mieć różny sposób ukształtowania poszczególnych włókien i ich orientacji. W siatce lub tkaninie, ciągłe włókna są układane w wiązki, które następnie wplatane są w strukturę siatki lub wzór, który charakteryzuje geometrię tkaniny. W terminologii włókienniczej, kierunek osnowa odnosi się do wiązek włókien, które biegną równoległe do kierunku głównego tkaniny, natomiast kierunek wątku to wiązki włókien, które biegną prostopadle do kierunku głównego (rys. 2.8). Ze względu na gęstość włókien wyróżnia się dwa rodzaje tkanin – takie, w których gęstość włókien na kierunku osnowy i wątku jest taka sama oraz takie, gdzie gęstość włókien na kierunku osnowy jest większa, niż na kierunku wątku.

Kruche kompozyty cementowe najczęściej są klasyfikowane ze względu na geometrię i rozmieszczenie włókien. Na rysunku 2.9 przedstawiono klasyfikację kruchych materiałów kompozytowych (BMC – *Brittle Matrix Composites*) wg [2].



Rys. 2.9. Podział kruchych materiałów kompozytowych wg [2]

### Kompozyty z matrycą ceramiczną (CMC – Ceramic Matrix Composites)

Kompozyty złożone z matrycy ceramicznej są oddzielną grupą od kompozytów z matrycy cementowej, ponieważ nie są używane do wzmocnień konstrukcji budowlanych. Wykazują się jednak podobnymi właściwościami mechanicznymi, jak beton zbrojony włóknami (FRC – *Fiber Reinforced Concrete*). W tych kompozytach stosuje się włókna rozproszone lub ciągłe, które mogą być ceramiczne, szklane, szklano-ceramiczne, metalowe lub organiczne. Kompozyty CMC wykazują niską gęstość, wysoką twardość i doskonałą odporność chemiczną i termiczną. Ich właściwości czynią je atrakcyjnymi w szerokim zakresie zastosowań, w szczególności wewnętrznych elementów silników, układów wydechowych i innych miejscach narażonych na wysokie temperatury. W kompozytach CMC stosunek modułu sprężystości matrycy do włókien może równać się 1, ponieważ zwykle włókna wzmacniające są również z materiału ceramicznego. Podobnie, jak inne kruche kompozyty, mechanizm pracy kompozytów ceramicznych zależy od objętości włókien i geometrii oraz od jakości wiązania międzyfazowego między włóknami a matrycą. Do zniszczenia dochodzi zazwyczaj w wyniku zarysowania matrycy i zniszczenia włókien w skutek odspojenia i poślizgu.

Większą grupę kompozytów kruchych stanowią kompozyty z matrycą cementową, które dzieli się na następujące grupy: zbrojone krótkimi, rozproszonymi włóknami lub zbrojone ciągłymi włóknami.

### Kompozyty z matrycą cementową zbrojone krótkimi, rozproszonymi włóknami

#### Cement zbrojony włóknami (Fiber Reinforced Cement – FRC)



Kompozyty FRC to materiały bazujące na betonie i zaprawie, które zbrojone są rozproszonymi, krótkimi włóknami których długość nie przekracza 75 mm. Włókna produkowane są głównie ze stali, szkła i organicznych polimerów (włókna syntetyczne).

Kompozyty FRC klasyfikuje się ze względu na zawartość włókien w następujący sposób [47]:

- Niska objętość włókien (<1%). Włókna stosowane są głównie w celu zmniejszenia zarysowania skurczowego. Włókna te są stosowane w płytach i chodnikach, które mają dużą odsłoniętą powierzchnię, co prowadzi do pęknięcia skurczowego. Włókna rozproszone, w porównaniu do stosowanych powszechnie w płytach prętach i siatkach stalowych, posiadają kilka zalet, które czynią je lepszą alternatywą do zbrojenia przeciwskurczowego: są równomiernie rozmieszczone w trzech wymiarach, co zapewnia efektywny rozkład obciążenia, są mniej wrażliwe na korozję niż wzmacniające pręty stalowe oraz mogą zmniejszyć koszty pracy związane z umieszczaniem prętów i siatki stalowej.
- Umiarkowana objętość włókien (od 1 do 2%). Obecność włókien zwiększa odporność na pęknięcie i udarność. Kompozyty te są stosowane w budownictwie najczęściej jako torkret i w konstrukcjach, które wymagają zdolności pochłaniania energii, większej wytrzymałości zmęczeniowej, a także aby zapobiec rozwarstwieniu.
- Frakcja o dużej objętości (większa niż 2%). Włókna stosowane na tym poziomie prowadzą do wzmocnienia kompozytu, który może być użyty do zwiększenia nośności elementów konstrukcyjnych.

Klasyfikacja FRC według zachowania mechanicznego została zaproponowana przez Naamanna i Reinhardta [50], zależy od kształtu wykresu naprężenie-odkształcenie. Po wystąpieniu pierwszej rysy, kompozyt z kruchą matrycą może wykazywać wzmocnienie (*hardening*) lub osłabienie (*softening*). Przy osłabieniu, naprężenie zmniejsza się wraz z ciągłym wzrostem odkształcenia, podczas gdy przy wzmocnieniu naprężenie zwiększa się i pojawia się wiele rys.

Materiały z osłabieniem mają praktyczne zastosowanie w przypadku posadzek przemysłowych i płyt na podłożu, w celu kontrolowania temperatury, skurczu i zarysowania wywołanych obciążeniem, podczas gdy materiały ze wzmocnieniem mogą zwiększać bezpieczeństwo konstrukcji pod względem zwiększonej tolerancji na uszkodzenia [67].

Materiały kompozytowe FRC ze wzmocnieniem nazywa się kompozytami cementowymi wzmocnianymi włóknami o wysokiej wydajności (HPFRCC - *High Performance Fiber Reinforced Cement Composites*), cementowymi wzmocnionymi włóknami o bardzo wysokiej wydajności (UHPFRC - *Ultra High Performance Fiber Reinforced Cement*) lub kompozytami cementowymi (SHCC - *Strain Hardening Cement Based Composites*).

Innymi terminami powszechnie stosowanymi w nazewnictwie materiałów FRC na bazie użytych włókien są: beton zbrojony włóknami stalowymi (SFRC - *Steel Fiber Reinforced Concrete*), beton zbrojony włóknem szklanym (GRC - *Glass Fiber Reinforced Concrete*) oraz beton wielowarstwowy zbrojony włóknami (MSFRC - *Multi-Scale Fiber-Reinforced Concrete*), który składa się włókien o różnych rozmiarach.

#### Modyfikowany kompozyt cementowy - (ECC - *Engineered Cementitious Composite*)

Modyfikowany kompozyt cementowy (ECC) jest podobny w składzie do FRC, ale z dużo większą wytrzymałością na rozciąganie. Jest czasem nazywany betonem ciągłym lub giętkim. ECC zawiera wodę, cement, piasek, włókna i niektóre powszechnie stosowane dodatki chemiczne. Nie stosuje się gruboziarnistych kruszyw, ponieważ mają one niekorzystny wpływ na unikalne ciągłe zachowanie kompozytu. Typowa mieszanka posiada stosunek woda/cement i stosunek piasek/cement równy 0,5 lub mniej. W przeciwieństwie do niektórych kompozytów FRC, w ECC nie wykorzystuje się dużych ilości włókien, zazwyczaj 2% objętości. Kompozyty ECC stosuje się do żelbetu konstrukcyjnego, betonu prefabrykowanego i renowacji elementów konstrukcyjnych zarówno posadowionych na terenach sejsmicznych, jak i niesejsmicznych.

#### Kompozyty z matrycą cementową zbrojone ciągłymi włóknami

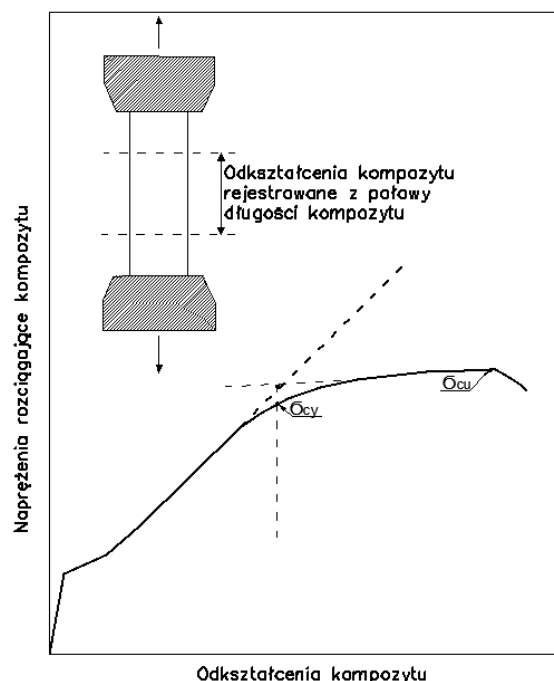
##### Ferrocement

Ferrocement jest rodzajem cienkościennego betonu zbrojonego, zbudowanego zwykle z hydraulicznej zaprawy cementowej, wzmocnionej ściśle rozmieszczonymi warstwami ciągłej, gęstej siatki drucianej (rys. 2.10). Siatka może być wykonana z metalu lub innych odpowiednich materiałów [94]. Ferrocement z metalową siatką to technologia, która znalazła liczne zastosowania w budownictwie jako dachy, ściany, rury, blaty, okładziny basenów, w budownictwie okrętowym jako łodzie i barki, a nawet w sztuce jako rzeźby i meble. Wykres odkształceń ferrocementu podczas próby rozciągania składa się z pierwszego liniowego stadium, aż do momentu, gdy powstają rysy w matrycy, po czym następuje spadek modułu

szttywności, a rysy powiększają się, aż do fazy uplastycznienia stali przed zniszczeniem (rys. 2.11).



Rys. 2.10. Ferrocement



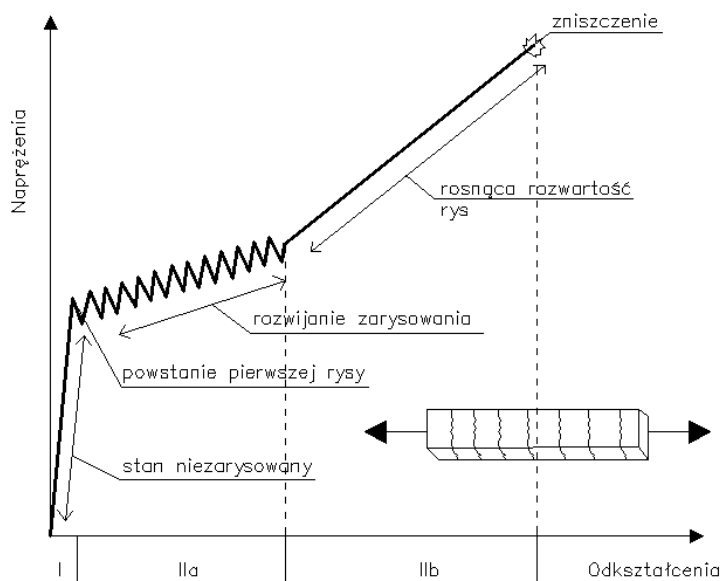
Rys. 2.11. Typowa krzywa naprężenia-odkształcenia dla ferrocementu w próbie rozciągania [93]

### Beton/Cement wzmocniony tkaniną (TRC – *Textile Reinforced Concrete/Cement*)

Beton/Cement wzmocniony tkaniną (TRC) to szeroka kategoria obejmująca mineralne matryce, które są zaprawami albo betonami i wzmocnienie są dowolnym rodzajem zbrojenia siatkowego, w postaci siatek drucianych, suchych tkanin lub impregnowanych tkanin. Z definicji jest to materiał podobny do ferrocementu, przez niektórych uważany jako ewolucja ferrocementu. Jedyna różnica między tymi kompozytami polega na tym, że w ferrocencie

używa się wielu warstw zbrojenia. Innym terminem powszechnie stosowanym dla kompozytu TRC jest zaprawa wzmocniana tkaniną (TRM – *Textile Reinforced Mortar*). TRC może być stosowany w nowych konstrukcjach jako cienkie powłoki, płyty okładzinowe i płyty sufitowe lub jako zewnętrzne zbrojenie, czy system naprawczy.

W badaniach [46, 86] wykazano, że jeśli zachowane będzie idealne połączenie między matrycą a włóknami, wykres  $\sigma$ - $\epsilon$  (naprężenia-odkształcenia) dla kompozytów TRC można podzielić na 3 fazy (rys. 2.12).



Rys. 2.12. Typowa krzywa naprężenia-odkształcenia dla kompozytów TRC [86]

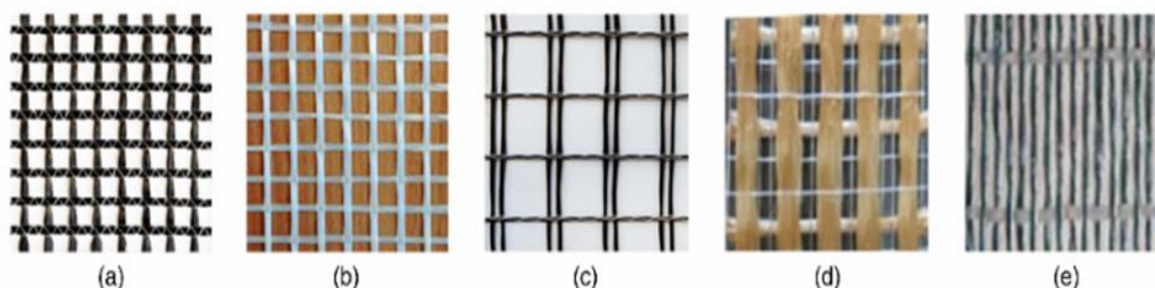
W fazie I naprężenie kompozytu jest mniejsze od wytrzymałości matrycy na rozciąganie, a sztywność kompozytu jest w przybliżeniu taka sama jak sztywność matrycy. W tym stanie kompozyt zachowuje się sprężysto. W fazie IIa, po pojawieniu się pierwszych rys, obciążenie zaczyna być przenoszone przez tkaninę, a powstałe rysy zaczynają się rozwijać i pojawią się kolejne. Następnie, wraz ze wzrostem obciążenia, tkanina jest poddawana coraz większemu naprężeniu aż do osiągnięcia wytrzymałości na rozciąganie. W tym momencie rozpoczyna się faza IIb, a sztywność kompozytu jest w przybliżeniu równa sztywności tkaniny, aż do zniszczenia. Przedstawiony mechanizm pracy jest prawidłowy dla tkanin niezaimpregnowanych (tzw. suchych) podczas próby rozciągania osiowego.

#### Kompozyty cementowe wzmocnione tkaniną (FRCM – *Fabric Reinforced Cementitious Matrix*)

Kompozyty cementowe wzmocnione tkaniną (FRCM) mają bardziej szczegółową definicję od kompozytów TRC, ale należą do tej samej kategorii. Definicja kompozytu FRCM

pochodzi z amerykańskiej normy ACI549.4R [95]. FRCM jest materiałem kompozytowym składającym się z jednej lub więcej warstw matrycy mineralnej o maksymalnej zawartości organicznej 5%, wzmocnionej suchymi włóknami w postaci siatki lub tkaniny. Matryce mineralne są zwykle wykonane z kombinacji cementu portlandzkiego, krzemionki i popiołu lotnego jako spoiwa i krótkich włókien polipropylenowych o niskim module, które poprawiają wytrzymałość na rozciąganie, właściwości wiązania, trwałość i zwiększają ostateczne odkształcenie matrycy. Rodzaje włókien, z których wykonane są siatki lub tkaniny powszechnie stosowane w kompozytach FRCM to węgiel, szkło, stal i PBO (*polyparaphenylene benzobisoxazole*) [64] (rys. 2.13). Innymi mniej popularnymi włóknami są naturalne włókna lniane, włókna aramidowe i włókna wykonane z nadających się do recyklingu tworzyw sztucznych, takich jak polipropylen (PP) i politereftalan etylenu (PET). Włókna formowane są w postaci tkanin i siatek, jedno lub dwu kierunkowych, z wyraźnymi oczkami między poszczególnymi wiązkami włókien. Ma to na celu lepsze połączenie matrycy z włóknami, tak aby matryca mineralna mogła lepiej przeniknąć przez siatkę.

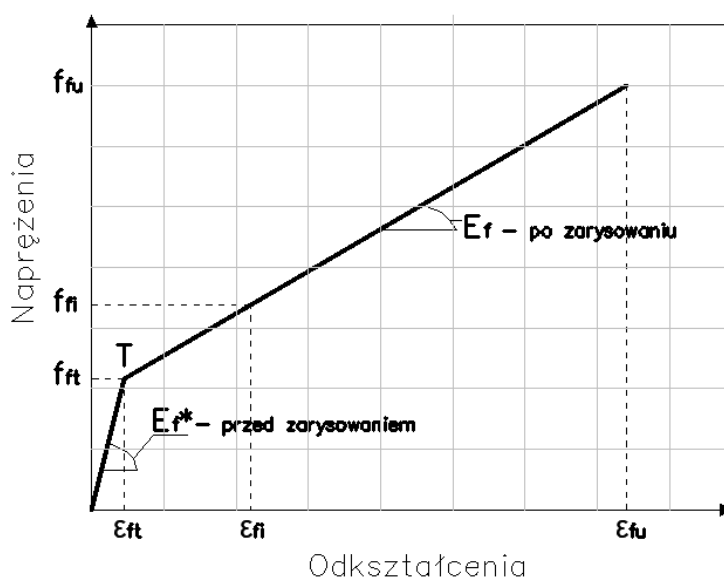
Kompozyty FRCM jako sposób wzmocnienia lub naprawy, stosuje się na powierzchni elementów betonowych lub murowych, które są odpowiednio przygotowane (naprawiono na nich poprzednie uszkodzenia) i oczyszczone z zanieczyszczeń. Przystępując do wzmocnienia powierzchnię betonu należy oczyścić z mleczka cementowego i zwilżyć wodą. Następnie nanosi się cienką warstwę zaprawy (matrycy mineralnej) na powierzchnię elementu, przy użyciu kielni. Kolejno nanosi się siatkę (tkaninę) z orientacją włókien głównych w kierunku naprężeń rozciągających, po czym nakłada się warstwę wykończeniową zaprawy, zatapiając siatkę w matrycy. Kompozyt FRCM twardnieje w ciągu kilku godzin i osiąga pełną wytrzymałość po 28 dniach.



Rys. 2.13. Tkaniny stosowane w kompozytach FRCM: a) węglowa, b) szklana, c) bazaltowa, d) PBO, e) stalowa [64]

Mechanizm pracy FRCM odbiega od pracy kompozytów FRP, ponieważ wiązania między włóknami a matrycą nie można uznać za "idealne". Z powodu dużej ziarnistości zaprawy nie jest ona w stanie dotrzeć do wszystkich włókien wewnątrz każdej wiązce siatki. Kompozyty FRCM zastosowane jako wzmocnienie elementów konstrukcyjnych nigdy nie osiągają wytrzymałości na rozciąganie tkaniny, ponieważ główny mechanizm zniszczenia FRCM przy rozciąganiu jest zwykle związany z poślizgiem włókien. Wykazano to w wielu badaniach [5, 23, 24, 52, 53].

Wyidealizowana krzywa  $\sigma$ - $\epsilon$  dla próbki kompozytu FRCM, na podstawie normy AC434-13 [89] jest początkowo liniowa, a po pojawieniu się zarysowania matrycy mineralnej zmienia nachylenie. W drugiej fazie krzywa też jest liniowa do momentu osiągnięcia końcowej wytrzymałości ( $f_{fu}$ ,  $\epsilon_{fu}$ ) próbki (rys. 2.14). Punkt, w którym krzywa zmienia nachylenie nazywany jest punktem przejścia  $T$ . Pierwszy, początkowy odcinek liniowy odpowiada zachowaniu sprężystemu niezarysowanego kompozytu FRCM i charakteryzuje go moduł sprężystości przy rozciąganiu przed zarysowaniem  $E_f^*$ . Drugi odcinek liniowy odpowiada zarysowanemu, liniowemu zachowaniu sprężystemu kompozytu FRCM i charakteryzuje go moduł sprężystości na rozciąganie po zarysowaniu  $E_f$ .



Rys. 2.14. Przewidywana krzywa naprężenie rozciągające - odkształcenie przy rozciąganiu dla próbki materiału FRCM. Zaznaczono punkt przejściowy  $T$ . (AC434-13 [89]).

Zarówno kompozyty TRC, jak i FRCM to nowe technologie o dużym potencjale w inżynierii lądowej i wodnej, gdzie realizowane są liczne projekty badawcze. Świadczy o tym rosnąca liczba publikacji oraz cytowań [11, 31, 52, 63, 78]. W literaturze można także spotkać się z innymi terminami opisującymi materiały FRCM i TRC, takimi jak zaprawa zbrojona

tkaninami TRM (*Textile Reinforced Mortar*) i kompozyty mineralne MBC (*Mineral Based Composites*). W dalszej części pracy Autorka posługuje się terminem FRCM do opisanego wyżej wymienionych systemów.

### 2.2.2. Materiał kompozytowy PBO-FRCM

Materiałem kompozytowym PBO-FRCM określa się materiał będący połączeniem matrycy mineralnej oraz włókien PBO (*polyparaphenylene benzobisoxazole*). Matryce mineralne spełniają te same role, co matryce polimerowe, czyli chronią włókna, zapewniają równomierne przekazanie sił w kompozycie oraz przyczepność do elementu wzmocnianego. Matryca mineralna wykazuje jednak właściwości, których brak w przypadku matryc polimerowych, czyli zachowuje trwałość w agresywnym chemicznie i wilgotnym środowisku oraz jest odporna na wysokie temperatury. Matryce mineralne posiadają specjalne dodatki, które redukują ich mikroporowatość, powodując że stają się one nieprzepuszczalne dla chlorków, siarczanów i kwasów nieorganicznych i organicznych.

Poniżej przedstawiono zdjęcia suchej zaprawy przed jej wymieszaniem z wodą (rys. 2.15). Sposób jej przygotowania przed wzmocnieniem wymaga jedynie wymieszania jej z wodą w odpowiednich proporcjach, przedstawionych w tabeli 2.1. Producent zapewnia o łatwej urabialności w zakresie temperatur 5 – 45 °C.

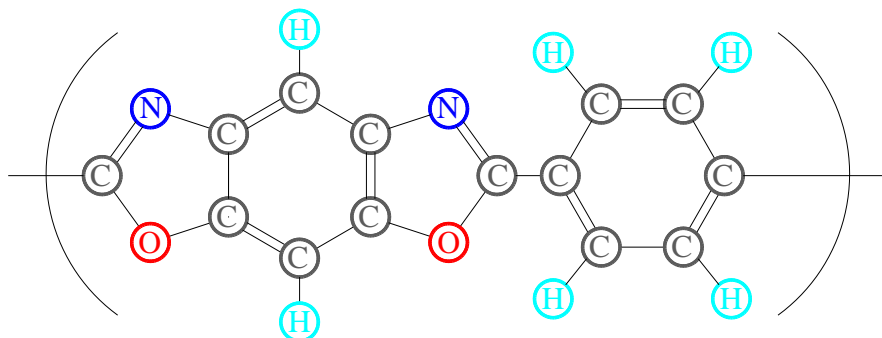
Włókna PBO zbudowane są z aktywnych atomów węgla, tlenu i azotu (rys. 2.16), dzięki czemu materiał ten jest w stanie tworzyć wiązania chemiczne ze specjalnymi nieorganicznymi zaprawami na zasadzie reakcji hydraulicznej. Podstawowe właściwości fizyczne włókien PBO w porównaniu z węglowymi zamieszono w tabeli 2.2.



Rys. 2.15. Zdjęcie suchej zaprawy przed wymieszaniem; a) widok ogólny, b) widok z bliska [fot. Autorka]

Tabela 2.1 Podstawowe właściwości matrycy mineralnej [106]

Właściwości	Wartość
Konsystencja (wg UNI EN 13395-1)	175
Ciężar właściwy świeżej zaprawy	1,50 ± 0,05 g/cm <sup>3</sup>
Woda zarobowa na 100 kg suchej zaprawy	24 – 26 litrów
Zużycie suchej zaprawy	1,21 – 1,27 kg/m <sup>3</sup> i 1mm grubości
Napężenia ściskające (wg UNI EN 196-1)	>15,0 MPa (po 28 dniach)
Napężenia rozciągające (wg UNI EN 196-1)	>2,0 MPa (po 28 dniach)
Sieczny moduł sprężystości (wg UNI EN 13412)	>6000 MPa (po 28 dniach)



Rys. 2.16. Struktura molekularna polimeru tworzącego włókno PBO (N-azot, O-tlen, C-węgiel, H-wodór)

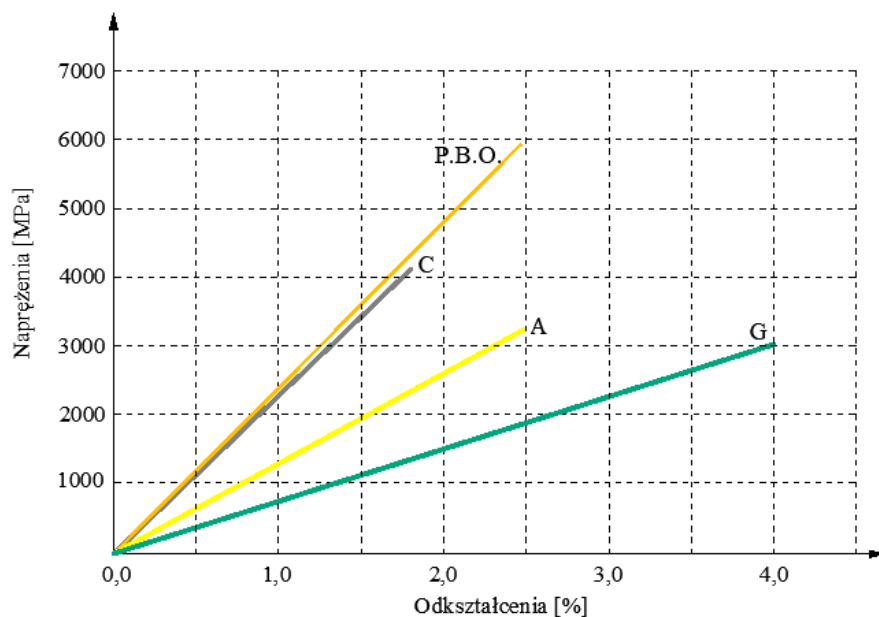
Tabela 2.2 Typowe właściwości włókien PBO w porównaniu z włóknami węglowymi [89, 106]

Materiał	Moduł Younga [GPa]	Wytrzymałość na rozciąganie [GPa]	Odształcenia graniczne przy rozciąganiu [%]	Średnica włókna [μm]	Gęstość [g/cm <sup>3</sup> ]	Współczynnik rozszerzalności termicznej [10 <sup>-6</sup> /°K]
Włókno PBO	270	5,8	2,15	-	1,56	- 6
Włókno węglowe	215 – 280	3,5 – 4,8	1,4 – 2,0	5 - 18	1,7 – 1,9	Osiowo 0,1 – 1,3

Na kolejnych rysunkach (rys. 2.17 i 2.18) przedstawiono porównanie ścieżek odkształceń dla włókien PBO, węglowych, amidowych i szklanych i zdjęcie siatki wykonanej z włókien PBO, używanej w systemie kompozytowym PBO-FRCM.

Do głównych zalet materiałów kompozytowych PBO-FRCM należą odporność na wilgoć, duża elastyczność siatki PBO, ognioodporność i niepalność, duża tolerancja w przypadku przygotowania powierzchni pod wzmocnienie (nie musi być gładka i szpachlowana, jak w przypadku wzmocnień FRP). Przyczepność siatki PBO do betonu nie zależy od zawilgocenia, tak jak dzieje się to w przypadku systemów FRP, a kompozyt PBO-FRCM nie ulega degradacji w przypadku długotrwałego zawilgocenia podłoża.





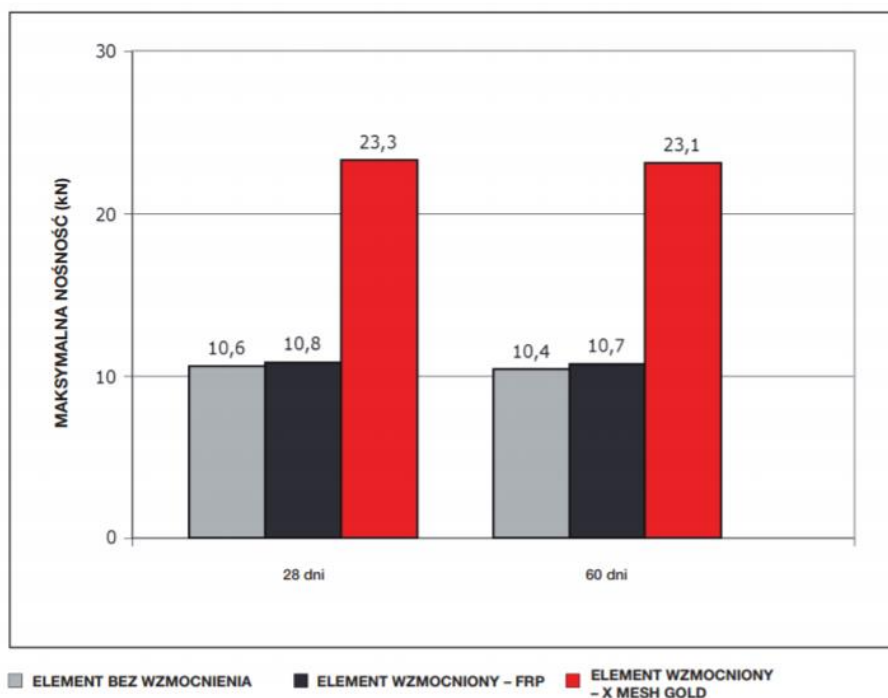
Rys. 2.17. Wykres zależności  $\sigma$ - $\epsilon$  dla włókien PBO, węglowych (C), aramidowych (A), szklanych (G)



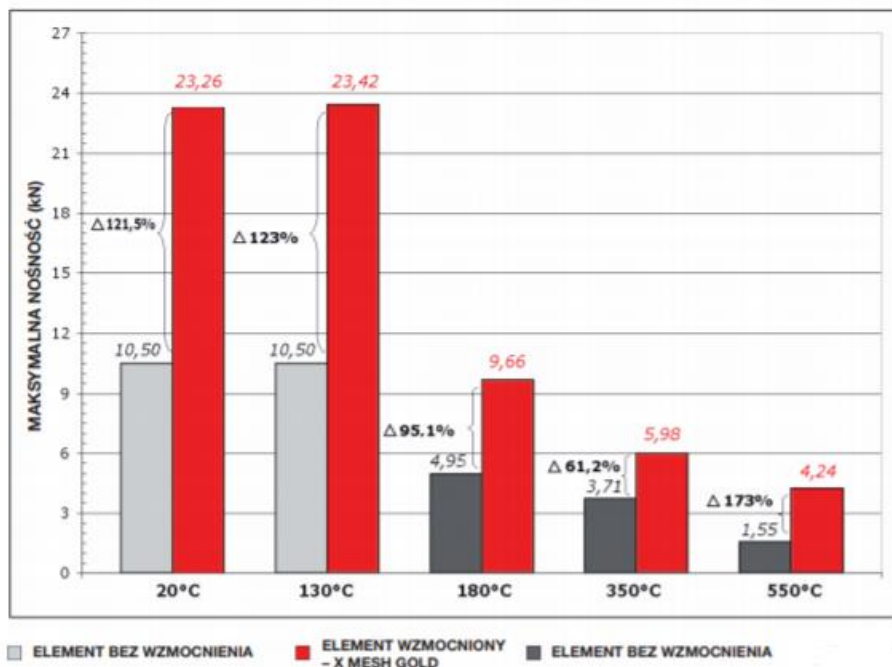
Rys.2.18. Siatka PBO firmy Ruredil [fot. Autorka]

Wzmocnienia PBO-FRCM posiadają bardzo dobre właściwości w wysokich temperaturach, a nawet w sytuacji pożaru. Porównanie skuteczności wzmocnienia CFRP i PBO-FRCM przedstawiono na rys. 2.19. Próbkę były poddane temperaturze  $+80^{\circ}\text{C}$  i relatywnej wilgotności 100% [106]. Dodatkowym atutem systemu jest brak wydzielania toksycznych oparów podczas pożaru. Natomiast na rysunku 2.20 przedstawiono różnicę nośności elementu wzmocnionego oraz niewzmocnionego w zależności od temperatury (20, 130, 180, 350 i  $550^{\circ}\text{C}$ ). W każdym zakresie temperatury element wzmocniony wykazywał większą nośność od elementu niewzmocnionego. Do momentu osiągnięcia temperatury  $130^{\circ}\text{C}$  zarówno dla elementu wzmocnionego, jak i niewzmocnionego nie zaobserwowano różnic

w nośności, a gwałtowny spadek nośności dla obu elementów można było zauważyć przy temperaturze 180 °C.



Rys. 2.19. Nośność w warunkach podwyższonych temperatur w zależności od czasu [106], (X-MESH GOLD – system PBO-FRCM)



Rys.2.20. Siła niszcząca w zależności od temperatury [106]

Sposób aplikacji kompozytów PBO-FRCM nie różni się znacznie od aplikacji kompozytów FRP doklejanych in-situ. Siatki z włókien PBO ucinają się na odpowiednie długości

za pomocą specjalnych nożyczek lub szlifierki kątovej. Zaprawę miesza się z wodą w podanych przez producenta proporcjach. Powierzchnię betonu, na którą naklejane będzie zbrojenie FRCM należy odpowiednio przygotować, a więc oczyścić z mlecza cementowego i innych zabrudzeń, a następnie zwilżyć i nałożyć warstwę zaprawy. Następnie wtapia się siatkę z włókien, dociskając ją do zaprawy, po czym nakłada się kolejną warstwę zaprawy na wierzch siatki (rys. 2.21).



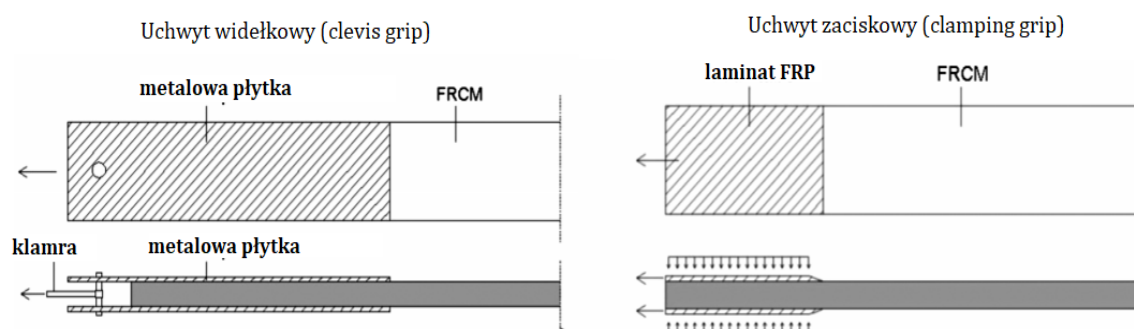
Rys. 2.21. Poszczególne etapy aplikacji systemu PBO-FRCM [106]

### **2.2.3. Właściwości mechaniczne kompozytów FRCM**

Wielu badaczy analizowało mechaniczne zachowania się materiałów FRCM poddanych rozciąganiu, tak aby określić ich wytrzymałość na rozciąganie, graniczne odkształcenia oraz moduł sprężystości [4, 21, 22, 27, 30, 34, 45, 88]. W większości przypadków elementy badawcze były poddane obciążeniu ciągłemu, jedynie badania Zhu i in. (2011) [88] zajmowały się wpływem poziomy odkształceń na mechaniczne właściwości FRCM przy obciążeniu dynamicznym.

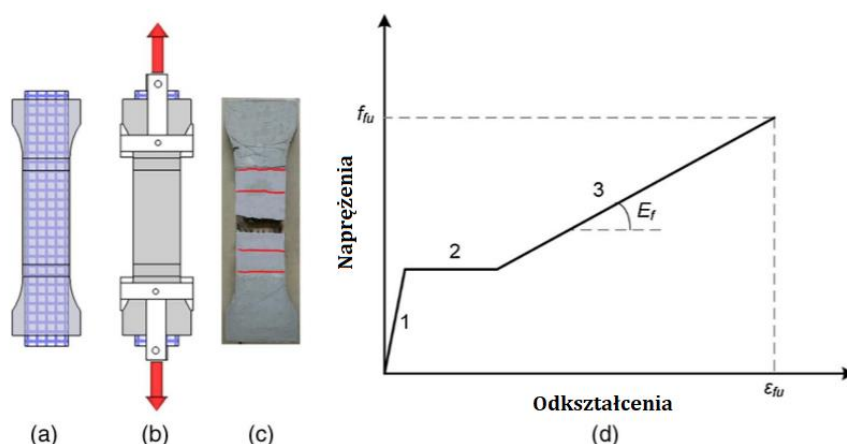
Przebadano wiele próbek FRCM, przy użyciu różnych szczęk kotwiących. Wykazano,

że rodzaj szczęk ma wpływ na model zniszczenia próbki FRCM [4]. Dla zacisków widelkowych (*clevis grip*) [3, 4, 27] obserwowano poślizg włókien w matrycy, czego można było uniknąć stosując zacisk szczękowy (*clamping grip*) [3, 4]. Różnicę między tymi dwoma systemami zacisku obrazuje rys. 2.22. Uchwyt widelkowy ma wiele stopni swobody, co zmniejsza momenty zginające i umożliwia poślizg tkaniny na końcach uchwytu. W uchwycie zaciskowym końce próbki umieszczane są w zaciskach maszyny, co pozwala na uzyskanie zerwania włókien i pełnej charakterystyki mechanicznej kompozytu.



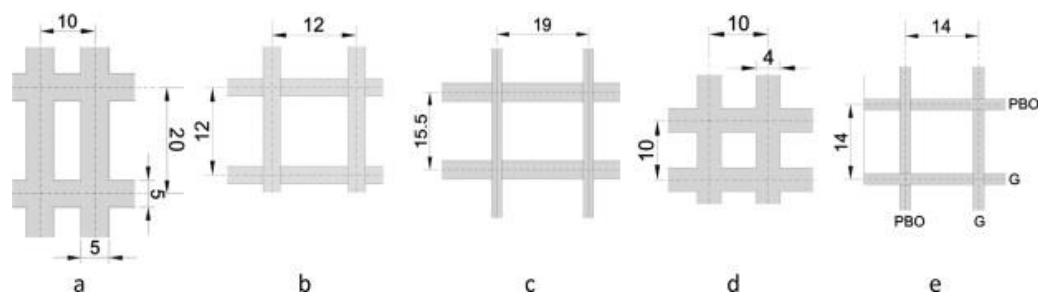
Rys.2.22. Porównanie dwóch rodzajów uchwytów: widelkowego i zaciskowego [3]

Na podstawie badań określono, że zachowanie się kompozytów FRCM poddanych rozciąganiu można opisać w postaci krzywej 3 fazowej, w której pierwsza faza reprezentuje pracę kompozytu przed powstaniem rys w matrycy, druga reprezentuje powstanie zarysowania i powstawanie mikrorys a trzecia – rozwijanie zarysowania do osiągnięcia wytrzymałości włókien na rozciąganie i ich zerwanie (rys. 2.23).



Rys.2.23. Trójfazowy mechanizm pracy rozciąganej próbki FRCM, a) widok próbki, b) schemat próby rozciągania, c) zerwanie włókien w środkowym obszarze próbki FRCM, d) typowa krzywa odkształcenia-naprężenia próbek FRCM badanych przy obciążeniu jednostajnym [42]

Rozległe badania przeprowadzili w 2015 r. F.G. Carozzi i C. Poggi [16]. Celem badań była ocena zachowania się systemu FRCM poddanego rozciąganiu, a w szczególności nośności połączenia włókien i matrycy. Analizie poddano różne włókna i różne matryce w systemie FRCM. Analizowano siatkę z włókien szklanych, węglowych i PBO (rys. 2.24) oraz 3 różne typy matrycy mineralnej – dedykowane każdemu z rodzajów siatek.

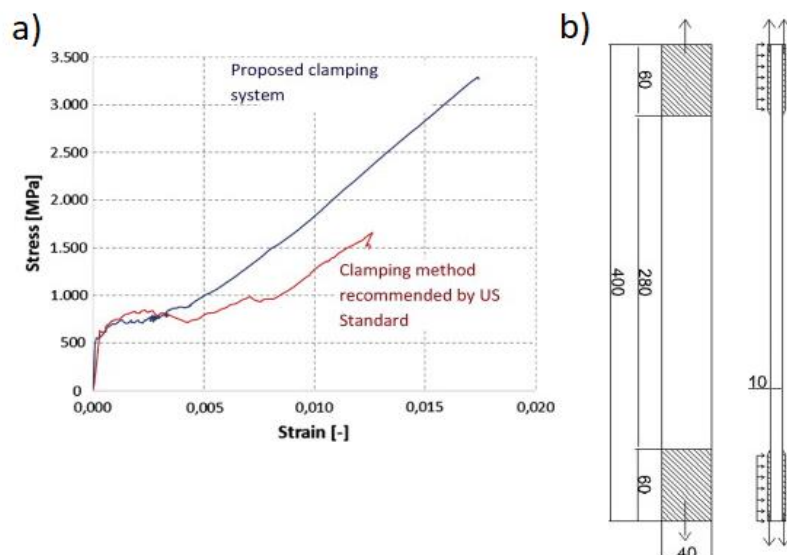


Rys. 2.24. Siatki stosowane w badaniach  
a) PBO-FRCM1, b) PBO-FRCM2, c) siatka z włókien szklanych G-FRCM,  
d) siatka z włókien węglowych C-FRCM, e) siatka z włókien PBO i szklanych [16]

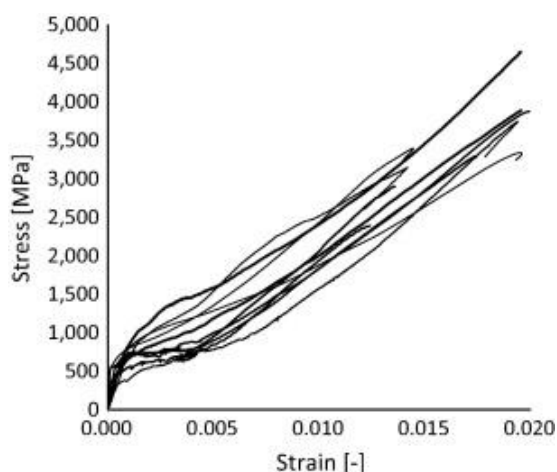
Próbki o wymiarach 400x40x10 mm wykonano w formach, układając pierwszą warstwę zaprawy o grubości 5 mm, następnie włókna i kolejną warstwę zaprawy o tej samej grubości. Do badań przystąpiono po 28 dniach od przygotowania próbek. W badaniach zastosowano alternatywny do amerykańskiej normy AC434 [89] system zaciskowy. Dwa końce próbki zamocowane były w zaciskach, przy czym dolny zacisk miał możliwość rotacji skrętnej. W tym przypadku zaciski mogły zapewnić większe naprężenia ściskające na końcach próbki. Na końcach próbki wykonano pola pod zaciski, o wymiarach 60x40x2 mm, z użyciem żywicy epoksydowej i piaskowania. Ta metoda zacisku, w porównaniu z metodą proponowaną przez normę AC434, dała możliwość zbadania trzeciej fazy pracy tego wzmocnienia, która jest ograniczana przez poślizg włókien. W przypadku zacisków z normy AC434 [89] można analizować tylko 2 fazy pracy kompozytów FRCM (rys. 2.25).

Do rejestrowania odkształceń zastosowano ekstensometr, który pokrywał 1/3 długości próbki i był umieszczony w jej środku. Przebadano w sumie 23 próbki z włóknami PBO. Testy rozciągania potwierdziły trójliniowe zachowanie kompozytu (rys. 2.26). W pierwszej fazie próbka jest niezarysowana i nachylenie prostej na wykresie  $\sigma$ - $\varepsilon$  odpowiada modułowi sprężystości matrycy mineralnej. Kiedy osiągnięto wytrzymałość matrycy na rozciąganie siła przekazywana jest na siatkę i rozpoczynała się druga faza. W trzeciej fazie istotny jest tylko udział siatki i nachylenie wykresu odpowiada modułowi sprężystości samych włókien. Usytuowanie punktu rozpoczęcia fazy drugiej i trzeciej jest bardzo zmienne, co wiąże się z różną lokalizacją rysy (czasem poza ekstensometrem), jak i z nieregularnymi wymiarami

samej siatki PBO. W wyniku badań naprężenia w punkcie rozpoczęcia fazy drugiej osiągnęły średnia wartość 3,65 MPa, co jest zbliżone do wytrzymałości matrycy na rozciąganie - 4,27 MPa, a w punkcie rozpoczęcia fazy trzeciej otrzymano moduł sprężystości równy 215,7 GPa, co jest wartością równą modułowi sprężystości włókien PBO - 216 GPa. Maksymalne odkształcenia siatki wyniosły 2%.



Rys. 2.25. a) wykres naprężenia-odkształcenia dla próbki kompozytu PBO-FRCM dla zaproponowanego w badaniach systemu zacisków, i metody proponowanej wg standardów US (na czerwono), b) schemat próbki badawczej [16]



Rys. 2.26. Wykres  $\sigma$ - $\epsilon$  dla próbek PBO-FRCM wg [16]

Na próbkach PBO-FRCM przeprowadzono również badania przy obciążeniu cyklicznym, co dało spadek nośności rzędu 36-49% w porównaniu do próbek obciążonych obciążeniem ciągłym.

Dla 17 próbek G-FRCM z siatką z włókien szklanych, obciążonych obciążeniem ciągłym przede wszystkim występowało dwuliniowe zachowanie na wykresie  $\sigma$ - $\varepsilon$ , tylko w kilku próbkach uzyskano trójliniowy wykres, jak dla próbek PBO-FRCM. Podobnie, jak w próbkach PBO, moduł sprężystości w trzeciej fazie wyniósł 64,22 GPa, co jest wartością zbliżoną do modułu sprężystości siatki z włókien szklanych - 55,6 GPa. Maksymalne odkształcenia wyniosły 1,1%.

Badaniom poddano również 10 próbek C-FRCM z siatką z włókien węglowych, które wykazały podobny, jak we wzmocnieniach PBO-FRCM trójliniowy mechanizm pracy. Zjawisko poślizgu było obecne w wielu próbkach z powodu problemów zespolenia włókien i matrycy oraz impregnacji włókien węglowych matrycą. Moduł sprężystości w trzeciej fazie wyniósł w badaniach 184,42 GPa, co także jest porównywalne z modułem suchych włókien równym 203 GPa. Maksymalne odkształcenia wyniosły 0,99%. Zbadano także próbki C-FRCM pod wpływem obciążenia cyklicznego, dla których także wystąpił spadek nośności w porównaniu do obciążenia monotonicznego, który wyniósł 12,8-7,8%. Porównując wykresy dla wszystkich rodzajów wzmocnienia, sztywność w pierwszej i w drugiej fazie jest porównywalna. Najwięcej różnic występuje w trzeciej fazie z powodu różnych modułów sprężystości i wytrzymałości na rozciąganie włókien. Nośność systemu PBO-FRCM jest największa, ale otrzymano również największy rozrzut wyników. Najmniejszą zmienność wyników otrzymano dla systemu G-FRCM, ale wiąże się to z jego najniższymi właściwościami mechanicznymi.

Colombo i in. (2011) [21] badali zachowanie się kompozytów FRCM w wysokich temperaturach, przeprowadzając testy rozciągania na próbkach FRCM. Próbki zostały po raz pierwszy wystawione na działanie wysokich temperatur, a po dwugodzinnej fazie stabilizacji zostały schłodzone przed badaniem. Naukowcy doszli do wniosku, że po ekspozycji na temperaturę 200°C próbki FRCM zachowały swoją nośność, podczas gdy naprężenia i odkształcenia niszczące znacznie zmniejszyły się po wystawieniu próbek na działanie temperatury 400°C i 600°C.

#### Aspekty związane z połączeniem włókien i matrycy

Badanie połączenia pomiędzy kompozytem FRCM i podłożem betonowym ma kluczowe znaczenie, ponieważ decyduje o skuteczności kompozytów FRCM jako materiału wzmacniającego. Rodzaj (suche lub impregnowane) i geometria włókien, stopień impregnacji włókien zaprawą i jakość przygotowania podłoża betonowego to kluczowe parametry, które

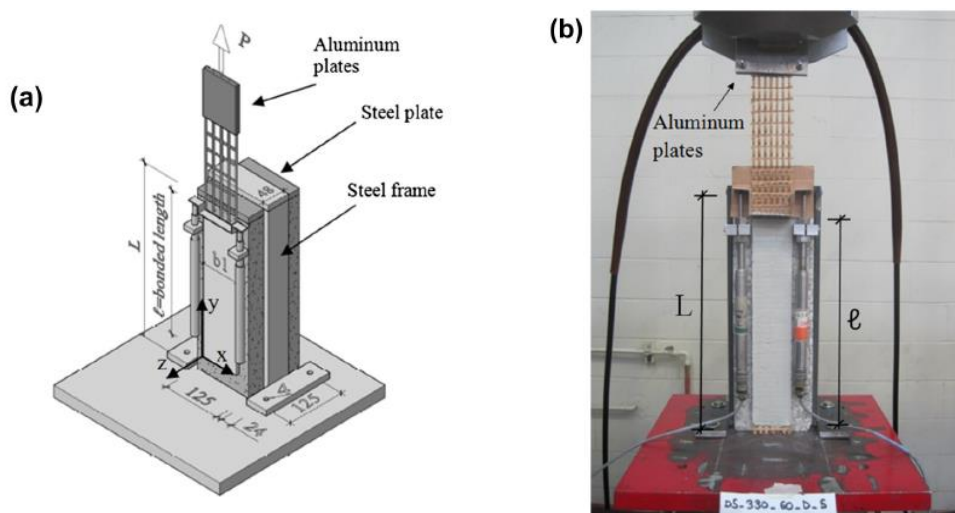
wpływają na połączenie pomiędzy kompozytem FRCM i podłożem betonowym. Wiązanie kompozytu FRCM z betonem badano głównie w testach ścinania pojedynczego (tzw. *single-lap*) i podwójnego (tzw. *double lap*). W testach *single-lap* pasek FRCM jest zewnętrznie przyklejony z jednej strony do betonowego bloku kotwiącego i poddany obciążeniu rozciągającemu [14, 26, 61, 65, 66]. W testach *double-lap* pasek FRCM jest przyklejony do dwóch bloków betonowych, które są poddane rozciąganiu aż do zniszczenia paska FRCM [5, 23, 54, 57, 59]. Sneed i in. (2015) [63] porównali wyniki otrzymane w testach pojedynczego i podwójnego ścinania, z których wynika, że krzywa przemieszczenie-obciążenie, jak i mechanizm zniszczenia są identyczne w obu przypadkach. Jednak wyniki uzyskane w badaniu podwójnego ścinania były mniej rozproszone w porównaniu do wyników uzyskanych w testach pojedynczego ścinania. Ponadto w niektórych testach pojedynczego ścinania stwierdzono przerwanie kompozytu FRCM poza długością naklejenia kompozytu.

W większości badań analizowano połączenie między systemem PBO-FRCM a podłożem betonowym. Połączenie między systemem C-FRCM z włóknami węglowymi i betonem zostało również zbadane przez kilku badaczy, ale badania dotyczące połączenia między systemem G-FRCM z włóknami szklanymi lub stalowymi są dość ograniczone. Mechanizmy zniszczenia obserwowane w badaniach to poślizg włókien w zaprawie, odspojenie kompozytu FRCM z częścią betonu, odspojenie kompozytu FRCM w warstwie beton-zaprawa i zerwanie kompozytu FRCM. W większości badań próbki zniszczyły się w wyniku poślizgu włókien w zaprawie. W niektórych przypadkach zaobserwowano również oderwanie pasków FRCM z częścią betonu, natomiast zerwanie próbek FRCM obserwowano głównie w przypadku kompozytów z włóknami szklanymi.

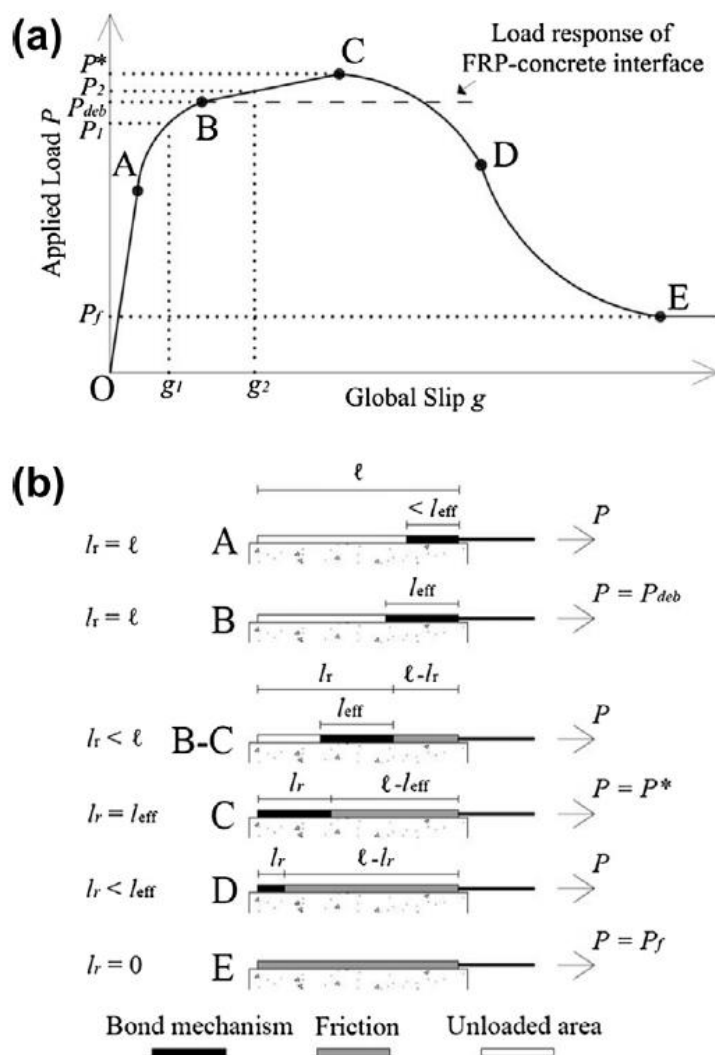
Długość naklejenia kompozytu była przedmiotem badań w [5, 23, 25, 26, 28, 52, 58, 63, 65, 73]. Wykazano, że siła niszcząca i nośność połączenia kompozytu z betonem rośnie nieliniowo wraz ze wzrostem długości naklejenia kompozytu. Na podstawie badań określono efektywną długość naklejenia kompozytu PBO-FRCM, która dla siatki o rozmiarach oczka 10x15 mm i grubości 0,045 mm wynosi 250 – 350 mm. Dla siatki z włókien węglowych o wymiarach oczka 10x10 mm i grubości 0,095 mm efektywna długość naklejenia wynosi 200–300 mm. Rozległe badania dotyczące długości naklejenia kompozytów PBO-FRCM przeprowadzili T. D'Antino, C. Carloni, L.H. Sneed i C. Pellegrino w roku 2014 [25]. Przedmiotem badań było 82 próbek PBO-FRCM, które były odrywane od próbki betonowej, w kierunku podłużnym. Parametrami zmiennymi w badaniach były długości naklejenia siatki PBO - 100, 150, 200, 250, 330, 450 mm i szerokości siatki PBO - 34, 43, 60, 80 mm. Schemat



stanowiska badawczego przedstawiono na rysunku 2.27. Siła rozciągająca była przyłożona do aluminiowych płytek sklejonych ze sobą na końcach pasków PBO. Zapobiegało to poślizgowi włókien w zakotwieniu. Siatki były układane na dwa sposoby: raz wiązki włókien poprzecznych siatki były na spodzie paska, wtapiane w wewnętrzną warstwę zaprawy, a raz na górze paska, pokrywane zewnętrzną warstwą zaprawy. Badania wykazały, że ich ułożenie nie ma znaczącego wpływu na wartość siły niszczącej. W większości elementów zniszczenie nastąpiło w warstwie matryca/włókna. Wynika z tego, że wzmocnione podłoże betonowe nie ma wpływu na mechanizm odspojenia kompozytu, a co za tym idzie modele do obliczania wzmocnień kompozytowych FRP nie mogą być użyte do wzmocnień FRCM z powodu różnych mechanizmów zniszczenia. Autorzy w pracy przedstawili również wyidealizowany wykres globalnego poślizgu w funkcji obciążenia (rys. 2.28). Wykres w pierwszym stadium jest liniowy, co ma związek ze sprężystą pracą połączenia matryca/włókna. Po osiągnięciu punktu „A” zaczyna przebiegać nieliniowo, ponieważ powierzchnia włókna/matryca doznaje mikrouszkodzeń, czyli zaczyna rozwijać się zarysowanie. Obciążenie dalej rośnie, aż wykres osiąga punkt „B”, w momencie inicjacji rozwarstwienia w warstwie włókna/matryca. Dla wzmocnień FRP po punkcie B rosną odkształcenia, a obciążenia są stałe. Dla wzmocnień FRCM występuje tarcie między pojedynczymi włóknami i między warstwą włókna/matryca. W konsekwencji jest obserwowany wzrost obciążenia z punktu B do C, a obciążenie w punkcie B nazywane jest "obciążeniem delaminacji" (*debonding load*) lub "nośnością warstwy włókna-matryca".

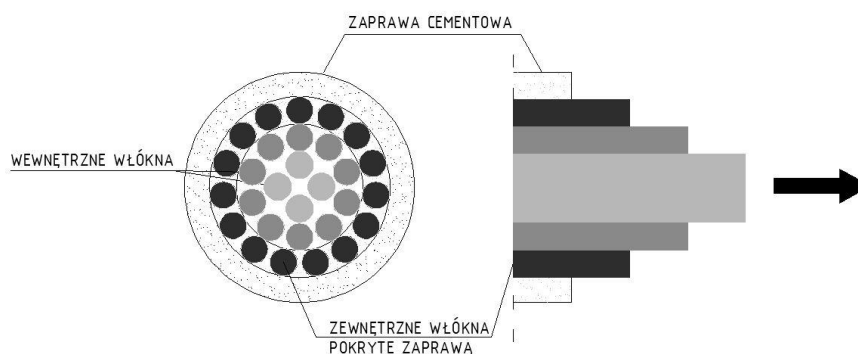


Rys. 2.27. a) Schemat stanowiska badawczego, b) zdjęcie próbki na stanowisku wg [25]



Rys. 2.28. a) Wyidealizowany wykres globalnego poślizgu w funkcji obciążenia, b) etapy mechanizmu przenoszenia naprężeń odpowiadające różnym punktom na wykresie (a), czarne pola (Bond mechanism) – to miejsce działania połączenia siatki i matrycy, szare pola (Friction) – tarcie, białe pola (Unloaded area) – miejsca nieobciążone [25]

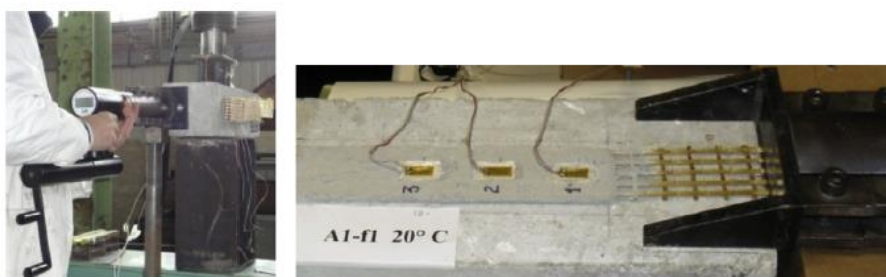
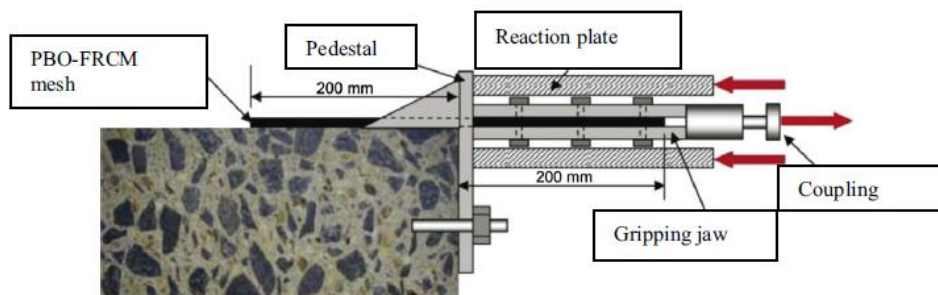
Efektywna długość zakotwienia oznacza długość przyklejenia potrzebną do osiągnięcia obciążenia delaminacji (*debonding load*) w pkt. B. W punkcie C proces delaminacji osiąga koniec długości kompozytu i obciążenie osiąga maksimum. Po przekroczeniu punktu C obciążenia spadają, bo nie jest już zachowane ciągłe połączenie włókien do matrycy. W punkcie E włókna są całkowicie odspojone i tylko tarcie zapewnia przekazywanie obciążenia. Wykazano, że zniszczenie pojedynczej wiązki włókien jest uwarunkowane jej teleskopowym zachowaniem, czyli nierównomiernym zniszczeniem poszczególnych włókien rozpoczynając od włókien zewnętrznych do wewnętrznych (rys. 2.29). Jest to związane z ziarnistością zaprawy, która nie jest w stanie dotrzeć do wszystkich włókien w każdej wiązce. Impregnacja włókien zaprawą jest więc inna dla włókien zewnętrznych, a inna dla wewnętrznych.



Rys. 2.29. Efekt teleskopowy w pojedynczej wiązce włókien

W wyniku badań wykazano, że efektywna długość zakotwienia siatki PBO jest większa niż typowa, charakterystyczna dla FRP, czego powodem jest inna natura pracy i mechanizmu odspojenia, które we wzmocnieniach FRP zachodzi wewnątrz otuliny betonowej a dla wzmocnień FRCM w warstwie włókna/matryca. Średnią wartość długości zakotwienia  $l_{eff}$  dla kompozytów PBO-FRCM wyznaczono jako 260 mm.

Wpływ liczby warstw pasków FRCM był przedmiotem badań kilku badaczy [23, 52, 58], którzy wykazali, że nośność połączenia kompozytu z betonem rośnie nieproporcjonalnie wraz ze wzrostem liczby warstw kompozytu. Co więcej, wraz ze wzrostem liczby warstw zmienia się mechanizm zniszczenia z poślizgu włókien na zaprawie na odspojenie kompozytu FRCM wraz z częścią betonu. Dla włókien PBO zmiana ta zachodzi przy 2 warstwach kompozytu, natomiast dla włókien węglowych przy 3 warstwach. Tematem wpływu liczby warstw na nośność połączenia między kompozytem a betonem zajmował się L. Ombres w roku 2015 [52]. Przedmiotem badań były 24 elementy, które podzielono na 2 serie, po 12 próbek każda. W 1 serii analizowano różne długości naklejenia siatki PBO i ich wpływ na wartość efektywnej długości zakotwienia oraz liczby warstw siatki PBO - jedną lub dwie. Stosowano trzy różne długości przyklejenia: 150, 200 i 250 mm, zarówno dla 1, jak i 2 warstw wzmocnienia. Wszystkie paski siatki PBO miały szerokość 70 mm. Dodatkowo, w drugiej serii analizowano ekspozycje na różne temperatury: 20, 50 i 100°C. Wszystkie paski siatki PBO w drugiej serii badań miały szerokość 50 mm (rys. 2.30.).



Rys. 2.30. Stanowisko i elementy badawcze wg [52]

W pierwszej serii badań mechanizm zniszczenia był zależny od liczby warstw zbrojenia kompozytowego. Dla 1 warstwy siatki PBO zniszczenie było stopniowe i następowało w wyniku poślizgu kompozytu w warstwie matryca/włókna. W tej warstwie występował duży poślizg pomiędzy matrycą a włóknami, przy jednocześnie bardzo małym poślizgu w warstwie pomiędzy matrycą a betonem. Dla 2 warstw siatki PBO mechanizm zniszczenia polegał na odspojeniu kompozytu PBO-FRCM od powierzchni betonu lub w niektórych przypadkach na jednoczesnym odspojeniu w warstwie włókna/matryca i matryca/beton. W żadnym z badanych przypadków odspojenie nie nastąpiło w warstwie otuliny betonowej. W przypadku próbek z dwoma warstwami kompozytu otrzymano prawie dwukrotnie większą siłę niszczącą. Badania wykazały, że efektywna długość zakotwienia dla kompozytów PBO-FRCM wynosi od 150 do 200 mm. Odkształcenia włókien PBO wyniosły w przypadku pierwszej serii badań 5,17 - 9,9% dla 1 warstwy wzmocnienia i 4,14 - 6,51% dla 2 warstw. W drugiej serii badań mechanizm zniszczenia był zależny od ekspozycji na wysoką temperaturę. Dla temperatur 50°C i 100°C mechanizm zniszczenia polegał na odspojeniu kompozytu PBO-FRCM od powierzchni betonu lub w niektórych przypadkach na jednoczesnym odspojeniu w warstwie włókna/matryca i matryca/beton. W przypadku kompozytów poddanych działaniu temperatury powyżej 50°C zaobserwowano spadek siły niszczącej. Dla jednej warstwy wzmocnienia otrzymano siłę niszczącą 3,6 kN dla temperatury 20°C, 3,55 kN dla temperatury 50°C i 2,65 dla temperatury 100°C. Dla dwóch warstw przy tych samych temperaturach otrzymano kolejno następujące siły

niszczące: 6,20 kN, 4,50 kN i 3,85 kN. Oznacza to, że dla jednej warstwy otrzymuje się redukcję nośności rzędu 36% dla temp 100°C i prawie żadnej redukcji dla 50°C, natomiast dla 2 warstw jest to redukcja nośności rzędu 28% dla 50°C i 38% dla 100°C.

Aspekt odpowiedniego przygotowania powierzchni betonu był również przedmiotem analizy. D'Antino i in. (2015) [28] porównywali wpływ nieprzygotowanej powierzchni betonu do powierzchni przygotowanej poprzez piaskowanie. W wyniku badań wykazano, że przygotowanie powierzchni nie ma większego wpływu na nośność próbki, ponieważ niszczyły się one ze względu na poślizg włókien na matrycy mineralnej. Raoof i in. (2016) [58] porównali dwa sposoby przygotowania powierzchni – poprzez piaskowanie oraz wycinanie bruzd, jednak badania również wykazały podobny wniosek. Ponadto wykazali, że obniżenie wytrzymałości betonu o 50% powoduje nieznaczne zmniejszenie (o 7,5%) zdolności wiązania pomiędzy betonem a kompozytem, ale mechanizm zniszczenia nie zmienił się. W tym samym badaniu [58] analizowano także wpływ impregnacji siatki (nanoszenia żywicy epoksydowej na suchy materiał tekstylny). Impregnacja spowodowała wzrost zdolności wiązania i zmianę mechanizmu zniszczenia z poślizgu włókien w zaprawie do odspojenia kompozytu FRCM na granicy między tkaniną a zaprawą. Raoof i Bournas (2017) [57] zbadali wiązanie między kompozytami FRCM i FRP oraz podłożem betonowym w wysokich temperaturach, przeprowadzając testy podwójnego ścinania. Obie próbki FRP i FRCM badano w temperaturach 20, 50, 75, 100 i 150°C, a próbki FRCM były dodatkowo badanie w temperaturach 200, 300, 400 i 500°C. Na podstawie badań wykazano, że zdolność wiązania pomiędzy kompozytem FRCM wykazuje się dużą odpornością na wysokie temperatury. Zdolność wiązania FRP drastycznie spadła po wystawieniu na działanie wysokich temperatur, podczas gdy zdolność wiązania FRCM została tylko nieznacznie zmniejszona. Jeśli chodzi o mechanizmy zniszczenia, w próbkach FRP nie zaobserwowano destrukcji zespolenia do temperatury 50°C, a w punkcie styku między betonem a żywicą zaobserwowano uszkodzenie przy temperaturze 75°C. W przypadku próbek FRCM, we wszystkich temperaturach (20 – 400°C) nie zaobserwowano uszkodzenia połączenia między kompozytem a betonem.

### **2.3 Wzmacnianie konstrukcji żelbetowych przy użyciu materiałów kompozytowych**

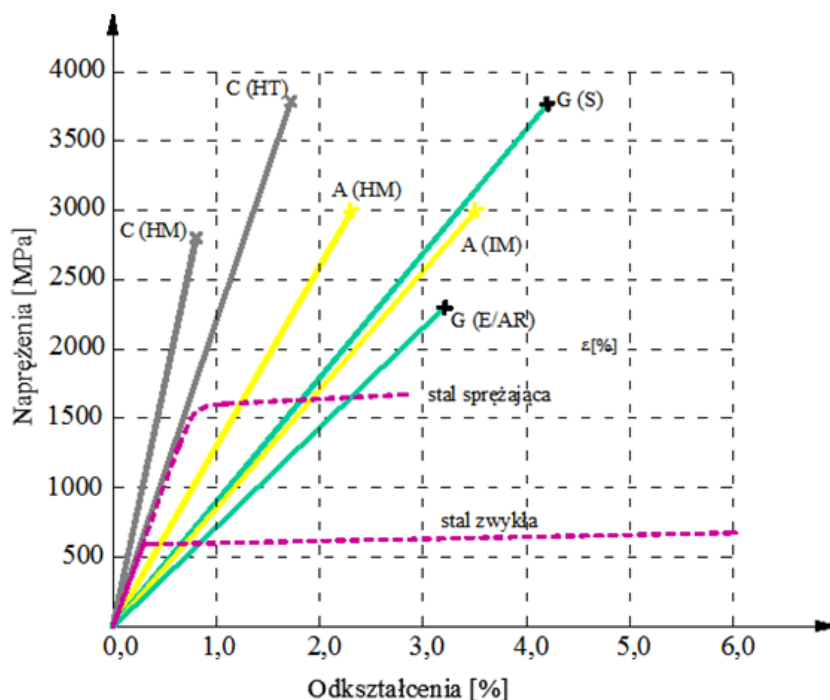
Do najbardziej popularnych metod wzmacniania konstrukcji żelbetowych przy użyciu materiałów kompozytowych należy stosowanie materiałów kompozytowych FRP. Do wytwarzania laminatów, kształtek czy mat kompozytowych mogą być używane różne typy włókien, z których w budownictwie najczęściej stosowane są włókna szklane, węglowe

i aramidowe. Właściwości tych włókien przedstawiono w tabeli 2.3. Charakterystykę porównawczą tych trzech rodzajów włókien przedstawiono na rys. 2.31.

Tabela 2.3 Właściwości włókien kompozytowych

Rodzaj włókna	Moduł Younga [GPa]	Wytrzymałość na rozciąganie [GPa]	Odkształcenia graniczne przy rozciąganiu [%]	Średnica włókna [ $\mu\text{m}$ ]	Gęstość [g/cm <sup>3</sup> ]	Współczynnik rozszerzalności termicznej [10 <sup>-6</sup> /°K]
Włókna węglowe CFRP						
HT	215 – 235	3,5 – 4,8	1,4 – 2,0	5 - 18	1,7 – 1,9	Osiowo 0,1 – 1,3
UHT	215 – 235	3,5 – 6,0	1,5 – 2,3			
HM	350 – 500	2,5 – 3,1	0,5 – 0,9			
UHM	500 - 700	2,1 – 2,4	0,2 – 0,4			Radialnie 18
Włókna szklane GFRP						
E, S, AR	70 - 90	1,9 – 4,8	3,0 – 5,5	5 - 25	2,6	5 – 6
Włókna aramidowe AFRP						
LM	70 – 80	3,5 – 4,1	4,3 – 5,0	12 – 15	1,4	3,5
HM	115 - 130	3,5 – 4,0	2,5 – 3,5			

Objaśnienia do symboli użytych w tabeli:  
 HT (high tensile strength) - włókna wysokiej wytrzymałości, UHT (ultra high tensile strength) - włókna ultra wysokiej wytrzymałości, HM (high modulus) - włókna wysokomodułowe, UHM (ultra high modulus) - włókna ultrawysokomodułowe, LM (low modulus) - włókna niskomodułowe, E – włókna zawierające kwas borny, S – włókna o podwyższonej wytrzymałości, AR – włókno typu E z dodatkiem cyrkonu



Rys. 2.31. Właściwości poszczególnych włókien

Uzupełniająco, poniżej podano kilka informacji dotyczących włókien węglowych (CFRP), szklanych (GFRP) i aramidowych (AFRP).

### Włókna węglowe

Włókna węglowe, jak i również grafitowe, produkowane są z poliakrylonitrylu (PAN), dzięki któremu uzyskuje się wysokie wartości modułów sprężystości i wytrzymałości na rozciąganie. Struktura molekularna składa się z sieci grafitowych warstw ułożonych w dwa lub trzy kierunki. Budowa włókien sprawia, że są one bardzo wrażliwe na zginanie i charakteryzują się kruchym zniszczeniem wskutek działania sił poprzecznych. Mimo tego ich cechy wytrzymałościowe stanowią o ich dużej popularności we wzmocnianiu konstrukcji. Najważniejsze z nich to: wysoka wytrzymałość na rozciąganie w kierunku podłużnym, wysoki moduł sprężystości, niskie pełzanie, znakomite cechy zmęczeniowe, odporność na agresywne czynniki środowiskowe oraz na wilgoć. Występują w dwóch odmianach: wysokomodułowe i o wysokiej wytrzymałości. Z uwagi na przewodnictwo elektryczne mogą one powodować korozję galwaniczną w kontakcie z metalami.

### Włókna szklane

Włókna szklane tworzy się z tlenku silikonu z dodatkiem małych ilości innych tlenków i formuje z uzyskanego w tym procesie ciekłego szkła. Włókna te posiadają bardzo aktywną powierzchnię i są hydrofiliczne. Mają niską odporność na ścieranie, pełzanie i obciążenia dynamiczne. Najbardziej popularna odmiana włókien to odmiana E, która zawiera dodatki kwasu borowego i aluminium. Są to włókna tanie, które posiadają dobrą oporność elektryczną i wytrzymałość, ale niską odporność na czynniki alkaiczne. Włókna typu S, bazują na składzie magnezowo – aluminosilikatowym, mają większą wytrzymałość na rozciąganie i moduł sprężystości niż włókna E oraz charakteryzują się stabilnością termiczną. Kolejna odmiana C składa się ze szkła sodowo – wapniowo – borosilikatowego i posiada podwyższoną odporność na kwasy. Natomiast włókna AR (*alkali-resistant*) zawierają dodatki cyrkonu, dzięki czemu wykazują się lepszą odpornością na czynniki alkaiczne zawarte w niektórych matrycach np. cementowych. Charakterystyczne cechy dla włókien szklanych to: wysoka wytrzymałość na rozciąganie, dobra oporność elektryczna i termiczna oraz niska cena (w szczególności włókien E i S). Ich właściwości reologiczne wykazują umiarkowane pełzanie i odporność na pękanie zmęczeniowe. Siła rozciągająca we włóknach poddanych stałym obciążeniom wykazuje tendencje do spadku. Włókna szklane najczęściej stosowane są do wzmocnień konstrukcji murowych, betonowych i żelbetowych w przypadku, gdy podłoże charakteryzuje się niskimi parametrami wytrzymałościowymi.

### Włókna aramidowe

Są to włókna organiczne o strukturze anizotropowej. W swojej osi podłużnej składają się z regularnych łańcuchów molekularnych z silnym wiązaniem kowalencyjnym. Ich cechą charakterystyczną jest wysoka trwałość. Ich moduł sprężystości i wytrzymałość na rozciąganie są większe niż w przypadku włókien szklanych, ale niższe od węglowych. Poza wysoką wytrzymałością na rozciąganie włókna aramidowe wykazują się dużą absorpcją energii, dobrym tłumieniem drgań oraz odpornością zmęczeniową, małą przewodnością cieplną i umiarkowaną odpornością chemiczną. Najczęściej stosowane są w konstrukcjach narażonych na wybuchy i oddziaływania udarowe. Z powodu anizotropowej budowy są one wrażliwe na obciążenia ściskające, które mogą wywołać w nich lokalne uplastycznienie. Obserwuje się również umiarkowaną odporność na kwasy, alkalia oraz niską odporność na działanie promieniowania ultrafioletowego i wilgoć.

Do niewątpliwych zalet, które wpływają na coraz większą popularność materiałów kompozytowych we wzmacnianiu konstrukcji jest wysoka odporność na korozję i agresywne środowisko, niski ciężar przy wysokiej wytrzymałości na rozciąganie, wysoka wytrzymałość zmęczeniowa, niewielkie wymiary poprzeczne i dowolne długości. Materiały FRP posiadają jednak istotne wady, które często są kluczowe w wyborze metody wzmacniania. Jest to przede wszystkim brak właściwości plastycznych, jakimi wykazują się np. stal, a co za tym idzie nagłe, kruche zniszczenie. Do pozostałych wad można zaliczyć niską odporność na działanie wysokich temperatur, ze względu na uplastycznienie żywicy epoksydowej oraz wysoki koszt materiału. Ważnym aspektem, w przypadku włókien aramidowych i węglowych, jest także znaczna różnica współczynników rozszerzalności termicznej włókien i betonu. Dla włókien współczynnik ten wynosi od  $-0,6$  do  $-0,2 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ , a więc ma wartości ujemne, natomiast dla betonu wynosi on  $10 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ . Ta różnica może prowadzić do powstawania dodatkowych naprężeń na styku połączenia tych obu materiałów i powinna być uwzględniana w przypadku projektowania wzmocnień elementów o dużej powierzchni.

W odpowiedzi na wady materiałów FRP zaczęto poszukiwać materiału, który by je wyeliminował. Tak powstał materiał kompozytowy FRCM (ang. *Fabric-Reinforced Cementitious Matrix*) bazujący na zupełnie innym rodzaju matrycy kompozytu, gdyż to właśnie matryca jest najbardziej wrażliwa na wymienione wyżej czynniki. W kompozytach FRCM rolę matrycy pełni zaprawa mineralna, modyfikowana najczęściej włóknami. Ze względu na uziarnienie zaprawy, impregnacja mat z jednokierunkowo, gęsto ułożonymi włóknami jest utrudniona. Warunki przyczepności między włóknami a matrycą mineralną można poprawić,



zastępując jednokierunkowe maty kompozytowymi tkaninami (sitakami). Mają one zazwyczaj postać dwu lub wielokierunkowych siatek, wykonanych z tkanych wiązek włókien. Wśród nich można wymienić systemy: C-FRCM (włókna węglowe), G-FRCM (włókna szklane), A-FRCM (włókna aramidowe), CA-FRCM (węglowo-aramidowe), CP-FRCM (węglowo-poliestrowe). W kompozytach FRCM stosowany jest także nowy rodzaj włókien PBO (*polyparaphenylene benzobisoxazole*). Ten rodzaj kompozytu i jego właściwości opisano w rozdziale 2.2 tej pracy.

Sposoby wzmocniania belek na ścinanie za pomocą materiałów kompozytowych można klasyfikować na dwa sposoby. Ze względu na użyty materiał kompozytowy, wzmocnienia dzielą się na:

- laminaty przyklejane do powierzchni betonu za pomocą żywicy epoksydowej (*pre-cured*),
- maty lub tkaniny z „suchych” lub zaimpregnowanych włókien przyklejane za pomocą zaprawy żywicznej lub mineralnej (*wet lay-up*).

Ze względu na miejsce aplikacji materiału kompozytowego, wzmocnienia dzielą się na:

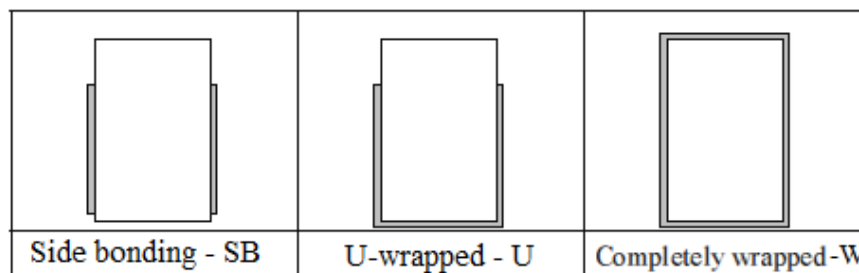
- naklejanie zewnętrzne kompozytu – EB (*externally bonded*),
- wklejanie wewnętrzne kompozytu w betonową otulinę – NSM (*near surface mounted*),
- zewnętrzne mocowanie laminatów do podłoża za pomocą bolców lub zaprawy klejowej i bolców – MA (*mechanically anchored*).

Ze względu na stan kompozytu, wzmocnienia można podzielić na:

- bierne – gdy materiał nie jest wstępnie naprężony,
- czynne – gdy materiał napręża się wstępnie, przed przyklejeniem do powierzchni betonu.

### **2.3.1. Wzmocnianie na ścinanie przy użyciu kompozytów klejonych do powierzchni betonu – metoda EB**

Na rysunku 2.32. przedstawiono 3 typy wzmocnienia kompozytowego belek na ścinanie:

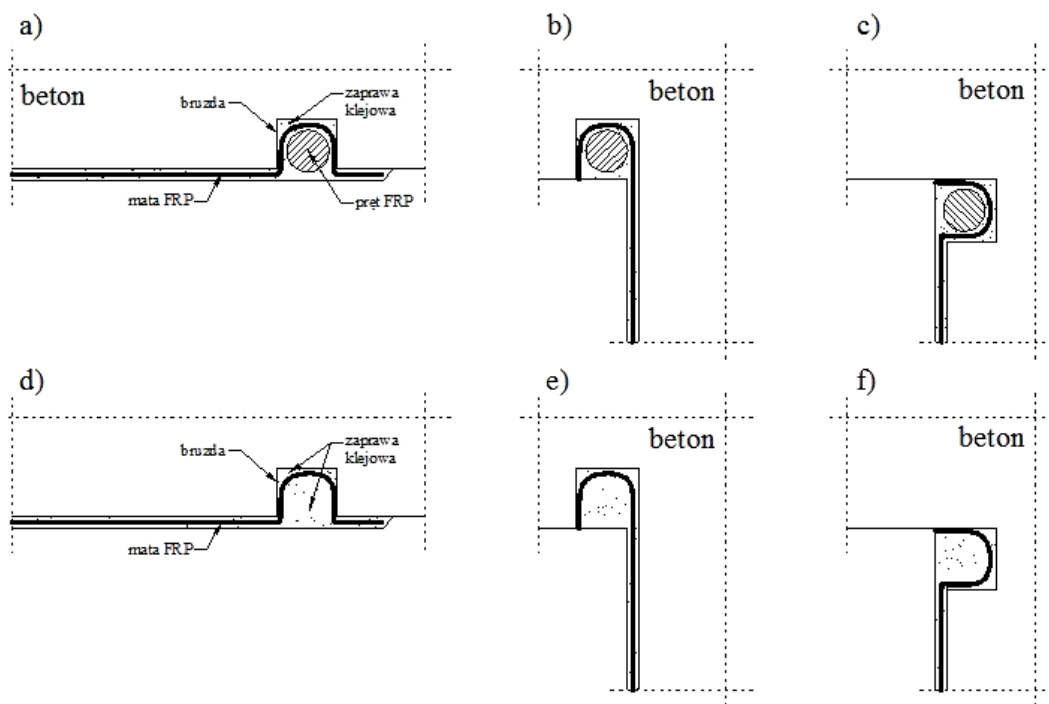


Rys. 2.32. Typy wzmocnienia na ścinanie systemem EBR [96]

- typ *SB* – „*side bonding*” – paski taśm, mat lub siatek przyklejane tylko do bocznych powierzchni belki,
- typ *U* – „*U-wrapped*” – maty, siatki lub kształtki L obejmujące boczne powierzchnie oraz spód belki,
- typ *W* – „*completely wrapped*” – zamknięte strzemiona w postaci mat lub siatek obejmujących cały przekrój.

Na podstawie badań przeprowadzanych na belkach wzmocnianych na ścinanie materiałami FRP i FRCM wykazano, że najbardziej efektywnym sposobem wzmocnienia jest typ *W*, czyli wzmocnienie obejmujące cały przekrój [13, 15, 71, 78, 79]. W tego typu wzmocnieniach nie dochodziło do przedwczesnego zniszczenia belek w wyniku oderwania lub rozwarstwienia kompozytu, co miało miejsce we wzmocnieniach typu *SB* i *U*. Stosowanie wzmocnienia typu *W* jest możliwe jednak tylko w przypadku belek prostokątnych, które występują w realnych konstrukcjach o wiele rzadziej, niż belki teowe. W przypadku belek teowych stosować można tylko wzmocnienia typu *SB* i *U*, ponieważ dostęp do górnej powierzchni belki jest utrudniony. Aby zapobiec przedwczesnemu odspajaniu się kompozytu w belkach teowych można zastosować zakotwienie kompozytu. Jest to ważny element, który pozwala na lepsze wykorzystanie właściwości materiału kompozytowego i tym samym zwiększenie nośności elementu, co wykazano w badaniach belek wzmocnionych materiałami FRP [6, 39, 48]. Do najczęściej stosowanych sposobów zakotwienia zalicza się użycie prętów kotwiących wklejanych w betonową otulinę, użycie stalowych bolców lub profili. Wymienione sposoby zakotwienia wykazują jednak wady, takie jak powstanie lokalnej koncentracji naprężeń w miejscu przyłożenia bolców oraz możliwość przzerwania włókien kompozytu podczas wykonywania otworów. Dodatkowo w przypadku kompozytów z włókien węglowych może dojść do korozji galwanicznej w miejscu połączenia kompozyt – stal. Z powodu wymienionych wad, powstało nowe zakotwienie typu *UA*, które polega na zakotwieniu zagiętej końcówki materiału kompozytowego w otulinie, prostopadłe do włókien kompozytu, w pobliżu

jego końca [39]. W przypadku mat, zaimpregnowany materiał nawija się na pręcie kompozytowym i wsuwa w wykonaną bruzdę. Następnie naciągniętą i wklejoną w bruzdę matę przykleja się na powierzchni betonu, poza bruzdą (rys. 2.33).

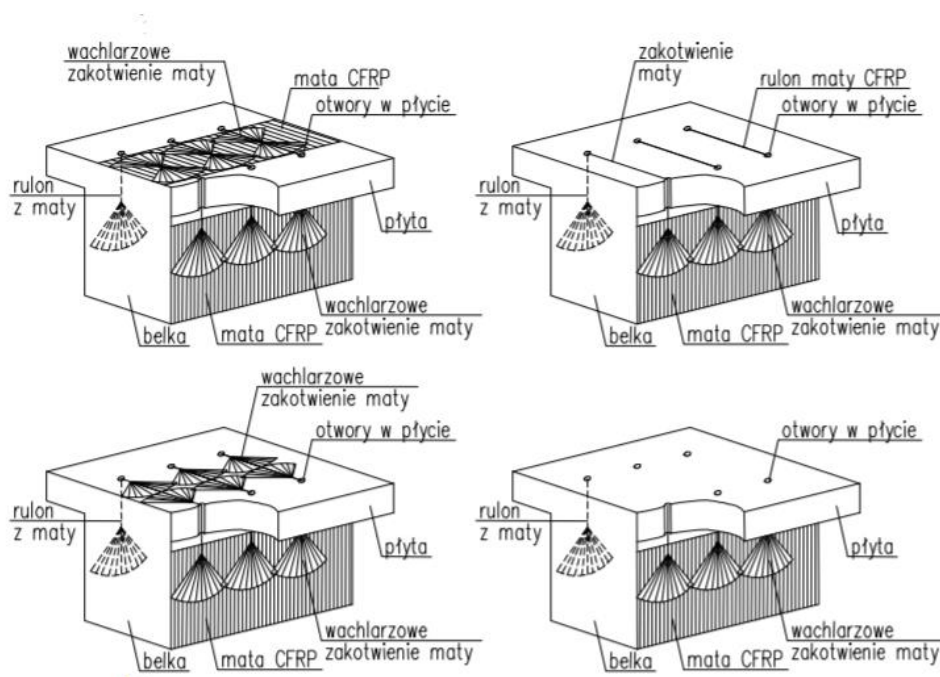


Rys. 2.33. Sposoby zakotwień kompozytów [41]

Zakotwienie to można wykonać również bez prętów, wypełniając przestrzeń bruzdy zaprawą klejową (rys. 2.33 d, e, f). Innym efektywnym sposobem zakotwienia jest stosowanie sznura z włókien kompozytowych, który przykleja się na powierzchni kompozytu w postaci „wachlarza” powstałego z rozłożonych włókien (rys. 2.34).

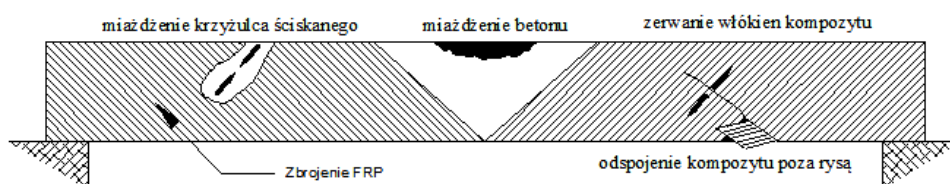
W wyniku przeprowadzonych badań na belkach wzmocnionych kompozytami FRP klejonymi do zewnętrznej powierzchni elementu, otrzymano wiele postaci zniszczenia belek wzmocnionych na ścinanie. Niektóre z nich były ściśle związane z mechanizmem pracy konstrukcji żelbetowych i ich obraz zniszczenia był identyczny, jak dla belek bez wzmocnienia, inne natomiast niszczyły się w sposób charakterystyczny dla elementów z zastosowaniem materiałów kompozytowych. Do tych drugich należą przede wszystkim:

- zniszczenie poprzez odspojenie kompozytu od powierzchni elementu,
- zerwanie włókien kompozytowych.



Rys. 2.34. Zakotwienie mat w postaci wachlarza [41]

Odspojenie może nastąpić w warstwie otuliny, w warstwie kleju lub bardzo cienkiej warstwie betonu. Do zerwania włókien kompozytu dochodzi zazwyczaj tylko w przypadku odpowiedniego zakotwienia materiału kompozytowego lub w elementach owiniętych kompozytem – typ wzmocnienia W. Na rys. 2.35 przedstawiono mechanizmy zniszczenia elementów wzmocnionych materiałami kompozytowymi FRP w systemie EB, które otrzymano w wyniku badań [41].



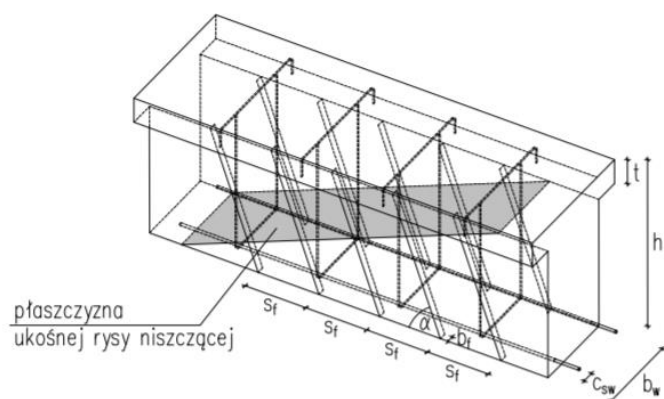
Rys. 2.35. Mechanizmy zniszczenia elementów wzmocnionych na ścinanie w systemie EBR [41]

Badania przeprowadzone na belkach wzmocnionych na ścinanie materiałami FRCM wykazały, że tego typu wzmocnienia mają całkiem inny charakter pracy niż wzmocnienia FRP. Badania te opisano szerzej w punkcie 2.4.2 tej pracy. Przede wszystkim zniszczenie jest bardziej łagodne oraz powstaje wiele rys i pęknięć. We wzmocnieniach FRP zniszczenie jest najczęściej gwałtowne i dochodzi do powstania rysy niszczącej pod koniec badania, natomiast przez całe badanie powstaje niewiele rys. W przypadku FRCM, od momentu przekroczenia

wytrzymałości betonu na rozciąganie dochodzi do zarysowania, które wraz ze wzrostem obciążenia rozwija się, powstają nowe rysy, a te istniejące zwiększają rozwartość aż do wartości 2-3 mm, co można nazwać pęknięciem. W badaniach belek wzmocnionych na ścinanie materiałami FRCM rzadko dochodziło do zerwania włókien, a najczęstszy mechanizm zniszczenia to przedwczesne odspojenie kompozytu od powierzchni elementu w cienkiej warstwie zaprawy, bez zniszczenia otuliny betonowej. Do zerwania włókien dochodziło jedynie w belkach, które posiadały wzmocnienie typu *W*, w postaci zamkniętego strzemienia. W kompozytach FRCM powstaje poślizg, który powoduje rozluźnienie kompozytu i możliwość rozwoju rys pod wzmocnieniem, co było szerzej opisane w punkcie 2.2.3 tej pracy. Przegląd literatury dotyczący badań na belkach wzmocnionych na ścinanie materiałami FRCM oraz wpływ poszczególnych parametrów na ich nośność przedstawiono w punkcie 2.4 pracy.

### **2.3.2. Wzmacnianie na ścinanie za pomocą kompozytów wklejanych w betonową otulinę NSMR**

Wzmocnienia metodą EBR, pomimo że wykazywały wzrost nośności stref przypodporowych belek, nie mogły wykorzystać pełnej nośności materiału kompozytowego. Ta niska efektywność tego typu wzmocnienia wiąże się z nagłym odspojeniem kompozytu od powierzchni betonu po pojawieniu się rys ukośnych. Pełną nośność kompozytu można uzyskać tylko poprzez dobre zakotwienie kompozytu lub wykonanie wzmocnienia w postaci zamkniętych strzemion (typ *W*). W celu zwiększenia efektywności wzmocnienia na ścinanie zaproponowano technologię wklejania materiałów kompozytowych w otulinę betonową (NSMR – *Near Surface Mounted Reinforcement*), dzięki czemu zwiększa się powierzchnię styku kompozytu z betonem, co opóźnia odspojenie kompozytu. Podstawowym warunkiem użycia tej technologii jest odpowiednia grubość otuliny. Do wzmocnień NSMR w systemie FRP stosowane są kompozyty w postaci taśm o szerokości 10-20 mm i grubości 1,4-2,0 mm oraz pręty o przekroju okrągłym lub kwadratowym. Podejmowano także próby zawijania mat i wklejania w bruzdy w otulinie. Kompozyty mogą być wklejane prostopadle do osi belki lub pod kątem, jak pokazane jest to na rysunku 2.36.



Rys. 2.36. Schemat wzmocnienia NSMR [41]

Wzmacnianie stref przypodporowych sposobem NSMR zależy od wielu czynników zmiennych, które wpływają na efektywność tego typu wzmocnienia. Należą do nich: wytrzymałość betonu na ściskanie, istniejące podłużne i poprzeczne zbrojenie betonu, wymiary elementu, smukłość strefy ścinania, wymiary i rodzaj kompozytu, nachylenie jego włókien do osi podłużnej belki oraz jego rozstaw. W wyniku badań na kompozytach CFRP, otrzymano trzy postacie zniszczenia belek wzmocnionych klejonymi kompozytami:

- odspojenie prętów, poprzedzone utratą przyczepności prętów do matrycy klejowej i ukośnym zarysowaniem otaczającego betonu; wykazano, że tego sposobu zniszczenia można uniknąć zmniejszając rozstaw klejanych kompozytów, klejania ich pod kątem do osi podłużnej belki oraz kotwiąc końce kompozytów w półce przekroju teowego,
- odspojenie betonowej otuliny wzdłuż zbrojenia kompozytowego na skutek powstania ukośnej rysy niszczącej w pobliżu podpory, która w ostatniej fazie obciążenia zmienia swoje położenie na poziome, wzdłuż zbrojenia rozciąganego; takie zniszczenie ma miejsce w elementach o niskim stopniu zbrojenia poprzecznego stalowego i kompozytowego w strefie przypodporowej,
- obustronne odspojenie grupy klejonych prętów wraz z otaczającą otuliną od rdzenia belki; ma to miejsce w przypadku wzmocnienia kompozytami w bardzo małym rozstawie i świadczy to o negatywnym wpływie zmniejszania rozstawu klejanego zbrojenia kompozytowego poniżej granicznego, dopuszczalnego rozstawu.

Dotychczas, w wyniku badań nie zaobserwowano zniszczenia na skutek zerwania włókien zbrojenia kompozytowego, w miejscu przecięcia rysą ukośną. Wykazano, że pręty o przekroju prostokątnym osiągają większe odkształcenia graniczne, a więc ich wytrzymałość na rozciąganie jest wykorzystana bardziej, niż ma to miejsce w prętach o przekroju kołowym.

Bardzo ważnym parametrem jest nachylenie kompozytu do osi podłużnej belki. Z analizy przeprowadzonych doświadczeń wynika, że najbardziej efektywne jest wzmocnienie pod kątem  $45^\circ$  i szczególnie widoczne jest to w belkach wzmocnianych prętami kompozytowymi o przekroju kołowym. Natomiast w belkach wzmocnianych taśmami pod kątem  $60^\circ$  uzyskano nośność na ścinanie o 10% większą niż w przypadku elementów wzmocnionych takimi samymi taśmami, ale pod kątem  $45^\circ$ . Na podstawie badań przeprowadzonych w Polsce w 2007 roku [41] wykazano, że na efektywność wzmocnienia na ścinanie znacznie większy wpływ ma głębokość wklejonego zbrojenia niż pole powierzchni jego przekroju. Większa głębokość wklejenia daje większe wartości nośności, gdyż ma to związek z lepszą przyczepnością. Należy jednak uważać w tym wypadku na stalowe strzemiona umieszczone w belce, ponieważ zbyt głębokie osadzenie zbrojenia kompozytowego może prowadzić do przecięcia istniejącego zbrojenia stalowego. Na koniec należy dodać, że efektywność wzmocnienia na ścinanie NSMR rośnie wraz ze wzrostem całkowitego stopnia zbrojenia poprzecznego (stalowe + kompozytowe) a najwyższą wartość uzyskuje się w przypadku zakotwienia wklejonych prętów kompozytowych w półkę przekroju teowego.

W przypadku wzmocnień kompozytowych FRCM, technologia wzmocniania NSMR nie jest przedmiotem wielu badań, ponieważ w systemie FRCM nie używa się prętów kompozytowych, a jedynie tkaniny. W roku 2018 próbę wzmocnienia belek na ścinanie w technologii NSMR przy użyciu kompozytów FRCM przeprowadzili Tadesse G. Wakjiraa i Usama Ebead z Uniwersytetu w Katarze [85]. Badali oni belki wzmocnione strzemionami kompozytowymi lub ciągłymi siatkami z włókien węglowych, szklanych i PBO. Wykonywali oni bruzdy w otulinie pozostawiając miejsce na wzmocnienie kompozytowe (rys. 2.37). Dwie warstwy siatek były wklejane w przygotowane miejsce w otulinie, tak że po wykonaniu wzmocnienia licowało ono z powierzchnią betonu na pozostałych fragmentach belki. Dodatkowo w niektórych belkach połączono metodę NSMR z metodą EB, a więc w miejscach wzmocnień NSMR dodano jeszcze dwie warstwy zewnętrzne siatki. Badania potwierdziły wzrost nośności na ścinanie wzmocnionych belek, przy czym największy przyrost nośności otrzymano dla belek, w których zastosowano ciągłe siatki z włókien węglowych na cały odcinek ścinania, które były wklejone w otulinę (NSMR), oraz gdzie zastosowano dodatkowe siatki przyklejone zewnętrznie na powierzchnię betonu (EB). Takie wzmocnienie miało największą sztywność osiową, ponieważ składało się z 4 warstw. W przypadku wzmocnień nieciągłych w postaci 4 warstw siatki w formie strzemion, osiągnęto nośność odpowiednio mniejszą, co więcej była ona mniejsza od belek wzmocnionych 2 warstwami siatki wklejonych

tylko wewnątrz otuliny (NSMR, bez wzmocnienia zewnętrznego EB). Najmniejsze nośności otrzymano dla belek wzmocnionych włóknami PBO, co wiązało się z geometrią siatki. Siatki z włókien węglowych i szklanych stosowane w tych badaniach posiadały taką samą ilość włókien na obu kierunkach (osnowy i wątku) natomiast siatka z włókien PBO posiadała podobną ilość włókien na kierunku osnowy, natomiast prawie czterokrotnie mniej włókien na kierunku wątku.



(a) Cutting groove with slitting tool.



(b) Removal of concrete between the grooves.



(c) Installation and full impregnation of first layer of fabric (continuous configuration).



(d) Final layer of mortar and finishing of the surface (discontinuous configuration).

Rys. 2.37. Sposób wykonywania wzmocnienia NSMR [85]:

- a) wycinanie szczelin w powierzchni betonu, b) usuwanie betonu pomiędzy szczelinami,
- c) wzmacnianie elementu pierwszą warstwą kompozytu, d) wykonanie ostatniej warstwy kompozytu.

## **2.4. Wzmacnianie belek żelbetowych materiałami kompozytowymi – przegląd badań**

W ramach przeglądu literatury opisano badania przeprowadzane na belkach wzmacnianych na ścinanie materiałami kompozytowymi. W większości skupiono się na materiałach FRCM, ale z powodu bardzo małej liczby badań dotyczących belek teowych wzmacnionych na ścinanie z zakotwieniem przedstawiono również badania na belkach wzmacnionych materiałami FRP z zakotwieniami.

### **2.4.1. Wzmacnianie belek na ścinanie materiałami kompozytowymi FRP z zakotwieniem**

Szeroki zakres badań na belkach teowych wzmacnionych na ścinanie materiałami FRP z zakotwieniem przeprowadzili A. Mofidi, O. Chaallal, B. Benmokrane, K. Meale w 2012 roku



[48]. Celem ich badań była ocena efektywności 4 rodzajów zakotwień końców kompozytów FRP z włókien węglowych, użytych jako wzmocnienie belek żelbetowych na ścinanie. Nośności belek z zakotwieniem były także porównywane z nośnościami belkami wzmocnionymi na ścinanie w systemie NSM (wklejanie kompozytu w bruzdy w otulinie) i ETS (wklejanie kompozytu w środek przekroju poprzecznego). Przedmiotem badań było 9 teowych belek o przekroju poprzecznym 152x406 mm i długości 4520 mm. Szerokość półki wynosiła 508 mm, a jej grubość 102 mm. Dwie belki były belkami kontrolnymi bez wzmocnienia, pozostałe 7 zostało wzmocnionych na ścinane. Elementy zostały wykonane z betonu o średniej wytrzymałości na ściskanie 33,7 MPa, a zbrojenie na zginanie dla wszystkich belek wykonano z 4 prętów o średnicy 25 mm dołem i 2 prętów 10 mm górą, o wytrzymałości na rozciąganie 650 MPa. W jednej belce kontrolnej strefa ścinania nie posiadała zbrojenia stalowego na ścinanie, pozostałe 8 belek posiadało takie samo zbrojenie na ścinanie w postaci strzemion o średnicy 8 mm w rozstawie 260 mm. Belki były poddane trzy-punktowemu zginaniu, z długością przęsła 2100 mm i odległością siły do podpory 1050 mm (smukłość strefy ścinania  $a/d = 3$ ). Jedna belka była wzmocniona bez zakotwienia, siatką ukształtowaną w kształt litery *U* na dole i na bokach środnika. Kolejne 4 belki były także wzmocnione siatką o kształcie *U* ale każda z nich posiadała inne zakotwienie. Dwie ostatnie belki wzmocnione były w systemie NSM FRP i ETS FRP. W badaniach zastosowano następujące rodzaje zakotwień: SBFA – gdzie w odległości 55 mm pod półką na końcach wzmocnienia naklejony był laminowany pasek CFRP o wymiarach 20x2,5 mm i długości równej długości wzmocnienia (rys. 2.38-a), DAMA – gdzie pod półką w środniku wykonane zostały otwory o średnicy 12 mm w rozstawie 175 mm, w które wklejano stalowe pręty o średnicy 10 mm i długości 60 mm, pokryte klejem epoksydowym; następnie po naklejeniu wzmocnienia CFRP jego końce nawinięto na aluminiowy płaskownik, który był nakładany na wystające ze środnika pręty (rys. 2.38-b), ERBA – gdzie pod półką wykonywano nacięcia o wymiarach 15x15 mm wzdłuż całej strefy ścinania, następnie wzmocniano belkę matą CFRP a jej końce wklejano w wykonaną bruzdę, następnie wypełniano ją klejem epoksydowym i wklejano tam pręt CFRP o średnicy 9,5 mm (rys. 2.38-c), EFLA – gdzie w półce wykonywano bruzdę o szerokości 5 mm i głębokości 22 mm na całej długości strefy ścinania, następnie wzmocniano belkę matą CFRP a jej końce owijano na laminowanym pasku CFRP o wymiarach 20x2,5 mm, który wklejano w bruzdę za pomocą kleju epoksydowego (rys. 2.38-d). Badania wykazały przyrost nośności na ścinanie w porównaniu do belki kontrolnej rzędu 25% dla belki bez zakotwienia i średnio 41% dla belek z zakotwieniem. Dla systemu NSM i ETS otrzymano przyrost nośności, odpowiednio 30 i 45%. Największą efektywnością wykazało się zakotwienie EFLA, dla którego uzyskano 48%

przyrost nośności, następnie DAMA – 43%, ERBA – 42% i SBFA – 30%. Zestawienie wyników badań przedstawiono w tabeli 2.4.



Rys. 2.38. Rodzaje zakotwień stosowane w belkach wg [48]  
a) SBFA, b) DAMA, c) ERBA, d) EFLA

Tabela 2.4. Zestawienie wyników badań wg [48]

Element badawczy	Siła niszcząca [kN]	Rodzaj zniszczenia	Ugięcie przy sile niszczącej [mm]	Stożek wzmocnienia*
S0-CON belka kontrolna bez strzemion	122,7	na ścinanie	2,6	-
S3-CON belka kontrolna ze strzemionami	294,0	na ścinanie	11,2	-
S3-EB-NA belka bez zakotwienia	367,3	na ścinanie	14,4	1,25
S3-EB-SBFA	381,6	na ścinanie	12,2	1,30
S3-EB-DAMA	421,6	na zginanie	17,6	1,43
S3-EB-ERBA	417,0	na ścinanie	18,2	1,42
S3-EB-EFLA	431,4	na zginanie	21,3	1,47
S3-NSM	381,0	na ścinanie	11,7	1,29
S3-ETS	425,5	na ścinanie	15,2	1,45

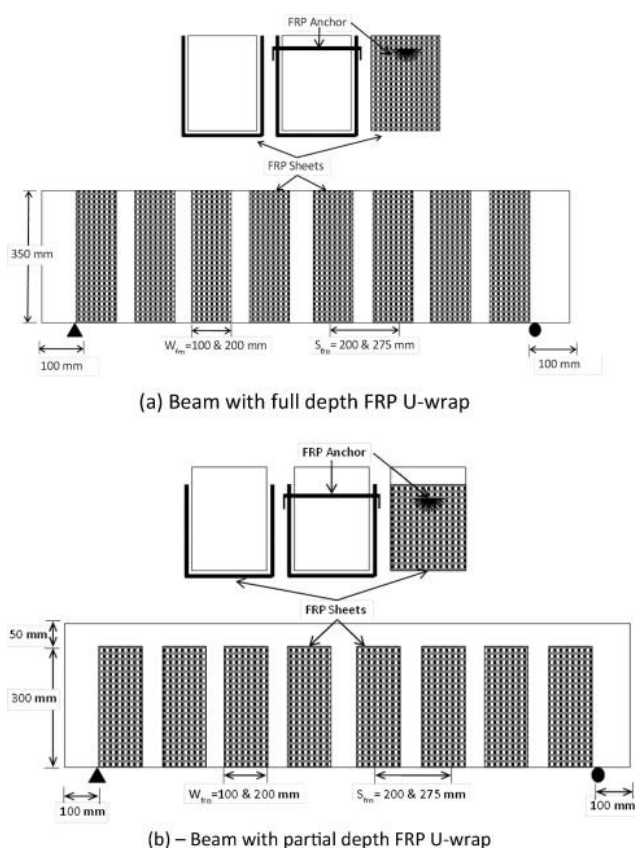
\*- stopień wzmocnienia definiowany jako stosunek siły niszczącej dla belki wzmocnionej do siły niszczącej dla belki kontrolnej (bez wzmocnienia)

Wszystkie belki, z wyjątkiem belek DAMA i EFLA, zniszczyły się na ścinanie. Belki DAMA i EFLA zniszczyły się na zginanie. Dla belek ze zbrojeniem stalowym na ścinanie zniszczenie nastąpiło po uplastycznieniu się strzemion przeciętych rysą ukośną. Zaprzecza to niektórym badaniom, w których udowodniano, że we wzmocnionych belkach nie da się w pełni

wykorzystać stalowych strzemion. W belce bez zakotwienia do zniszczenia doszło w wyniku odspojenia się wzmocnienia wraz z cienką warstwą otuliny w miejscu rysy ukośnej, która przebiegała tak samo, jak w belce kontrolnej. Belka SBFA zniszczyła się w wyniku odspojenia wzmocnienia CFRP w następstwie zniszczenia zakotwienia. W belkach EFLA i DAMA nie uzyskano odspojenia, rozwarstwienia czy zniszczenia zakotwienia. Do zniszczenia doszło w wyniku osiągnięcia maksymalnej nośności na zginanie. W belce ERBA nie uzyskano zniszczenia zakotwienia, doszło natomiast do lokalnego rozwarstwienia wzmocnienia w środku środnika. Do zniszczenia na ścinanie w wyniku przekroczenia naprężeń rozciągających w strzemionach doszło w belkach NSM i ETS, a w belce ETS doszło do uplastycznienia zarówno strzemion, jak i zbrojenia podłużnego. Analizując ugięcia, belki DAMA i SBFA charakteryzowały się największą sztywnością, co może być związane z obecnością laminowanego paska taśmy CFRP. Belki wzmocnione z zakotwieniem wykazywały bardziej plastyczny charakter pracy niż belki wzmocnione w systemie NSM i ETS. Analizując odkształcenia kompozytów można wyróżnić trójfazowy mechanizm pracy wzmocnienia. W pierwszej fazie wzmocnienie CFRP nie ma znaczącego udziału w przenoszeniu naprężeń. W drugiej fazie wraz ze wzrostem obciążenia wzrastają odkształcenia i osiągają górny próg wartości, uzależniony od rodzaju wzmocnienia. Wynosi on dla belek SBFA 1,84‰ a dla belek DAMA 2,45‰. Wtedy zaczyna się trzecia faza, gdzie odkształcenia bardzo szybko rosną. Może być to związane z lokalnym odspojeniem CFRP. Dla belek z zakotwieniem trzecia faza jest krótsza, niż faza druga. Największe odkształcenia niszczące otrzymano dla belki EFLA i wyniosły one 4,5‰. Analizując odkształcenia w stali zbrojeniowej można wyciągnąć wniosek, że zastosowanie efektywnego wzmocnienia opóźnia uplastycznienie strzemion i ogranicza ich odkształcenia.

Dwa lata później tematem zakotwienia kompozytów FRP oraz FRCM zajęli się D. Baggio, K. Soudki, M. Noel [6]. Celem badań była ocena wpływu następujących parametrów na nośność na ścinanie belek żelbetowych: rodzaj zastosowanego wzmocnienia kompozytowego (CFRP, GFRP i FRCM), obecność zakotwienia kompozytu, wysokość kompozytu (na całej wysokości belki lub jej części), rodzaj zakotwienia – kotwy z włókien węglowych lub szklanych. Przedmiotem badań było 9 belek prostokątnych o przekroju poprzecznym 150x350 mm i długości przęsła 2200 mm. Elementy zostały wykonane z betonu średniej wytrzymałości na ściskanie 50,7 MPa. Belki były zbrojone 2 prętami o średnicy 30 mm dołem i 2 prętami o średnicy 15 mm góra, oraz strzemionami 6 mm w rozstawie 180 mm na całej długości przęsła. Granice plastyczności poszczególnych stali wynosiły 475 MPa dla

prętów podłużnych i 384 MPa dla strzemion. Belki podzielono na 4 grupy różniące się rodzajem zastosowanego wzmocnienia. Jedna belka była belką kontrolną, a pozostałe belki wzmocniono na ścinanie kompozytami w postaci nieciągłych strzemion typu *U*. W dwóch pierwszych grupach znajdowały się dwie belki, jedna bez zakotwienia, druga z zakotwieniem. Wszystkie belki w tych grupach wzmocnione były strzemionami kompozytowymi o szerokości 200 mm i rozstawie 275 mm. W pierwszej grupie zastosowano system CFRP z włóknami węglowymi a w drugiej FRCM, również z włóknami węglowymi. Kolejna, trzecia grupa obejmowała jedną belkę wzmocnioną kompozytami GFRP z włóknami szklanymi o szerokości strzemion 100 mm, bez zakotwienia w rozstawie, co 200 mm. W 4 grupie znajdowały się trzy belki wzmocnione kompozytami GFRP o wysokości strzemion krótszej o 50 mm niż wysokość belki. Jedna z nich była bez zakotwienia, jedna z kotwami z włókien węglowych, jak w pozostałych belkach, a jedna z kotwami szklanymi. Strzemiona kompozytowe w tej grupie, podobnie jak w grupie 3, miały szerokość 100 mm i rozstaw 200 mm.



Rys. 2.39. Schematy wzmocnienia belek wg [6]  
a) belki z pełną wysokością wzmocnienia, b) belki z krótszym wzmocnieniem

W badaniach stosowano zakotwienia w postaci sznura z włókien węglowych lub szklanych, który był wprowadzany w otwory w środniku, zlokalizowane 55 mm od górnej

powierzchni belki dla wzmocnienia strzemionami kompozytowymi o wysokości równej wysokości belki oraz 90 mm dla wzmocnienia strzemionami krótszymi niż wysokość belki (rys. 2.39). Sznur był wprowadzany w otwór i przyklejany w postaci wachlarza do zewnętrznej powierzchni wzmocnienia na ścinanie.

Belki były poddane cztero-punktowemu zginaniu z długością przęsła 2200 mm i odległością siły do podpory 900 mm. Długość odcinka ścinania  $a/d$  wynosiła 2,9. W wyniku badań zaobserwowano następujące mechanizmy zniszczenia belek: zniszczenia na ścinanie, zniszczenie na ścinanie wraz z odspojeniem kompozytu oraz zniszczenie na zginanie. Wyniki badań przedstawiono w tabeli 2.5. Odspojenie kompozytu zaobserwowano w belkach wzmocnionych kompozytami GFRP bez zakotwienia oraz z zakotwieniem i krótszym wzmocnieniem, ale w belkach z zakotwieniem było ono wyraźnie przytrzymane przez zakotwienie.

Tabela 2.5. Zestawienie wyników badań wg [6]

Element badawczy	Siła niszcząca [kN]	Rodzaj zniszczenia	Stopień wzmocnienia*
B1 - belka kontrolna	223	na ścinanie	-
B2 – CFRP bez zakotwienia	373	na zginanie	1,67
B3 – CFRP z zakotwieniem	390	na zginanie	1,75
B4 – FRCM bez zakotwienia	294	na ścinanie	1,32
B5 – FRCM z zakotwieniem	300	na ścinanie	1,35
B6 – GFRP bez zakotwienia	334	na ścinanie – odspojenie	1,50
B7 – PD-GFRP krótkie strzemiona bez zakotwienia	305	na zginanie - odspojenie	1,37
B8 – PD-GFRP krótkie strzemiona z kotwami węglowymi	310	na ścinanie	1,39
B9 – PD-GFRP krótkie strzemiona z kotwami szklanymi	339	na ścinanie	1,52

\*- stopień wzmocnienia definiowany jako stosunek siły niszczącej dla belki wzmocnionej do siły niszczącej dla belki kontrolnej (bez wzmocnienia)

W przypadku belek wzmocnionych kompozytami CFRP otrzymano stopień wzmocnienia 1,67 i 1,75, odpowiednio: dla belki bez zakotwienia i z zakotwieniem. Obie z tych belek zniszczyły się na zginanie. Obecność zakotwienia pozwoliła więc na 8% przyrost nośności. Belki wzmocnione kompozytami FRCM zniszczyły się na ścinanie z widoczną rysą ukośną, która omijała zakotwienie górną lub dolną. Otrzymano stopień wzmocnienia 1,32 i 1,34, odpowiednio: dla belki bez i z zakotwieniem, co dało tylko 2% przyrost nośności ze względu na obecność zakotwienia. Mniejszy stopień wzmocnienia w porównaniu do wzmocnień FRP wiąże się z niską nośnością samego systemu FRCM, a szczególnie wytrzymałością matrycy na

rozciąganie. W belce GFRP o pełnej wysokości kompozytu bez zakotwienia otrzymano przyrost nośności 1,50 w stosunku do belki kontrolnej, a więc o 17% mniej niż w systemie CFRP bez zakotwienia. Natomiast w belkach wzmocnionych kompozytami GFRP o niepełnej wysokości wzmocnienia, stopień wzmocnienia wyniósł odpowiednio: 1,36, 1,39 i 1,52 dla belek bez zakotwienia, z zakotwieniem z włókien węglowych i z zakotwieniem z włókien szklanych. We wszystkich belkach systemu GFRP odspojenie kompozytu rozpoczynało się w chwili, gdy obciążenie osiągało wartość 85% siły niszczącej. Porównując belkę ze wzmocnieniem na całej wysokości i belkę ze wzmocnieniem na części wysokości, obie bez zakotwienia, można zaobserwować 13% wzrost nośności, kiedy wysokość strzemienia kompozytowego jest równa wysokości belki. Kiedy strzemiona mają niepełną wysokość należy stosować zakotwienie, żeby zapewnić ich lepszą nośność. Wykazano to w belce z kotwami z włókien szklanych – dla krótszych strzemion otrzymano podobną nośność, jak dla strzemion o pełnej wysokości, ale bez zakotwienia. Maksymalne odkształcenia kompozytu w środku rozpiętości przęśla wyniosły 0,065‰ dla wzmocnień GFRP o niepełnej wysokości bez zakotwienia, natomiast najmniejsze dla wzmocnień FRCM bez zakotwienia - 0,001‰. We wszystkich belkach z zakotwieniem nie osiągnięto wytrzymałości włókien na rozciąganie.

Na podstawie badań zakotwień stosowanych w belkach wzmacnianych na ścinanie materiałami FRP wynika, że odpowiednie zakotwienie w większości przypadków poprawia nośność belki na ścinanie i pozwala na lepsze wykorzystanie właściwości kompozytu. Dla wzmocnień FRCM otrzymano przyrost nośności mniejszy niż dla wzmocnień FRP, jednak na podstawie ograniczonej liczby badań.

#### **2.4.2. Wzmacnianie belek na ścinanie materiałami kompozytowymi FRCM**

Prace badawcze dotyczące wzmacniania stref przypodporowych na ścinanie materiałami kompozytowymi FRCM są prowadzone w wielu ośrodkach badawczych na całym świecie. Większość z nich dotyczy belek o przekroju prostokątnym o niewielkich wymiarach i bez wewnętrznego stalowego zbrojenia poprzecznego, co uniemożliwia poprawne odwzorowanie realnych konstrukcji. Na potrzeby przeglądu literatury przeanalizowano 115 elementów z 15 prac badawczych. Wyniki zestawiono w tabeli 2.6 z wyszczególnieniem rodzaju przekroju (prostokątny „P” lub teowy „T”), rodzaju włókien, sposobu wzmocnienia (typ *SB*, *U* i *W*) i obecności zakotwienia kompozytu.

Tabela 2.6. Zestawienie przeglądu literatury

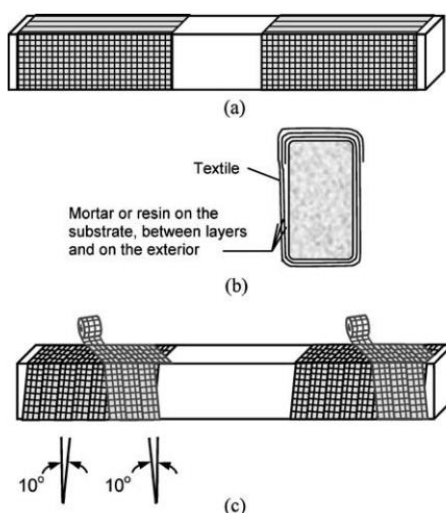
Rok	Przekrój	Włókna	Liczba elementów	Sposób wzmocnienia			Z zakotwieniem
				SB	U	W	
2006 [79]	P	węglowe	3	-	-	3	-
2008 [11]	T	szklane	9	-	9	-	6
2009 [9]	P	węglowe	7	7	-	-	-
2010 [43]	P	szklane, metalowe	5	2	3	-	-
2012 [1]	P	bazaltowe	8	8	-	-	-
2014 [6]	P	węglowe	2	-	2	-	1
2014 [80]	T	węglowe	10	-	10	-	6
2015 [31]	P	bazaltowe, szklane, PBO, węglowe	6	-	6	-	-
2015 [53]	P	PBO	7	-	7	-	-
2015 [71]	P	węglowe	8	3	3	2	-
2015 [78]	P	PBO	3	2	-	1	2
2015 [44]	p	PBO	4	-	4	-	-
2016 [70]	T	węglowe i szklane	9	-	9	-	5
2017 [69]	P	węglowe, szklane i bazaltowe	19	-	19	-	-
2017 [87]	P	węglowe, szklane, PBO	15	15	-	-	6
<b>Suma</b>	<b>P -12 T-3</b>	<b>Głównie węglowe</b>	<b>115</b>	<b>37</b>	<b>72</b>	<b>6</b>	<b>26</b>

Poniżej przedstawiono krótkie opisy badań belek żelbetowych wzmocnionych na ścinanie materiałami FRCM.

**T.C. Triantafillou, C.G. Papanicolaou, Shear strengthening of reinforced concrete members with textile reinforced mortar (TRM) jackets, Materials and Structures, 39, 2006, 93–103 [79]**

Jednymi z prekursorów badań doświadczalnych belek żelbetowych wzmocnianych na ścinanie materiałami FRCM byli Thanasis C. Triantafillou i Catherine G. Papanicolaou z uniwersytetu w Patras, w Grecji. W 2006 r. przeprowadzili oni badania belek o prostokątnym przekroju poprzecznym, wzmocnionych na ścinanie siatkami z włókien węglowych na zaprawie mineralnej. Celem badań była ocena wpływu następujących parametrów na nośność na ścinanie belek żelbetowych: rodzaj użytej matrycy (zaprawa mineralna lub żywica epoksydowa), liczba warstw siatki z włókien węglowych (1 lub 2 warstwy) i ukształtowanie wzmocnienia - owinięcie ciągłą siatką pod kątem prostym do osi podłużnej belki (rys. 2.40-a) lub spiralne owinięcie paskiem siatki o szerokości 15 cm z nachyleniem 10° w stosunku

do osi podłużnej belki (rys. 2.40-c). Przedmiotem badań było sześć belek o przekroju poprzecznym 150x300 mm i długości 2600 mm. Wszystkie elementy zostały wykonane z betonu o średniej wytrzymałości na ściskanie  $f_{c,cube}$  około 30,5 MPa. Stal zbrojeniowa użyta w belkach posiadała wytrzymałość na rozciąganie równą 575 MPa dla prętów podłużnych i 275 MPa dla strzemion. Jako zbrojenie belek na zginanie użyto 3 pręty o średnicy 16 mm dołem i góra, natomiast na ścinanie użyto strzemiona o średnicy 5,5 mm w rozstawie 230 mm. Do wykonania wzmocnień wykorzystano siatki z włókien węglowych na zaprawie mineralnej lub żywicy epoksydowej. Belki były poddane cztero-punktowemu zginaniu z długością przęsła 2200 mm i odległością siły do podpory 775 mm. Długość odcinka ścinania  $a/d$  wynosiła 2,85. Jedna belka była belką kontrolną, bez wzmocnienia. Pozostałe 5 belek podzielono na dwie grupy – 3 belki były poddane obciążeniu statycznemu, a dwie obciążeniu cyklicznemu. Belki poddane obciążeniu statycznemu były wzmocnione dwoma warstwami siatki, a cyklicznemu – jedną warstwą siatki.



Rys. 2.40. Sposoby wzmocnienia na ścinanie wg [79]  
a) owijanie odcinka ścinania ciągłą siatką, b) przekrój poprzeczny,  
c) owijanie odcinka ścinania spiralnie paskami

Przeprowadzone badania wykazały znaczny przyrost nośności elementów wzmocnionych w stosunku do belki kontrolnej. Wyniki badań przedstawiono w tabeli 2.7. Z wyjątkiem jednej belki wzmocnionej siatką na zaprawie mineralnej (M1), wszystkie wzmocnione belki zniszczyły się na zginanie. W przypadku obciążenia statycznego i zastosowania 2 warstw siatki z włókien węglowych otrzymano podobną nośność dla belek z matrycą mineralną i epoksydową. Przyrost nośności w tych belkach był ponad 100%, odpowiednio 100,3% (belka R2 z żywicą epoksydową), 103,8% (belka M2-s z matrycą mineralną i strzemionami spiralnymi), 109,3% (belka M2 z matrycą mineralną), jednak belki zniszczyły się na zginanie,



a nie na ścinanie jak miało to miejsce dla belki kontrolnej. Belki z jedną warstwą wzmocnienia, poddane obciążeniu cyklicznemu, osiągnęły przyrost nośności rzędu 124,8% dla belek z matrycą epoksydową (R1) i 71,8% dla belek z matrycą mineralną (M1). W belce M1 (wzmocnienie 1 warstwą siatki na zaprawie mineralnej) doszło do zerwania włókien, które to następowało stopniowo, zaczynając od kilku wiązek włókien i propagowało na sąsiednie. Dodatkowo w tych belkach było dokładnie widoczne zarysowanie na wierzchu kompozytów. Pozwala to na prostą i natychmiastową identyfikację obszarów, w których przebiega zniszczenie, co nie występuje we wzmocnieniach FRP, gdzie trudno jest zidentyfikować takie miejsca przed zniszczeniem. W artykule podany jest też sposób na obliczanie wzmocnień FRCM, bazujący na analogii kratownicowej zaproponowanej w obliczeniach FRP. Model uwzględnia pochylenie włókien i różny kąt nachylenia krzyżulca betonowego. Aby zaadoptować ten model dla wzmocnień FRCM wprowadza się tam współczynnik redukcyjny  $k$ , przez który mnoży się efektywne odkształcenia FRP aby otrzymać odkształcenia FRCM. Obliczone odkształcenia siatki FRCM wynikające z badań i z przekształcenia wzoru wyniosły 0,8% a dla FRP 1,4%, czyli współczynnik redukcyjny może być przyjmowany 0,5.

Tabela 2.7. Zestawienie wyników badań wg [79]

Element badawczy	Siła niszcząca [kN]	Rodzaj zniszczenia	Stopień wzmocnienia*
C (belka kontrolna)	116,5	na ścinanie	-
R2 (2 warstwy FRP)	233,4	na zginanie	2,00
M2 (2 warstwy TRM)	243,8	na zginanie	2,09
M2-s (2 warstwy TRM spiralnie)	237,7	na zginanie	2,04
R1 (1 warstwa FRP)	261,9	na zginanie	2,25
M1 (1 warstwa TRM)	200,1	na ścinanie	1,72

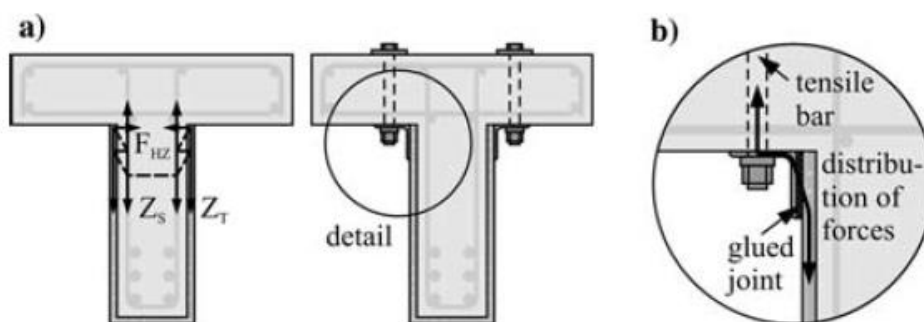
\*- stopień wzmocnienia definiowany jako stosunek siły niszczącej dla belki wzmocnionej do siły niszczącej dla belki kontrolnej (bez wzmocnienia)

**A. Bruckner, R. Ortlepp i M. Curbach, Anchoring of shear strengthening for T-beams made of textile reinforced concrete (TRC), *Materials and Structures*, 41, 2008, 407-418. [11]**

Dwa lata później swoje badania zaprezentowali A. Bruckner, R. Ortlepp i M. Curbach z Uniwersytetu w Dreźnie. Zauważyli, że w przypadku belek prostokątnych przedstawionych w poprzednich badaniach wzmocnienie jest efektywne, ponieważ jest ukształtowane w postaci zamkniętych strzemion, które są zakotwione w strefie ściskanej belki. W realnych belkach, które najczęściej na stałe są związane z płytą, nie jest możliwe owinięcie kompozytem całego przekroju, dlatego podjęli temat zakotwienia kompozytu pod płytą/półką. Celem badań była

ocena wpływu zakotwienia oraz liczby warstw siatki kompozytowej na nośność na ścinanie belek teowych. Przedmiotem badań było 12 belek teowych o przekroju poprzecznym 120x450 mm i długości 2400 mm. 3 belki były belkami kontrolnymi bez wzmocnienia, 3 belki były wzmocnione materiałami FRCM bez zakotwienia, a pozostałe 6 było wzmocnione z zakotwieniem. Wszystkie elementy zostały wykonane z betonu o średniej wytrzymałości na ściskanie  $f_{c,cube}$  około 27 MPa. Do zbrojenia belek użyto stali BSt500. Jako zbrojenie belek na zginanie użyto 6 prętów o średnicy 20 mm dołem i 4 pręty o średnicy 12 mm górą, natomiast na ścinanie zaprojektowano zbrojenie minimalne w postaci strzemion 8 mm w rozstawie 200 mm. Do wykonania wzmocnień wykorzystano siatki z włókien szklanych na zaprawie mineralnej, z orientacją włókien +/- 45° do osi podłużnej belki, tak aby dopasować je do kierunku naprężeń głównych w strefie przypodporowej.

Belki były poddane trzy-punktowemu zginaniu, z długością przęsła 2000 mm i odległością siły do podpory 1000 mm. Długość odcinka ścinania  $a/d$  wynosiła 2,7. Zakotwienie kompozytu zastosowane w badaniach stanowiły kształtowniki stalowe w kształcie kątowników, które były przyklejone do kompozytu, a do spodu półki dokręcone śrubami (rys. 2.41). Zastosowano 2,3,4 lub 6 warstw wzmocnienia. Wyniki badań przedstawiono w tabeli 2.8. Belki wzmocnione bez zakotwienia wykazały przyrost nośności na ścinanie od 1,5 do 7%, odpowiednio dla 2 i 6 warstw. Belki z zakotwieniem wykazały przyrost nośności na ścinanie 1,5-17%, co również zależało od liczby warstw kompozytu i największy przyrost nośności osiągnięto dla 6 warstw. W wyniku przeprowadzonych badań nie można więc jednoznacznie wywnioskować, że zakotwienie pozwoliło na wzrost efektywności wzmocnienia, ale na pewno zapobiegło odspojeniu kompozytu.



Rys. 2.41. Zakotwienie zastosowane w badaniach [11]

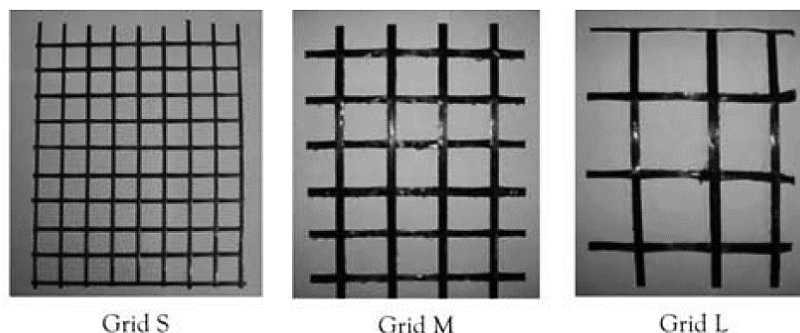
Tabela 2.8. Zestawienie wyników badań wg [11]

Element badawczy	Liczba warstw siatki	Siła niszcząca [kN]	Mechanizm zniszczenia	Stopień wzmocnienia*
PB-0/1 kontrolna	0	476	ściananie	-
PB-0/2 kontrolna	0	590	ściananie	-
PB-0/3 kontrolna	0	577	ściananie	-
PB-1/1 bez zakotwienia	2	554	ściananie	1,015
PB-1/2 bez zakotwienia	4	555	ściananie z odspojeniem kompozytu	1,015
PB-1/3 bez zakotwienia	6	586	ściananie z odspojeniem kompozytu	1,07
PB-2/1	2	582	ściananie	1,07
PB-2/2	4	600	ściananie	1,10
PB-2/3	6	638	ściananie	1,17
PB-3/1	3	555	ściananie	1,015
PB-3/2	3	621	ściananie	1,14
PB-3/3	4	634	ściananie	1,17

\*- stopień wzmocnienia definiowany jako stosunek siły niszczącej dla belki wzmocnionej do siły niszczącej dla belki kontrolnej (bez wzmocnienia)

**T. Blanksvard, B. Taljsten, A. Carolin, Shear strengthening of concrete structures with the use of mineral-based composites, ASCE Journal of composites for construction, 13(1), 2009, 25-34 [9]**

Kolejnymi badaczami interesującymi się tematem wzmocnień kompozytowych, w których skład wchodzi zaprawa mineralna byli T. Blanksvard, B. Taljsten i A. Carolin. W 2009 roku przeprowadzili badania na 23 belkach żelbetowych. Celem badań była ocena wpływu następujących parametrów na nośność na ścinanie belek żelbetowych: różne parametry zaprawy, różne parametry siatki kompozytowej (wymiary oczek i gęstość), rodzaj matrycy (zaprawa mineralna lub żywica epoksydowa), różne parametry betonu, zróżnicowany rozstaw strzemion stalowych, różna grubość zaprawy mineralnej używanej do wzmocnienia. Przedmiotem badań były 23 belki o przekroju poprzecznym 180x500 mm i długości 4500 mm. Elementy zostały wykonane z betonów o zróżnicowanych klasach: C35, C40 i C55. Stal zbrojeniowa użyta w badaniach posiadała wytrzymałość na rozciąganie równą 601 MPa dla prętów podłużnych i 555 MPa dla strzemion. Zbrojenie belek na zginanie składało się z 12 prętów o średnicy 16 mm dołem i 2 prętów 16 mm górą, natomiast na ścinanie ze strzemion o średnicy 10 mm w rozstawie 250 lub 350 mm. Jedna grupa belek nie posiadała wewnętrznego zbrojenia na ścinanie. Do wykonania wzmocnień wykorzystano trzy różne siatki z włókien węglowych, które różniły się gęstością: 66 g/m<sup>2</sup> (Grid S), 98 g/m<sup>2</sup> (Grid L) i 159 g/m<sup>2</sup> (Grid M) (rys. 2.42).



Rys. 2.42. Rodzaje siatek z włókien węglowych zastosowanych w badaniach [9]

Zastosowano różne typy zaprawy, które podzielono na 3 grupy różniące się wielkością ziaren, stosunkiem  $w/c$ , wytrzymałością na rozciąganie i ściskanie oraz modułem sprężystości. W ramach badań przebadano również dwie belki wzmocnione matą z włókien węglowych CFRP na żywicy epoksydowej, w której włókna główne raz były ułożone równoległe a raz prostopadłe do osi podłużnej belki. Cztery belki były dodatkowo wzmocnione na zginanie 2 prętami CFRP wklejonymi w nacięcia w dolnej otulinie (*NSMR*). Miało to na celu zwiększenie nośności na zginanie i wywołanie zniszczenia na ścinanie. Belki były poddane cztero-punktowemu zginaniu, z długością przęsła 4000 mm i odległością siły do podpory 1250 mm, co dawało długość odcinka ścinania  $a/d = 2,9$ . Cztery belki były belkami kontrolnymi, bez wzmocnienia.

Tabela 2.9. Zestawienie wyników badań wg [9]

Element badawczy	Siła niszcząca [kN]	Mechanizm zniszczenia	Stożek wzmocnienia*
C40s0	123,5	ściskanie	-
C40s0-M2	141,9	ściskanie	1,15
C40s0-M2-G2	244,9	ściskanie z zerwaniem włókien	1,98
C40s0-M3-G2	235,1	ściskanie z zerwaniem włókien	1,90
C40s0-E-S90	259,9	ściskanie z odspojeniem kompozytu	2,10
C40s0-E-S0	153,4	ściskanie	1,24
C40s0-M2-G1	208,1	ściskanie z zerwaniem włókien	1,69
C40s0-M2-G2	251,9	ściskanie z zerwaniem włókien	2,04
C40s0-M2-G3	206,4	ściskanie z zerwaniem włókien	1,67
C40s0-M1-G3	180,1	ściskanie z zerwaniem włókien	1,46

\*- stopień wzmocnienia definiowany jako stosunek siły niszczącej dla belki wzmocnionej do siły niszczącej dla belki kontrolnej (bez wzmocnienia)

W wyniku badań otrzymano następujące mechanizmy zniszczenia: zniszczenie krzyżulca betonowego, zniszczenie na ścinanie wraz z zerwaniem włókien, zniszczenie na ścinanie wraz z odspojeniem wzmocnienia CFRP, zmiężdżenie betonu w strefie ściskanej. W tabeli 2.9 przedstawiono wyniki dla grupy belek wykonanych z betonu C40. Przyjęto następujące oznaczenia belek: C40 – klasa betonu, s0 – bez strzemion, M1, M2 i M3 –

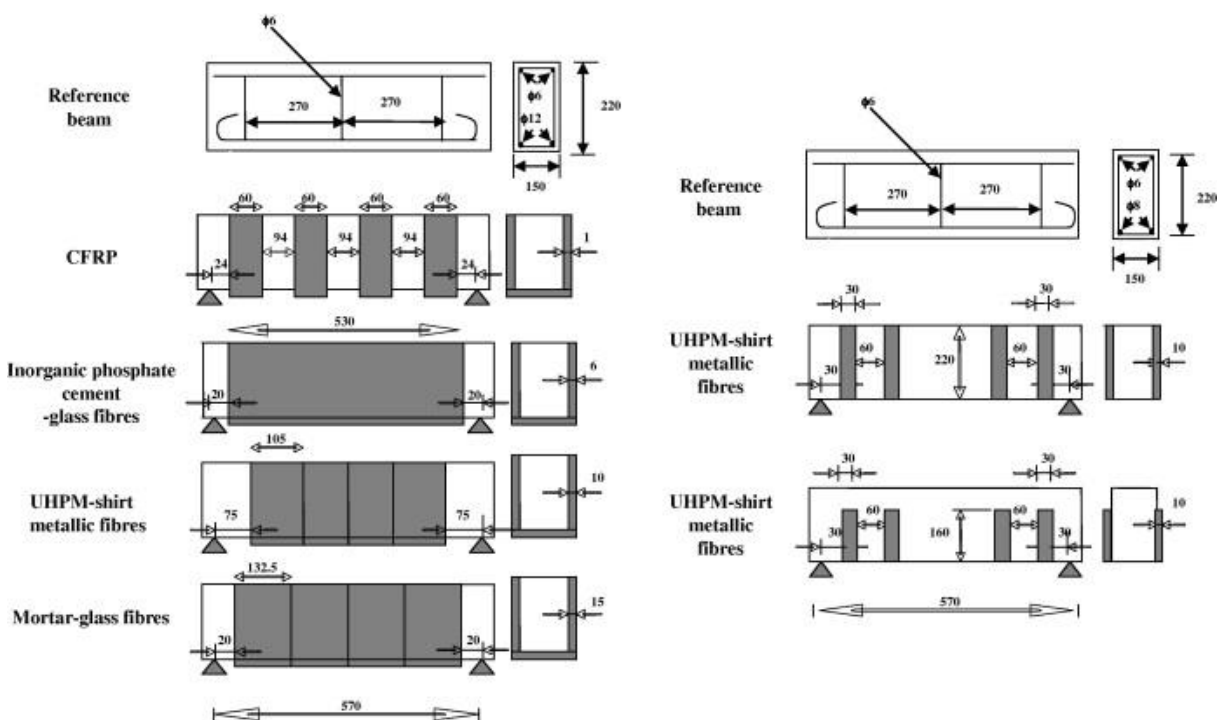
odpowiednio zaprawy Mortar 1, Mortar 2 i Mortar 3, E – żywica epoksydowa, G1, G2 i G3 – odpowiednio siatki Grid 1, Grid 2 i Grid 3, S0, S90 – maty z włóknami pod kątem 0 i 90° do osi podłużnej belki.

W żadnej z belek nie nastąpiło odspojenie matrycy mineralnej od powierzchni betonu. Rysa ukośna w belkach bez wzmocnienia przebiegała pod kątem 30-37°. Wzmocnienie wykonane z samej zaprawy (matryca Mortar 2) bez włókien spowodowało 15% wzrost nośności w porównaniu do belki kontrolnej bez strzemion. Zastosowanie wzmocnienia spowodowało, że pierwsza rysa pojawiła się pod nieznacznie większym obciążeniem, niż w belkach niewzmocnionych. Rodzaj siatki i matrycy mineralnej ma niewielki wpływ na morfologię rys. Siatka o najmniejszych oczkach generuje większe obciążenie rysujące dzięki temu, że jest w niej lepsza redystrybucja naprężeń wokół rysy. Pierwsza rysa dla tej siatki (Grid S) pojawiła się przy obciążeniu ok. 171 kN (dla matrycy Mortar 2), podczas gdy dla siatek o większych oczkach (Grid M i L) dla tej samej matrycy obciążenie to wynosiło 161-162 kN. Użycie zaprawy z najniższymi wartościami mechanicznymi (matryca Mortar 1) powoduje przedwczesne powstawanie rys i mniejsze obciążenie niszczące. Dla betonu C40 wszystkie belki wzmocnione przy użyciu zaprawy mineralnej zniszczyły się na ścinanie z zerwaniem włókien. Dla tego samego betonu, ale ze wzmocnieniem z żywicą epoksydową, otrzymano zniszczenie w wyniku odspojenia wzmocnienia od betonu. Dla włókien prostopadłych do osi podłużnej belki otrzymano największy przyrost nośności w porównaniu do wzmocnienia na zaprawie mineralnej i wynosił on 2,08. Dla zaprawy mineralnej jako matrycy największy stopień wzmocnienia 2,02 otrzymano dla belki z matrycą Mortar 2 i siatką o największej gęstości włókien 159g/m<sup>2</sup> - Grid M. Z odczytów tensometrów na siatce wynika, że siatka nie przenosi dużych odkształceń na początku obciążenia. Gwałtowny przyrost następuje w końcowej fazie obciążenia, co ma związek z powstawaniem rys. Odkształcenia w strzemionach belki wzmocnionej są mniejsze niż w belkach bez wzmocnienia. Wynika z tego, że wzmocnienie redukuje naprężenia w strzemionach, nawet przy niskich obciążeniach. Przy małych obciążeniach nie zauważono różnic pomiędzy odkształceniami mierzonymi na powierzchni elementu w zależności od grubości zaprawy, ale przy większym obciążeniu główne odkształcenia rozciągające są większe dla cieńszej warstwy zaprawy. Autorzy badań sformułowali następujące wnioski końcowe: użycie siatki CFRP z małymi oczkami generuje większe obciążenie rysujące, nośność na ścinanie rośnie wraz ze wzrostem liczby włókien w siatce, użycie zaprawy z niskim modułem sprężystości powoduje powstawanie przedwczesnego zarysowania w porównaniu do zaprawy o wyższym module sprężystości,

rozkład odkształceń wzdłuż strzemion ma paraboliczny kształt, użycie wzmocnienia zmniejsza odkształcenia w strzemionach oraz pozwala na redukcję głównych odkształceń w początkowym stadium obciążenia, co poprawia walory użytkowania.

**A. Si. Larbi, R. Contamine, E. Ferrier, P. Hamelin, Shear strengthening of RC beams with textile reinforced concrete (TRC) plate, *Construction and Building Materials*, 24(10), 2010, 1928-1936 [43]**

Celem tych badań była ocena wpływu następujących parametrów na nośność na ścinanie belek żelbetowych: mała wartość odcinka ścinania  $a/d = 0,4$ , różne rodzaje wzmocnienia (zaprawa z szklaną siatką i matą, nieorganiczny fosforanowy cement połączony z szklaną matą, ultra wytrzymała zaprawa z krótkimi metalowymi włóknami UHPM). Jedna belka wzmocniona została w klasycznym systemie CFRP. Zastosowano dwa rodzaje wzmocnienia – typ *SB* i typ *U*. Wszystkie wzmocnienia zostały wykonane w laboratorium jako prefabrykowane, a następnie przyklejone do powierzchni elementu za pomocą żywicy epoksydowej. Przedmiotem badań było 8 belek o przekroju poprzecznym 150x220 mm i długości 600 mm. Elementy zostały wykonane z betonu o średniej wytrzymałości na ściskanie 33 MPa. Belki podzielono na 2 grupy różniące się średnicą zastosowanych prętów podłużnych – 12 mm lub 8 mm. W każdej z grup jedna belka była belką kontrolną a pozostałe różniły się sposobem wzmocnienia. W belkach grupy pierwszej wszystkie typy wzmocnienia były przyklejone do powierzchni bocznych i dolnej belki, różniły się rodzajem zastosowanego materiału i ukształtowaniem wzmocnienia (ciągłe na całym przęśle lub strzemiona w rozstawie 94 mm w świetle). W drugiej grupie wzmocnienie było przyklejane tylko do bocznych ścian belki i było to wzmocnienie z metalowymi włóknami, w postaci strzemion o szerokości 30 mm i rozstawie w świetle 60 mm, a strzemiona różniły się między sobą wysokością (na całą wysokość belki lub zakończone 60 mm od górnej powierzchni belki) (rys. 2.43). Belki były poddane trzy-punktowemu zginaniu z długością przęsła 570 mm i odległością siły do podpory 275 mm. W wyniku badań zaobserwowano następujące mechanizmy zniszczenia belek: zniszczenie na ścinanie betonu z powstaniem rysy ukośnej pod kątem 45° (przy czym kąt nachylenia rysy ukośnej był jednakowy w belce kontrolnej i belce ze wzmocnieniem), odspojenie wzmocnienia w warstwie między betonem a nieorganicznym fosforowo-cementowym wzmocnieniem z włóknami szklanym, zniszczenie na zginanie. Zestawienie wyników badań przedstawiono w tabeli 2.10.



Rys. 2.43. Schemat wzmocnienia belek wg [43]

Tabela 2.10. Zestawienie wyników badań wg [43]

Element badawczy	Siła niszcząca [kN]	Ugięcie przy sile niszczącej [mm]	Stopień wzmocnienia*
Belka kontrolna dla typu <i>U</i>	138,0	2,2	-
Typ <i>U</i> CFRP	169,0	2,3	1,22
Typ <i>U</i> nieorganiczny fosforanowy cement połączony z szklaną matą	233,0	2,1	1,69
Typ <i>U</i> UHPM – krótkie metaliczne włókna	216,0	1,4	1,56
Typ <i>U</i> z zaprawą z włóknami szklanymi	162,0	1,3	1,17
Belka kontrolna dla typu <i>SB</i>	142,0	9,2	-
Typ <i>SB</i> UHPM – krótkie metaliczne włókna – dłuższe paski	164,0	7	1,15
Typ <i>SB</i> UHPM – krótkie metaliczne włókna – krótsze paski	138,0	2,2	0,97

\*- stopień wzmocnienia definiowany jako stosunek siły niszczącej dla belki wzmocnionej do siły niszczącej dla belki kontrolnej (bez wzmocnienia)

Dla wzmocnienia typu *U* z nieorganicznym fosforowo-cementowym wzmocnieniem z włóknami szklanymi otrzymano największy stopień wzmocnienia wynoszący 1,68. Najmniejszy stopień wzmocnienia 1,17 otrzymano w belkach typu *U* dla zaprawy z włóknami szklanymi. Podobny stopień wzmocnienia uzyskano w belce wzmocnionej tylko na bokach z paskami metalicznymi na całej wysokości belki – 1,16. Dla belki z krótszymi paskami, tylko

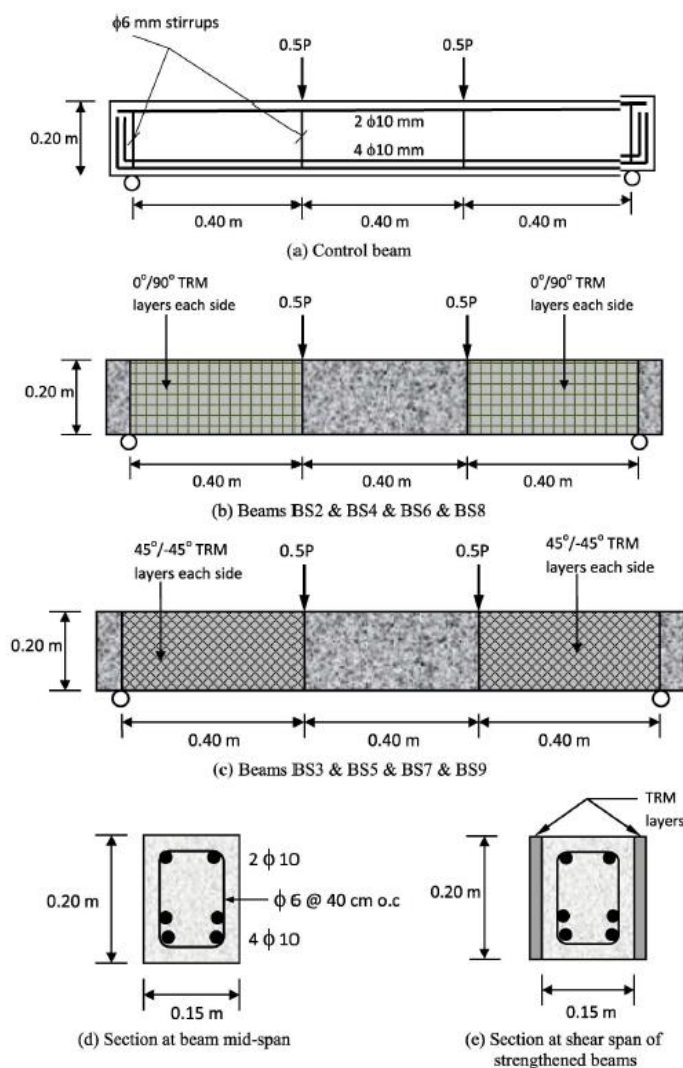
na bokach, otrzymano wartość nośności mniejszą niż dla belki kontrolnej. Nastąpiło tam odspojenie całego wzmocnienia i gwałtowne zniszczenie na ścinanie. Może to potwierdzać, że długość zakotwienia jest ważna w przypadku wzmocnień kompozytowych i parametr ten powinien być brany pod uwagę. Odspojenie nie nastąpiło w belce ze strzemionami na całej wysokości.

**Y.A. Al.-Salloum, H.M. Elsanadedy, S.H. Alsayed, R.A. Iqbal, Experimental and numerical study for the shear strengthening of reinforced concrete beams using Textile-Reinforced Mortar, ASCE Journal of composites for construction, 16(1), 2012, 74-90 [1]**

Autorzy zainteresowali się oceną wpływu następujących parametrów na nośność na ścinanie belek żelbetowych: rodzaj zastosowanej zaprawy jako matrycy w kompozycie (mineralna i mineralna modyfikowana polimerami), liczba warstw siatki z włókien bazaltowych oraz orientacja głównych włókien (kąt nachylenia do osi podłużnej). Przedmiotem badań było 10 belek o przekroju poprzecznym 150x200 mm i długości 1500 mm. Elementy zostały wykonane z betonu o średniej wytrzymałości na ściskanie 20 MPa. Belki podzielono na 2 grupy różniące się rodzajem zastosowanej zaprawy. W każdej z tych grup, dwie belki wzmocnione zostały dwiema warstwami siatki, a kolejne dwie czterema warstwami siatki (rys. 2.44.). Każda para belek dzieliła się na taką, która miała kąt nachylenia głównych włókien do osi podłużnej 90° i taką, gdzie kąt ten wynosił 45°. Zbrojenie na zginanie dla wszystkich belek złożone było z 4 prętów o średnicy 10 mm dołem i 2 prętów górą. Wytrzymałość na rozciąganie prętów podłużnych wynosiła 684 MPa. Strefa ścinania nie posiadała zbrojenia stalowego na ścinanie. Belki poddano cztero-punktowemu zginaniu, z długością przęsła 1200 mm i odległością siły do podpory 400 mm ( $a/d = 2,35$ ).

Belki zniszczyły się na ścinanie w wyniku powstania niszczącej rysy ukośnej w środku strefy ścinania i zmiążdżenia betonu w strefie ściskanej. Nie nastąpiło zniszczenie w wyniku odspojenia kompozytu od elementu. Wzmocnione belki posiadały nośność 36-88% większą niż belki kontrolne, przy czym największy stopień wzmocnienia odpowiadał belce wzmocnionej czterema warstwami siatki, o kierunku włókien 45° do osi podłużnej belki z zastosowaną zaprawą mineralną modyfikowaną polimerami.





Rys. 2.44. Schemat wzmocnienia belek wg [1]

Wykazano, że dla belek z 2 warstwami siatki kąta nachylenia włókien nie ma znaczącego wpływu na nośność, tak samo rodzaj zastosowanej zaprawy. Różnice w nośności są widoczne dopiero dla 4 warstw siatki kompozytowej, gdzie dla wzmocnień na zaprawie mineralnej modyfikowanej polimerami uzyskano lepsze efekty wzmocnienia niż dla wzmocnień na niemodyfikowanej zaprawie mineralnej. Ma to związek z wytrzymałością na ściskanie zaprawy, która była większa dla zaprawy modyfikowanej. W tabeli 2.11 przedstawiono zestawienie wyników badań.

Tabela 2.11. Zestawienie wyników badań wg [1]

Element badawczy	Siła niszcząca [kN]	Ugięcie przy sile niszczącej [mm]	Stopień wzmocnienia*
BS1-1 - belka kontrolna	58,94	2,7	-
BS1-2 - belka kontrolna	62,73	3,1	-
BS2 - zaprawa mineralna, 2 warstwy wzmocnienia, kąt włókien 90°	82,66	4,0	1,36
BS3 - zaprawa mineralna, 2 warstwy wzmocnienia, kąt włókien 45°	83,51	4,02	1,37
BS4 - zaprawa mineralna, 4 warstwy wzmocnienia, kąt włókien 90°	88,74	4,9	1,46
BS5 - zaprawa mineralna, 4 warstwy wzmocnienia, kąt włókien 45°	92,53	5,4	1,52
BS6 - zaprawa mineralna modyfikowana polimerami, 2 warstwy wzmocnienia, kąt włókien 90°	83,38	4,9	1,37
BS7 - zaprawa mineralna modyfikowana polimerami, 2 warstwy wzmocnienia, kąt włókien 45°	83,38	4,6	1,37
BS8 - zaprawa mineralna modyfikowana polimerami, 4 warstwy wzmocnienia, kąt włókien 90°	96,26	5,0	1,58
BS9 - zaprawa mineralna modyfikowana polimerami, 4 warstwy wzmocnienia, kąt włókien 45°	114,10	6,6	1,88

\*- stopień wzmocnienia definiowany jako stosunek siły niszczącej dla belki wzmocnionej do siły niszczącej dla belki kontrolnej (bez wzmocnienia)

**E. Tzoura, T.C. Triantafillou, Shear strengthening of reinforced concrete T-beams under cyclic loading with TRM of FRP jackets, *Materials and Structures*, 49, 2014, 17-28 [80]**

Celem badań była ocena wpływu następujących parametrów na efektywność wzmocnienia belek na ścinanie: liczba warstw wzmocnienia, grubość siatki, obecność zakotwienia, rozstaw zakotwienia, rodzaj matrycy w kompozycie (zaprawa lub żywica epoksydowa), amplituda obciążenia cyklicznego. Przedmiotem badań było 13 belek zaprojektowanych jako wsporniki, tak aby zasymulować realne warunki brzegowe belek ciągłych przy podporach. Belki zostały tak zaprojektowane, aby nie nastąpiło zniszczenie na zginanie, a więc nie zastosowano wewnętrznych strzemion stalowych. Elementy wykonano z dwóch różnych betonów, dla których wytrzymałość na ściskanie określona na próbkach sześciennych wynosiła 22,7 i 13,3 MPa. Zastosowano stal zbrojeniową o granicy plastyczności 545 MPa. Jako wzmocnienie stosowano dwie różne siatki z włókien węglowych – „lekką” o grubości 0,048 mm i „ciężką” o grubości 0,096 mm. Elementy badawcze podzielono na następujące grupy: jedna belka bez wzmocnienia - kontrolna, 4 belki bez zakotwienia

wzmocnione w systemie FRCM, z 1 i 2 warstwami siatki lekkiej i ciężkiej, 6 belek FRCM z zakotwieniem, z 1 lub 2 warstwami lekkiej lub ciężkiej siatki i różnym rozstawem kotew (co 100 lub 150 mm), 2 belki wzmocnione w systemie FRP z żywicą epoksydową, jedna bez zakotwienia, a druga z zakotwieniem, co 150 mm. Elementy badawcze opisano w tabeli 2.12. Zakotwienie zastosowane w badaniach to stalowy profil L o 3 mm grubości, przymocowany do naroża pod półką za pomocą kotew stalowych o średnicy 6mm, umiejscowionych w otworach między środnikiem a półką pod kątem 45° (rys. 2.45). Profil był montowany, kiedy zaprawa była jeszcze wilgotna. Otwory na kotwy były do połowy wypełniane żywicą, następnie aplikowano w nie kotwy prętowe, następnie profil stalowy i kotwy dokręcano śrubami po utwardzeniu żywicy. Wybrano taki sposób zakotwienia aby siła rozciągająca przekazywała się ze wzmocnienia na płytę.

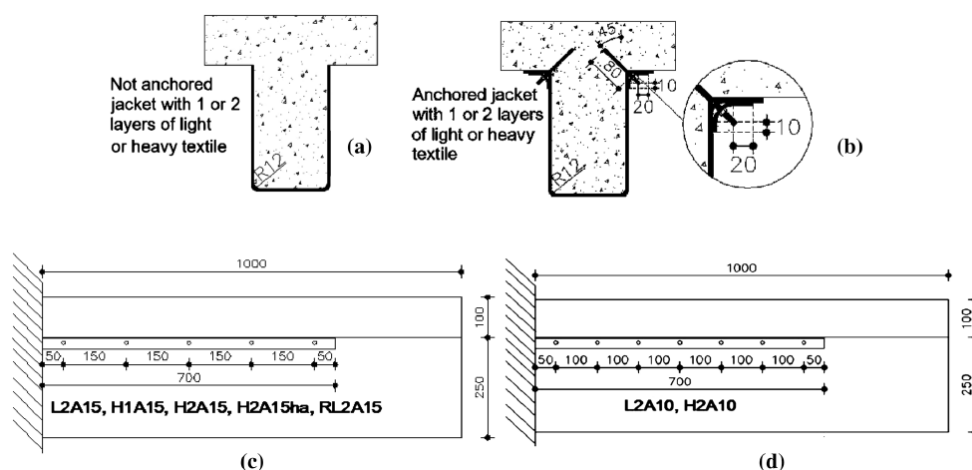
Tabela 2.12. Zestawienie wyników badań wg [80]

Element badawczy	Rodzaj wzmocnienia	Mechanizm zniszczenia kompozytu
C	belka kontrolna	-
L1	1 warstwa FRCM, lekka tkanina	odspojenie (lokalne)
L2	2 warstwy FRCM, lekka tkanina	odspojenie (lokalne)
H1	1 warstwa FRCM, ciężka tkanina	wyrwanie wiązki włókien
H2	2 warstwy FRCM, ciężka tkanina	odspojenie (lokalne)
L2A15	2 warstwy FRCM, lekka tkanina, kotwy co 150 mm	wyrwanie wiązki włókien
L2A15ha	2 warstwy FRCM, lekka tkanina, kotwy co 150 mm, wyższa amplituda obciążenia	wyrwanie wiązki włókien
L2A10	2 warstwy FRCM, lekka tkanina, kotwy co 100 mm	wyrwanie wiązki włókien
H1A15	1 warstwa FRCM, ciężka tkanina, kotwy co 150 mm	wyrwanie wiązki włókien
H2A15	2 warstwy FRCM, ciężka tkanina, kotwy co 150 mm	wyrwanie wiązki włókien
H2A10	2 warstwy FRCM, ciężka tkanina, kotwy co 100 mm	wyrwanie wiązki włókien
RL2	2 warstwy FRP, lekka tkanina,	odspojenie (pełne)
RL2A15	2 warstwy FRP, lekka tkanina, kotwy co 150 mm	wyrwanie zakotwienia i odspojenie

\*- stopień wzmocnienia definiowany jako stosunek siły niszczącej dla belki wzmocnionej do siły niszczącej dla belki kontrolnej (bez wzmocnienia)

Wszystkie elementy zniszczyły się na ścinanie poprzez powstanie ukośnej rysy w strefie ścinania. Dla elementów wzmocnionych w systemie FRCM rysa była wyraźnie widoczna na wzmocnieniu z powodu kruchej natury matrycy mineralnej, która podobnie jak element betonowy ulega zarysowaniu. Rysy ukośne we wzmocnieniach FRP był widoczne po usunięciu siatek. Wszystkie rysy powstały pod kątem 40-45°. W większości przypadków, głównie dla

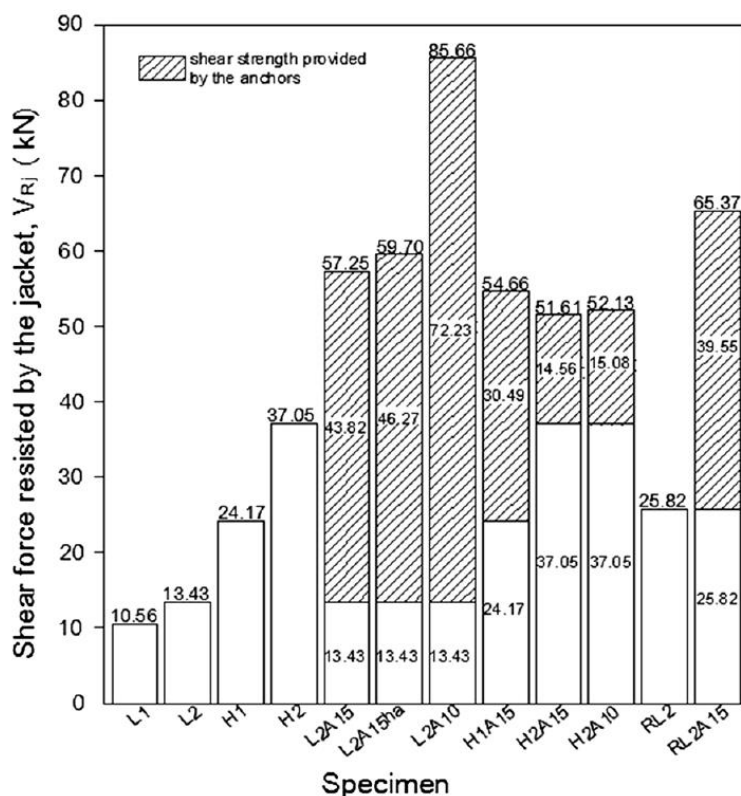
elementów z zakotwieniem, zniszczenie rozpoczynało się wraz z wyrwaniem wiązki włókien przeciętych przez rysy ukośne. Inny model zniszczenia to odspojenie wzmocnienia, które było lokalne, w sąsiedztwie kilku rys ukośnych lub pełne, które powodowało całkowite oderwanie wzmocnienia. Dla belki wzmocnionej kompozytami FRP z zakotwieniem, nastąpiło oderwanie zakotwienia i odspojenie całej siatki. Porównując nośność belek z jedną i dwoma warstwami kompozytu FRCM, zarówno siatki lekkiej jak i ciężkiej, można zauważyć że nie wzrasta ona proporcjonalnie, w zależności do liczby warstw. Co więcej zauważono, że jedna warstwa siatki ciężkiej jest bardziej efektywna niż dwie warstwy siatki lekkiej, chociaż obydwa te przypadki zawierają tyle samo włókien węglowych.



Rys. 2.45. Schemat wzmocnienia i zakotwienia belek wg [80]

Porównując belki z zakotwieniem lub bez, można wysunąć wniosek, że jego obecność znacznie podwyższa efektywność wzmocnienia. Dla 2 warstw lekkiej siatki otrzymano trzykrotny przyrost w porównaniu do takiego samego wzmocnienia bez zakotwienia. Dla belek z jedną warstwą siatki ciężkiej przyrost ze względu na zakotwienie wyniósł 125%, a dla 2 warstw siatki ciężkiej - 40%. Wynika z tego że efektywność zakotwienia maleje, gdy wzrasta nośność na ścinanie kompozytu bez zakotwienia. Porównanie przyrostu nośności ze względu na zakotwienie przedstawiono na rysunku 2.46. Porównując belki z żywicą epoksydową i matrycą mineralną można zauważyć, że użycie żywicy zwiększa nośność o 90% w porównaniu do matrycy mineralnej, w belkach bez zakotwienia. W belkach z zakotwieniem wzrost ten jest mniejszy, rzędu 14%. Analizując rozstaw kotew zakotwienia można stwierdzić, że zmniejszenie rozstawu z 150 mm do 100 mm zwiększyło efektywność wzmocnienia o 50% dla belek z lekką siatką. Autorzy uważają, że ma to związek z bardziej jednolitym rozciąganiem

włókien, co poprawia wykorzystanie systemu FRCM przez redukcję lokalnych koncentracji naprężeń. Dla siatek ciężkich przyrost efektywności był mniej znaczący.

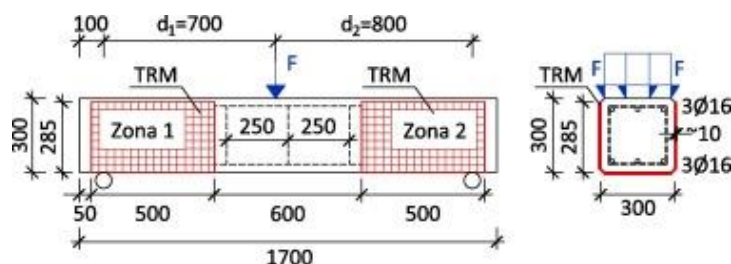


Rys. 2.46. Udział kompozytu w nośności na ścinanie i przyrost nośności ze względu na zakotwienie (zakreskowana część) [80] ( na osi poziomej podano nazwę belki, a na osi pionowej podano nośność na ścinanie jaką zapewnia wzmocnienie)

**C. Escrig, L. Gil, E. Bernat-Maso, F. Pugivert, Experimental and analytical study of reinforced concrete beams shear strengthened with different types of textile-reinforced mortar, Construction and Building Materials, 83, 2015, 248-260 [31]**

Badania obejmowały 9 belek jednoprzęsłowych, prostokątnych o wymiarach 300x300 mm i długości 1700 mm. Belki były wzmocniane na ścinanie materiałami kompozytowymi FRCM z różnym rodzajem włókien i dedykowanej im zaprawie. Analizie poddano włókna bazaltowe, węglowe, PBO i szklane. Jedna belka była belką kontrolną, a pozostałe 8 belek podzielono na 4 grupy, po dwa elementy z takim samym rodzajem włókien. Wszystkie belki wzmocnione posiadały wzmocnienie typu *U* na bocznych i dolnej powierzchni. Strefy przypodporowe, które były wzmocniane, nie posiadały wewnętrznego zbrojenia na ścinanie. Zbrojenie na zginanie belek wykonano w postaci 3 prętów o średnicy 16 mm ze stali B500S. Wszystkie wzmocnienia były wykonane z jednej warstwy siatki. Elementy były poddane

trójpunktowemu zginaniu, przy czym jeden odcinek ścinania był o 100 mm dłuższy od drugiego (siła nie była w środku rozpiętości przęsła) (rys. 2.47)

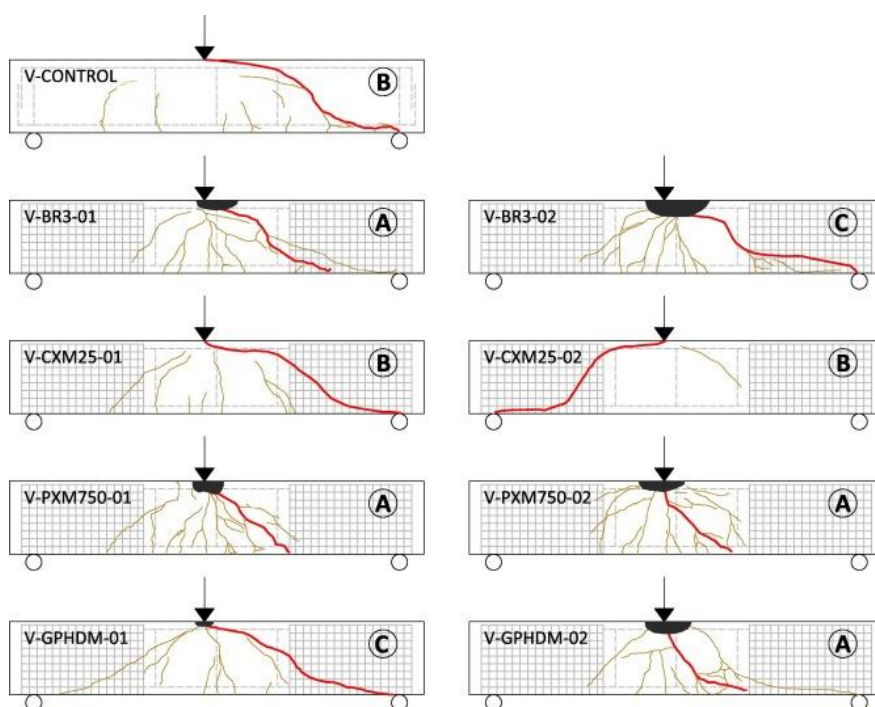


Rys. 2.47. Schemat wzmocnienia belek wg [31]

W wyniku badań otrzymano 3 mechanizmy zniszczenia w zależności od przebiegu rysy niszczącej. Autorzy nazwali mechanizmy zniszczenia następująco: A – kiedy ukośna rysa niszcząca nie przecinała wzmocnienia kompozytowego oraz powstało wiele rys od zginania i miażdżenia betonu, B - gdy ukośna rysa niszcząca przebiegała od miejsca przyłożenia siły do podpory, przecinając siatkę FRCM, ale omijając strzemie stalowe, C – kiedy ukośna rysa niszcząca przebiegała od miejsca siły do podpory przecinając strzemie i siatkę FRCM (rys. 2.48). W tabeli 2.13 zestawiono wyniki badań i mechanizmy zniszczenia. Można zauważyć, że dla belek z mechanizmem zniszczenia typu C otrzymano mniejsza nośność niż dla belki kontrolnej, dlatego wyniki te nie były poddane dalszej analizie. Autorzy sugerują że zjawisko to było związane z problemami we wczesnym stadium dojrzewania betonu, ale pomimo osiągnięcia przez te belki mniejszej nośności, wzmocnienie FRCM brało udział w przenoszeniu naprężeń rozciągających i zapobiegło gwałtownemu zniszczeniu. Poza jednym elementem, zniszczeniu ulegała dłuższa połowa ścinania. Dla belek z mechanizmem zniszczenia A osiągnięto średni przyrost nośności 35,8% w porównaniu do belki kontrolnej, przy czym największy przyrost (43,4%) zanotowano dla belki ze wzmocnieniem PBO-FRCM. Co więcej, belki z tym wzmocnieniem wykazywały się najbardziej plastyczną pracą i nie występowało w nich gwałtowne zniszczenie. W porównaniu do belki kontrolnej, dla belek wzmocnionych PBO-FRCM otrzymano 410-800% większe ugięcie w momencie zniszczenia.

Pomimo tego, że włókna bazaltowe i szklane posiadają około 50% mniejszą wytrzymałość na rozciąganie niż włókna PBO, uzyskano podobną nośność belki na ścinanie, jak dla włókien PBO. Wynika z tego, jak wiele czynników wpływa na efektywność wzmocnienia kompozytowego. Autorzy zauważyli, że użycie zaprawy dedykowanej włóknom bazaltowym i szklanym pozwoliło na lepsze wykorzystanie właściwości włókien, podczas gdy dla zaprawy i włókien PBO otrzymano o wiele mniejsze odkształcenia włókien PBO niż

wg danych podanych przez producenta. Wynika z tego że najlepsze połączenie między włóknami a matrycą osiągnięto w kompozytach z włókien bazaltowych i szklanych, w których matryca mineralna ma najlepsze właściwości łączące i pozwoliła na efektywne wykorzystanie właściwości włókien. Natomiast w przypadku matrycy dedykowanej włóknom PBO osiągnięto najmniejszy stopień wykorzystania właściwości włókien, mimo ich najlepszych parametrów spośród użytych włókien. Belki wzmocnione włóknami węglowymi zniszczyły się w sposób analogiczny do belki kontrolnej, osiągając przyrost nośności 7% i 36% w stosunku do belki bez wzmocnienia. Autorzy podkreślają, że efektywność wzmocnienia na ścinanie materiałami FRCM jest ściśle związana z jakością połączenia między matrycą a betonem oraz matrycą i włóknami.



Rys. 2.48. Obrazy zniszczenia belek (na czerwono zaznaczono rysę niszczącą) [31]

Tabela 2.13. Zestawienie wyników badań wg [31]

Element badawczy	Rodzaj włókien	Siła niszcząca [kN]	Stopień wzmocnienia [-]	Mechanizm zniszczenia
V-CONTROL	-	161,59	-	B
V-BR3-01	bazaltowe	211,02	1,31	A
V-BR3-02	bazaltowe	130,04	0,80	C
V-CXM25-01	węglowe	220,42	1,36	B
V-CXM25-02	węglowe	173,15	1,07	B
V-PXM750-01	PBO	215,95	1,33	A
V-PXM750-02	PBO	231,66	1,43	A
V-GPHDM-01	szklane	104,76	0,65	C
V-GPHDM-02	szklane	219,04	1,36	A

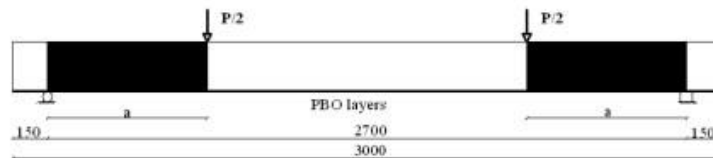
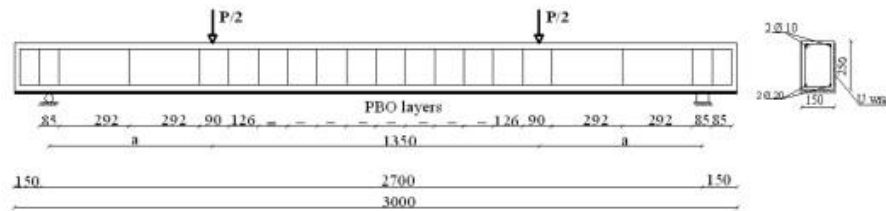
\*- stopień wzmocnienia definiowany jako stosunek siły niszczącej dla belki wzmocnionej do siły niszczącej dla belki kontrolnej (bez wzmocnienia)

**L. Ombres, Structural performances of reinforced concrete beams strengthened in shear with a cement based fiber composite material, *Composite Structures*, 122, 2015, 316-329 [53]**

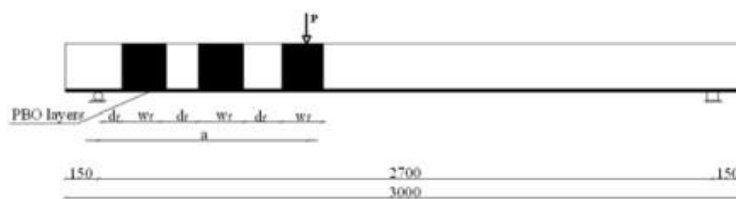
Interesujące badania przedstawił w swojej pracy L. Ombres z Włoch. W 2015 roku przeprowadził badania na 9 belkach wzmocnionych na ścinanie materiałami PBO-FRCM. Celem badań była ocena wpływu następujących parametrów na nośność na ścinanie belek żelbetowych: stopień zbrojenia kompozytowego PBO-FRCM (liczba warstw siatki PBO) oraz konfiguracja wzmocnienia (ciągła siatka lub strzemiona z siatki PBO). Przedmiotem badań było 9 belek o przekroju poprzecznym 150x250 mm i długości przęsła 2700 mm. Badania podzielono na dwie serie - pierwsza obejmowała 3 belki, z czego jedna była belką kontrolną (TRA0), jedna wzmocniona na ścinanie strzemionami PBO przyklejonymi obok siebie, bez odstępów (TRA1) i jedna wzmocniona strzemionami PBO z przerwami (TRA2). Druga seria obejmowała 6 belek, z czego jedna była belką kontrolną (TRB0), dwie wzmocnione strzemionami PBO przyklejonymi bez przerw o jednej (TRB1) lub dwóch warstwach siatki PBO (TRB2) i trzy wzmocnione strzemionami PBO z przerwami o jednej (TRB3), dwóch (TRB4) lub trzech (TRB5) warstwach siatki PBO. We wszystkich elementach zastosowano sposób wzmocnienia typu *U*, obejmujący powierzchnie boczne i dolną belki. Nie zastosowano zakotwień siatki PBO. Elementy zostały wykonane z betonu średniej wytrzymałości na ściskanie 30,76 MPa dla serii 1 i 45,02 MPa, 29,16 MPa i 38,26 MPa dla serii 2. Dla belek serii 1 zbrojenie na zginanie wykonano z 2 prętów 20 mm dołem i 2 prętów 10 mm górą, a dla belek serii 2 były to 3 pręty o średnicy 20 mm dołem i 2 pręty 14 mm górą. Zbrojenie poprzeczne wykonane było ze strzemion 8 mm w rozstawie na odcinku ścinania 292 mm dla dwóch pierwszych belek w serii 1 i 210 mm dla trzeciej belki w serii 1 oraz 260 mm dla wszystkich belek w serii 2. Aby uniknąć zniszczenia na zginanie, belki dodatkowo wzmocniono na zginanie siatkami PBO przyklejonymi do dolnej powierzchni belek. Belki w serii 1 były poddane cztero-punktowemu zginaniu z długością przęsła 2700 mm i odległością siły do podpory 675 mm, co dawało smukłość odcinka ścinania  $a/d = 3,0$  (rys. 2.49). Belki w serii 2 były poddane trzy-punktowemu zginaniu z długością przęsła 2700 mm i odległością siły do podpory 630 mm, co dawało stosunek  $a/d = 2,78$  (rys. 2.50). Zestawienie wyników badań przedstawiono w tabeli 2.14.

W wyniku badań belek serii 1 wykazano, że wzmocnienie ciągłymi strzemionami z siatki PBO o szerokości 100 mm w rozstawie osiowym, co 100 mm dało przyrost nośności rzędu 25%, ale zniszczenie nastąpiło w wyniku przekroczenia nośności na zginanie.



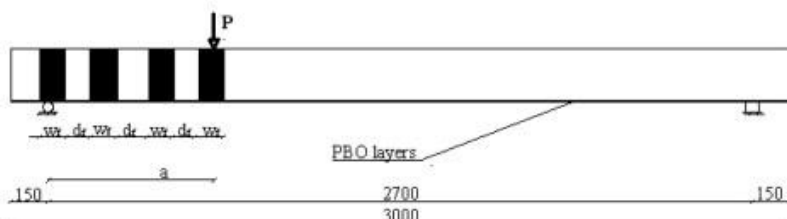
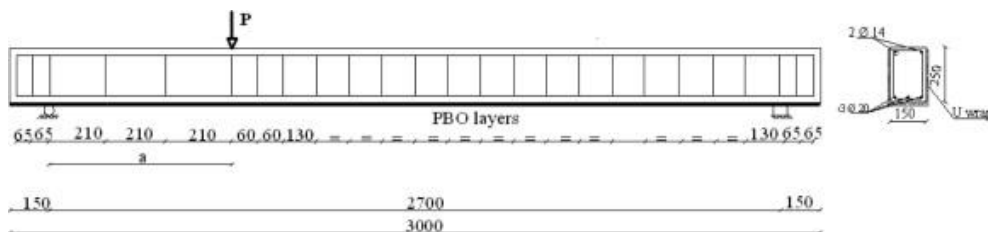


TRA0 and TRA1 beams



TRA2 beam

Rys. 2.49. Schematy wzmocnienia belek serii 1 wg [53]



Rys. 2.50. Schematy wzmocnienia belek serii 1 wg [53]

W przypadku belki z nieciągłymi strzemiętami z siatki PBO o szerokości 150 mm i rozstawie osiowym 260 mm otrzymano przyrost nośności rzędu 13%, ale nie można jednoznacznie porównać tego z belką kontrolną, ponieważ obydwie te belki miały inny rozstaw strzemięt wewnętrznych (292 mm belka kontrolna i 260 mm belka wzmocniona). W tej belce doszło do zniszczenia na ścinanie z uplastycznieniem strzemięt wewnętrznych i odspojeniem górnej części środkowego strzemięcia kompozytowego. Spowodowało to ograniczenie jego udziału w nośności na ścinanie. W 2 serii badawczej z powodu różnych wytrzymałości betonów

na ściskanie wprowadzono wskaźnik bezwymiarowy, tak aby porównywać ze sobą poszczególne belki. Stopnie wzmocnienia w tabeli 2.14 zostały podane z uwzględnieniem tego wskaźnika.

Tabela 2.14. Zestawienie wyników badań wg [53]

Element badawczy	Siła niszcząca [kN]	Wskaźnik nośności [-]	Stopień wzmocnienia*
TRA0	75,35	0,0726	-
TRA1	94,37	0,0910	1,25
TRA2	85,20	0,0821	1,13
TRB0	105,70	0,0696	-
TRB1	139,53	0,0918	1,32
TRB2	95,83	0,0974	1,40
TRB3	95,93	0,0975	1,40
TRB4	99,98	0,0774	1,11
TRB5	99,88	0,0773	1,11

\*- stopień wzmocnienia definiowany jako stosunek siły niszczącej dla belki wzmocnionej do siły niszczącej dla belki kontrolnej (bez wzmocnienia)

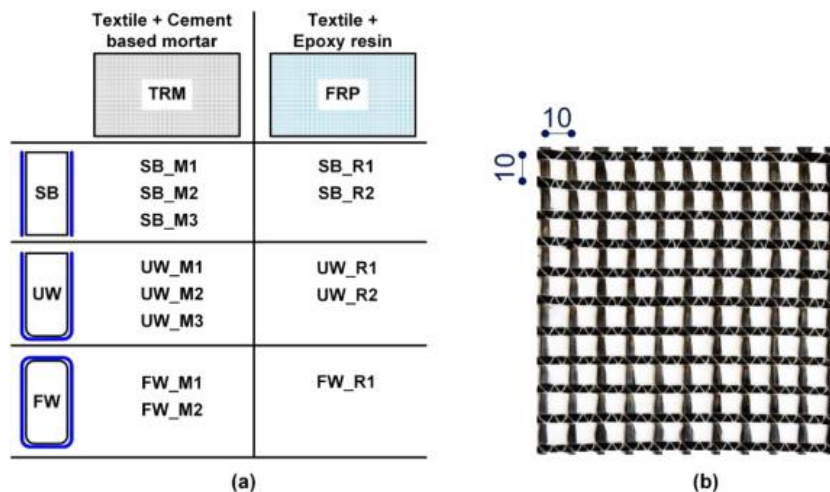
Belka z jedną warstwą ciągłych strzemion z siatki PBO (o szerokości 100 mm i rozstawie osiowym 100 mm) zniszczyła się jednocześnie na ścinanie i zginanie z uplastycznieniem strzemion i prętów podłużnych oraz zmiażdżeniem betonu w strefie ściskanej. W porównaniu do belki kontrolnej otrzymano przyrost nośności 32%. Zaobserwowano odspojenie górnych końców kilku strzemion PBO zastosowanych jako wzmocnienie na ścinanie i końców pasków z siatki PBO zastosowanych jako wzmocnienie na zginanie oraz całkowite oderwanie strzemienia znajdującego się pod siłą skupioną. Dla wszystkich strzemion z siatki PBO typu *U* przeciętych rysą ukośną można przyjąć, że odspojenie dotyczy przede wszystkim ich wolnych końców. Kolejne dwie belki wzmocnione były dwoma warstwami siatki, w schemacie ciągłych strzemion z siatki PBO o szerokości 100 mm i rozstawie osiowym 100 mm lub nieciągłych o szerokości 100 mm i rozstawie osiowym 210 mm. W obydwu belkach otrzymano prawie identyczną nośność, co dało stopień wzmocnienia rzędu 1,4. W porównaniu do belki z jedną warstwą siatki PBO uzyskano przyrost nośności rzędu 6%. Dla belek z trzema warstwami siatki ciągłej i nieciągłej również otrzymano taką samą siłę niszczącą, co dało stopień wzmocnienia 1,11. Największy przyrost nośności rzędu 40% otrzymano dla belek, które miały najmniejszą nośność na ścinanie. Użycie wzmocnienia PBO-FRCM w postaci strzemion typu *U* zmieniało znacznie rozwój rys ukośnych. W belce niewzmocnionej rysa ukośna rozpoczynała się od podpory, natomiast w belkach wzmocnionych w miejscu zakończenia pierwszego lub drugiego strzemienia PBO. Ograniczenie rozstawu i szerokości strzemion z siatki PBO jest konieczne do zapewnienia efektywnego przenoszenia sił ścinających przez wzmocnienie PBO-FRCM. Odkształcenia

otrzymane w kompozycie PBO-FRCM w wyniku badań wyniosły maksymalnie 0,34% dla belki z nieciągłymi strzemionami o dwóch warstwach siatki PBO. Dla belek z jedną i trzema warstwami siatki PBO również z nieciągłymi strzemionami odkształcenia wyniosły odpowiednio: 0,3% i 0,29%. Wykazano również, że obecność strzemion PBO redukuje odkształcenia strzemion stalowych.

**Z.C. Tetta, L.N. Koutas, D.A. Bournas, Textile-reinforced mortar (TRM) versus fiber-reinforced polymers (FRP) in shear strengthening of concrete beams, Composites: Part B, 77, 2015, 338-348 [71]**

Tematem porównania wzmocnienia z matrycą polimerową do wzmocnienia z matrycą mineralną zainteresowali się Z.C. Tetta, L.N. Koutas, D.A. Bournas w 2015 roku. Celem ich badań było porównanie efektywności wzmocnienia na ścinanie belek żelbetowych kompozytami FRCM i FRP. Ocenie poddano też wpływ ukształtowania i liczby warstw wzmocnienia. Przedmiotem badań było 14 belek o przekroju poprzecznym 102x203 mm i długości przęsła 1077 mm. Belki były tak zaprojektowane, żeby zniszczenie nastąpiło w wyniku ścinania, a nie zginania. W związku z tym nośność na zginanie była 3-krotnie większa niż nośność na ścinanie. Na odcinku ścinania o długości  $a/d = 2,6$  nie zastosowano strzemion stalowych. Jedna belka była belką kontrolną, a pozostałe 13 belek podzielono na 2 grupy. Pierwsza obejmowała 8 belek wzmocnionych na ścinanie kompozytami FRCM, druga grupa obejmowała 5 belek wzmocnionych na ścinanie kompozytami FRP. W każdej z grup zastosowano trzy różne sposoby ukształtowania wzmocnienia – tylko na bocznych powierzchniach belki typu *SB*, wzmocnienie typu *U* na bocznych i dolnej powierzchni belki i wzmocnienie typu *W* w postaci zamkniętej obejmy ze zbrojenia kompozytowego wokół całego przekroju. Dla wzmocnienia typu *SB* i *U* zastosowano w pierwszej grupie od jednej do trzech warstw kompozytu, a w drugiej grupie jedną lub dwie warstwy. Dla wzmocnienia typu *W* w pierwszej grupie zastosowano jedną lub dwie warstwy kompozytu, natomiast w drugiej grupie tylko jedną warstwę (rys. 2.51). Do wzmocnień FRCM i FRP użyto tych samych siatek z włókien węglowych, tkanych dwukierunkowo. Grubość siatki wynosiła 0,095 mm, wytrzymałość na rozciąganie włókien 3800 MPa a moduł sprężystości 225 GPa. Schemat statyczny belek to trójpunktowe zginanie, z ciągłym przyrostem obciążenia aż do zniszczenia. Zestawienie wyników badań przedstawiono w tabeli 2.15. Wszystkie belki z kompozytami FRP typu *SB* i *U* zniszczyły się na ścinanie przy obciążeniu wyraźnie większym niż belka kontrolna, a przyrost nośności dla tych belek wyniósł 103 - 143%, czyli otrzymany stopień wzmocnienia to 2,03 - 2,43. Mechanizm zniszczenia polegał na odspojeniu kompozytu z cienką warstwą

otuliny, co świadczy o dobrym połączeniu między żywicą a betonem. Zaobserwowano dodatkowo, że grubość odspojonej otuliny w belkach typu *SB* była cieńsza niż w belkach typu *U*. Odspojenie rozpoczynało się w miejscu przyłożenia siły i propagowało w kierunku podpory.



Rys. 2.51. Schematy wzmocnienia belek wg [71]

Tabela 2.15. Zestawienie wyników badań wg [71]

Element badawczy	Siła niszcząca [kN]	Rodzaj zniszczenia	Stopień wzmocnienia*
Belka kontrolna	51,8	na ścinanie	-
SB_M1	56,6	na ścinanie	1,09
UW_M1	78,2	na ścinanie	1,51
FW_M1	111,2	na ścinanie	2,15
SB_M2	88,7	na ścinanie	1,71
UW_M2	120,2	na ścinanie	2,32
FW_M2	152,8	na zginanie	2,95
SB_M3	108,9	na ścinanie	2,10
UW_M3	131,1	na ścinanie	2,53
SB_R1	105,0	na ścinanie	2,03
UW_R1	113,4	na ścinanie	2,19
FW_R1	150,3	na zginanie	2,90
SB_R2	124,5	na ścinanie	2,40
UW_R2	126,2	na ścinanie	2,43

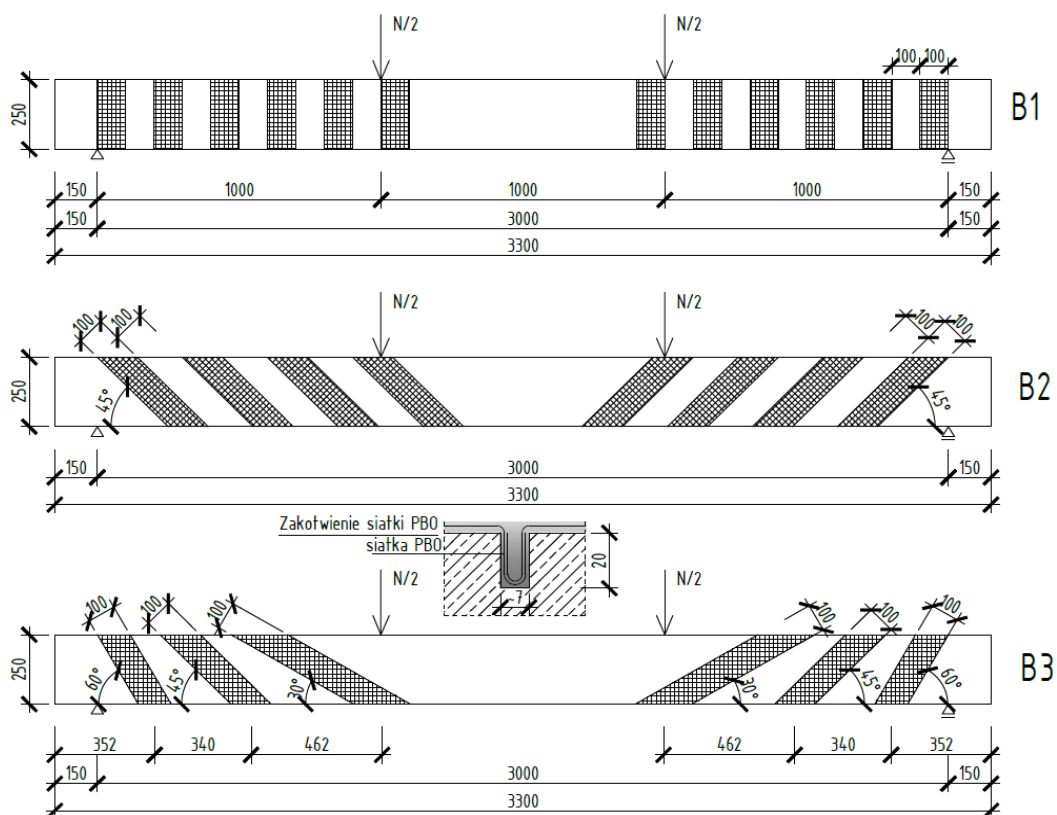
\*- stopień wzmocnienia definiowany jako stosunek siły niszczącej dla belki wzmocnionej do siły niszczącej dla belki kontrolnej (bez wzmocnienia)

Dla belki typu *W* FRP (FW\_R1) otrzymano stopień wzmocnienia 2,9 oraz zniszczenie w wyniku uplastycznienia zbrojenia na zginanie. Wszystkie belki wzmocnione kompozytami FRCM, oprócz belki typu *W* z dwoma warstwami siatki, zniszczyły się na ścinanie, a przyrost nośności w stosunku do belki kontrolnej wynosił 10-150%. Dla belek z jedną warstwą wzmocnienia FRCM, typu *SB*, *U* i *W*, otrzymano przyrosty nośności rzędu 9% (SB\_M1), 51% (UW\_M1) i 115% (FW\_M1), a zniszczenie było związane ze zniszczeniem siatki, poprzedzonym poślizgiem włókien pionowych wzdłuż zaprawy i częściowym zerwaniem

włókien przeciętych przez rysę ukośną. Zerwanie włókien było bardziej widoczne w belkach typu *U* i *W*. Dla dwóch warstw kompozytu przy wzmocnieniu typu *SB* i *U* otrzymano przyrosty nośności odpowiednio: 71% (*SB\_M2*) i 132% (*UW\_M2*). Zniszczenie tych belek połączone było z odspojeniem kompozytu na dużej części odcinka ścinania (2/3 długości odcinka). Zniszczenie było kruche, ale nie aż tak gwałtowne, jak w belkach z kompozytami FRP. Dla dwóch warstw wzmocnienia FRCM typu *W* (*FW\_M2*) nastąpiło zniszczenie na zginanie ze zmiżdżeniem betonu w strefie ściskanej, a stopień wzmocnienia wyniósł 2,95. Dla trzech warstw wzmocnienia FRCM typu *SB* i *U* otrzymano przyrosty nośności odpowiednio: 110% (*SB\_M3*) i 153% (*UW\_M3*). Zniszczenie belki typu *SB* było podobne, jak dla dwóch warstw wzmocnienia, natomiast belki typu *U* było tak samo gwałtowne, jak dla kompozytów FRP, a odspojenie kompozytu wystąpiło na całej długości strefy ścinania. Najlepsze rezultaty przyrostu nośności otrzymano dla typu wzmocnienia *W* a następnie kolejno dla *U* i *SB*. Dla belek wzmocnionych kompozytami FRP różnica pomiędzy wzmocnieniem typu *SB* i *U* jest niewielka, natomiast dla kompozytów FRCM nośność na ścinanie ze wzmocnieniem typu *U* jest 5,5 i 1,85 razy większa niż dla typu *SB*, odpowiednio dla jednej i dwóch warstw wzmocnienia. Wynika z tego, że korzyści ze stosowania wzmocnienia typu *U* zamiast *SB* są bardziej znaczące dla kompozytów FRCM. Dla typu *W* otrzymano 2,2 i 1,6 - krotny przyrost nośności w porównaniu do typu *U*, odpowiednio dla kompozytów FRCM i FRP. Podwojenie warstw wzmocnienia w przypadku kompozytów FRCM dało przyrost nośności na ścinanie rzędu 7,8 do 2,6 razy większy w przypadku typu wzmocnienia *SB* i *U*. W belkach FRCM zastosowano jeszcze trzy warstwy kompozytu, ale dodanie trzeciej warstwy nie dało zauważalnego efektu przyrostu nośności. Może to mieć związek z różnymi mechanizmami zniszczenia – we wzmocnieniach FRP dochodziło do odspojenia kompozytu z warstwą otuliny, we wzmocnieniach FRCM zniszczenie przebiegało różnie dla różnej liczby warstw kompozytu. Na podstawie przeprowadzonych badań autorzy zauważyli, że system FRCM jest mniej efektywny od systemu FRP, jednak zależy to od liczby warstw kompozytu i jego ukształtowania, gdyż dla jednej warstwy wzmocnienia typu *SB* stosunek nośności FRCM do FRP wynosi 0,09, a dla dwóch warstw wzmocnienia typu *U* wynosi 0,92. Dodatkowo, największe różnice między systemami FRCM i FRP są widoczne przy jednej i dwóch warstwach kompozytu. Duży przyrost nośności wzmocnień FRCM dla dwóch warstw kompozytu w porównaniu do jednej warstwy jest związany z gęstszą siatką i tym samym lepszym mechanicznym zazębaniem kompozytu.

**T. Trapko, D. Urbańska, M. Kamiński, Shear strengthening of reinforced concrete beams with PBO-FRCM composites, Composites Part B, 80, 2015, 63-72 [78]**

Autorzy przeprowadzili badania na 3 belkach żelbetowych o przekroju prostokątnym o wymiarach 150x250 mm i długości 3300 mm, wzmocnionych na ścinanie materiałami PBO-FRCM. Czynnikiem zmiennym był kąt nachylenia głównych włókien PBO do osi podłużnej belki. Z uwagi na różny sposób ukształtowania wzmocnienia, zastosowano różne sposoby kotwienia siatki na górnej i dolnej powierzchni belek. Wszystkie wzmocnienia wykonano z jednej warstwy siatki PBO. Przed wzmocnieniem belek na ścinanie zostały one wstępnie obciążone do zarysowania o szerokości 0,1 mm. Obciążenia wstępne miały na celu przybliżenie stanu w jakim znajdują się realne konstrukcje, wymagające naprawy i wzmocnienia. Po odciążeniu belek, rysy wypełniono żywicą iniekcyjną, a belki zostały wzmocnione strzemiemami z włókien PBO o szerokości 100 mm. Każda belka różniła się kątem nachylenia strzemion PBO do osi podłużnej belki. W belce B1 zastosowano kąt  $90^\circ$ , w belce B2 kąt  $45^\circ$ , a belka B3 została wzmocniona strzemiemami PBO nachylonymi pod kątem 30, 45 i  $60^\circ$  (rys. 2.52).



Rys. 2.52. Schematy zbrojenia i wzmocnienia belek wg [78]

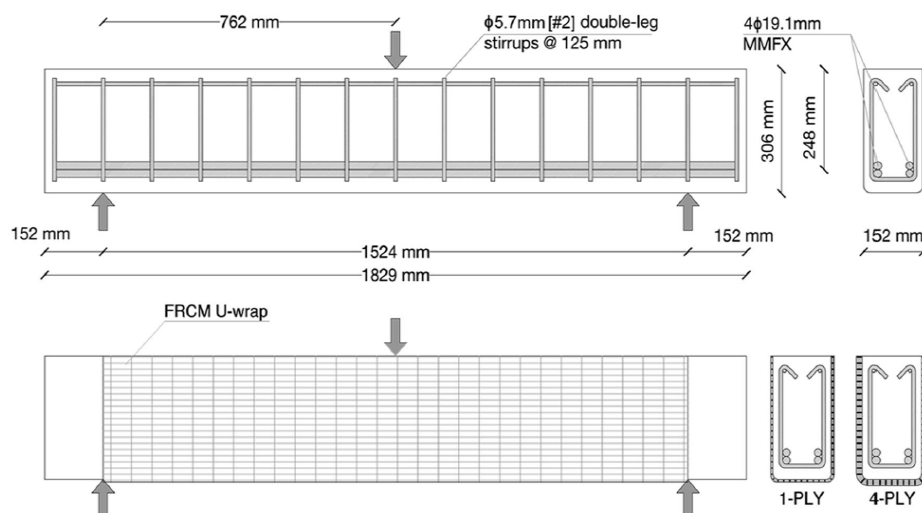
W belce B1 zastosowano wzmocnienie typu *W* w postaci zamkniętej obejmy z zakładem na górnej powierzchni belki. Ze względu na sposób ukształtowania wzmocnienia w belkach B2 i B3 zastosowano zakotwienia siatki PBO w nacięciach w otulinie betonowej, na spodzie i na wierzchu belek. Zakotwienia w belce B2 wykonano, wklejając końcówki siatki, po obydwu stronach, za pomocą żywicy epoksydowej. Zakotwienia w belce B3 wykonano, wklejając końcówki strzemion na spodzie, za pomocą żywicy epoksydowej, natomiast na górnej powierzchni, za pomocą zaprawy mineralnej. W ten sposób, w obydwu belkach w strefie rozciąganej zastosowano mocniejsze zakotwienie.

Belki były poddane czteropunktowemu zginaniu ze smukłością strefy ścinania  $a/d = 4,9$ . Mechanizm zniszczenia wszystkich belek był podobny i polegał na utracie nośności wzmocnienia na końcowym zakładzie lub końcowym zakotwieniu. Dla wszystkich belek, wyczerpaniu nośności towarzyszył rozwój rys ukośnych pomiędzy zewnętrznymi strzemionami kompozytowymi. Zaproponowany sposób zakotwienia zewnętrznych strzemion nie zapewnił pełnego wykorzystania wytrzymałości siatki PBO na rozciąganie, ponieważ w żadnej z belek nie doszło do zerwania włókien PBO. Do zniszczenia dochodziło na skutek odspojenia się siatki na zakładzie w belce B1, wyrwania siatek z zakotwienia lub wyrwania całego zakotwienia z górnej powierzchni betonu w belkach B2 i B3. Nie wykazano pozytywnego wpływu ułożenia włókien kompozytowych pod kątem. Największą nośność otrzymano dla wzmocnienia strzemionami PBO ułożonymi pod kątem  $90^\circ$  do osi podłużnej belki. W badaniach uzyskano stopień wzmocnienia rzędu 1,88 - 2,17 w porównaniu z teoretyczną nośności na ścinanie elementu bez wzmocnienia. Wzmocnienie typu *W* w belce B1 spowodowało skrępowanie betonu rozciąganego przy ścinaniu, co poprawiło właściwości plastyczne elementu. Pomimo, że zniszczenie nastąpiło w sposób gwałtowny (kruchy) to obserwowano ugięcia ok. 2,5 - 3,0 razy większe niż dopuszczalne ugięcie dla elementu bez wzmocnienia.

**G. Loreto, S. Babaeidaarabad, L. Leardini, A. Nanni, RC beams shear-strengthened with fabric-reinforced-cementitious-matrix (FRCM) composite, International Journal of Advanced Structural Engineering, 7(4), 2015, 341-352 [44]**

Celem badań była ocena wpływu następujących parametrów na nośność na ścinanie belek żelbetowych wzmocnionych na ścinanie materiałami PBO-FRCM: wytrzymałość betonu na ściskanie (29 MPa lub 43 MPa) oraz liczba warstw wzmocnienia. Przedmiotem badań było 18 belek o przekroju poprzecznym 152x306 mm i długości przęsła 1542 mm. Belki podzielono na dwie grupy, jedna dla betonu o niższej wytrzymałości na ściskanie, druga dla betonu

o wyższej wytrzymałości na ściskanie. W każdej z tych grup 9 belek podzielono na 3 podgrupy – 3 belki bez wzmocnienia, 3 belki z 1 warstwą wzmocnienia i 3 belki z 4 warstwami wzmocnienia. Belki były zbrojone na zginanie 4 prętami o średnicy 19 mm ze stali MMFX (nanostal), a na ścinanie strzemionami ze stali zwykłej o średnicy 5,7 mm w rozstawie 125 mm na całej długości belki. Belki wzmocniono na całej długości przęśłą ciągłym paskiem siatki z włókien PBO w konfiguracji typu *U* i kierunku włókien głównych równoległym do długości belki (rys. 2.53). Wybrano ten kierunek z powodu łatwej aplikacji, braku nieciągłości (można było wykonać wzmocnienie jedną, ciągłą siatką bez podziału na paski) oraz dodatkowym wzmocnieniem na zginanie. Do wzmocnienia użyto tkanych dwukierunkowo siatek PBO o nominalnej grubości siatki 0,046 mm w kierunku włókien głównych wzdłuż belki i 0,011 mm w drugim kierunku.



Rys. 2.53. Schematy zbrojenia i wzmocnienia belek wg [44]

Schemat statyczny belek to trójpunktowe zginanie z ciągłym przyrostem obciążenia aż do zniszczenia, oraz ze smukłością strefy ścinania  $a/d = 3,0$ . Dla belek o niższej wytrzymałości betonu na ściskanie w wyniku badań uzyskano średni stopień wzmocnienia odpowiednio: 1,21 (L\_1\_Ave) i 1,51 (L\_4\_Ave) dla 1 i 4 warstw wzmocnienia, natomiast dla betonu o większej wytrzymałości na ściskanie wartości te wyniosły 1,26 (H\_1\_Ave) i 1,61 (H\_4\_Ave). Analizując ugięcia belek wzmocnionych można zauważyć, że dla jednej warstwy wzmocnienia sztywność elementu w pierwszej fazie jest podobna, jak w belce niewzmocnionej, ale całkowite ugięcia przy zniszczeniu są większe. Dla 4 warstw wzmocnienia sztywność oraz siła niszcząca są o wiele większe, a wartość ugięć jest porównywalna do tych z 1 warstwą wzmocnienia. Ugięcia maleją wraz ze wzrostem wytrzymałości betonu na ściskanie. Model zniszczenia by związany



z częściowym odspojeniem kompozytu FRCM od betonu, a kompozyty FRCM nie osiągnęły wytrzymałości na rozciąganie. W belce wzmocnionej 4 warstwami siatki zmienił się przebieg rys ukośnych, które rozwijały się w dalszej odległości od podpory niż w belce kontrolnej i w belce z 1 warstwą wzmocnienia. Zmienił się także kąt nachylenia rys ukośnych i wynosił on 40-45° dla belki z 4 warstwami wzmocnienia, podczas gdy dla belki kontrolnej i z jedną warstwą 29-33°. W tabeli 2.16 przedstawiono zestawienie wyników badań.

Tabela 2.16. Zestawienie wyników badań wg [44]

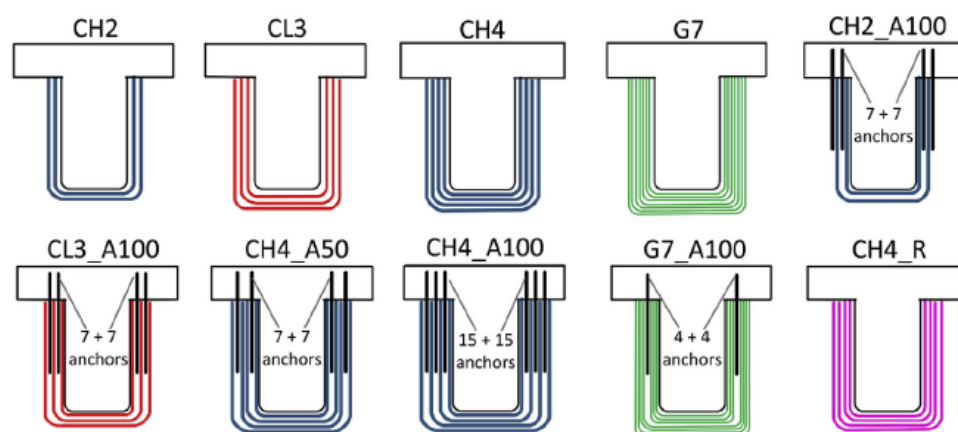
Elementy badawcze (wartości średnie)	Siła niszcząca [kN]	Stopień wzmocnienia*
L_0_Ave (belki kontrolne)	166,85	-
L_1_Ave	203,13	1,21
L_4_Ave	251,15	1,51
H_0_Ave (belki kontrolne)	183,26	-
H_1_Ave	231,17	1,26
H_4_Ave	295,69	1,61

\*- stopień wzmocnienia definiowany jako stosunek siły niszczącej dla belki wzmocnionej do siły niszczącej dla belki kontrolnej (bez wzmocnienia)

**Z.C. Tetta, L.N. Koutas, D.A. Bournas, Shear strengthening of full-scale RC T-beams using textile-reinforced mortar and textile-based anchors, Composites: Part B, 95, 2016, 225-239 [70]**

Tematem zakotwień w belkach teowych wzmocnianych materiałami FRCM obszernie zajęli się Z.C. Tetta, L.N. Koutas, D.A. Bournas w 2016 roku. Celem tych badań była ocena wpływu następujących parametrów na nośność na ścinanie belek żelbetowych wzmocnionych materiałami FRCM: użycie autorskiego sposobu zakotwienia, stopień zakotwienia siatek typu *U* (50 lub 100%), rodzaj włókien (węglowe lub szklane), geometria siatki (oczka siatki 8 mm lub 10 mm), rodzaj systemu kompozytowego (FRP lub FRCM). Przedmiotem badań było 11 belek teowych o przekroju poprzecznym 200x450 mm i długości przęsła 3700 mm. Belki były tak zaprojektowane, aby zniszczenie nastąpiło w wyniku ścinania a nie zginania. W związku z tym nośność na zginanie była 3,5-krotnie większa niż nośność na ścinanie. Na odcinku ścinania o długości  $a/d = 2,3$  nie zastosowano strzemion stalowych. Belki były tak zaprojektowane, żeby jedna belka mogła być poddana dwóm różnym badaniom, po obu jej stronach, w związku z tym pola bez strzemion znajdowały się na dwóch końcach belki. Belki były badane w schemacie niesymetrycznego trójpunktowego zginania, z takim samym odcinkiem ścinania po obu stronach belki. Jeden koniec belki był bez wzmocnienia, jako fragment referencyjny. 10 belek podzielono na 4 grupy: pierwsza obejmowała 5 belek wzmocnionych na ścinanie kompozytami FRCM z siatką z włókien węglowych z oczkami 10x10 i grubością 0,095 mm (określana dalej jako siatka ciężka), druga grupa obejmowała 2

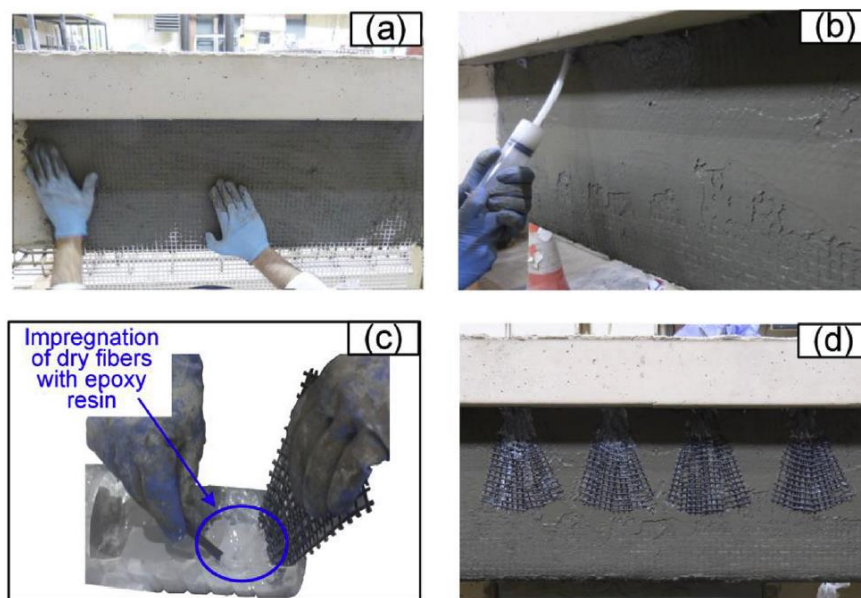
belki wzmocnione na ścinanie kompozytami FRCM z siatką z włókien węglowych z oczkami 8x8 mm i grubości 0,062 mm (zwana dalej siatka lekka), w trzeciej grupie znajdowały się 2 belki wzmocnione kompozytami FRCM z siatką z włókien szklanych a w czwartej grupie 1 belka wzmocniona ciężką siatką z włókien węglowych w systemie FRP. W każdej z grup różnicowano liczbę warstw siatki oraz obecność zakotwienia. W pierwszej grupie zastosowano dwie lub cztery warstwy siatki, bez zakotwienia lub z zakotwieniem w postaci 14 i 30 kotew. W drugiej grupie zastosowano trzy warstwy siatki z zakotwieniem w postaci 14 kotew lub bez zakotwienia. W trzeciej grupie zastosowano siedem warstw siatki z zakotwieniem w postaci 8 kotew lub bez. W czwartej grupie belka posiadała cztery warstwy siatki bez zakotwienia. Schematy wzmocnienia przedstawiono na rys. 2.54. Średnia wytrzymałość betonu na ściskanie wynosiła 14,5 MPa. Średnia granica plastyczności stali wynosiła 571 MPa dla prętów o średnicy 20 mm i 552 MPa dla strzemion. Do wzmocnienia FRCM i FRP użyto tych samych siatek z włókien węglowych, tkanych dwukierunkowo. Siedem warstw siatki szklanej posiadało taką samą sztywność osiową, jak jedna warstwa ciężkiej siatki z włókien węglowych. Zakotwienie wykonano z włókien węglowych i szklanych. Kotwy które miały długość 280 mm, z czego 80 mm ukształtowane było w sznur, impregnowany żywicą, który był wklejany w otwory pod półką, a pozostałe 200 mm było ukształtowane w wachlarz i przyklejone do powierzchni wzmocnienia (rys. 2.55).



Rys. 2.54. Schematy wzmocnienia belek wg [70]

Do rejestracji odkształceń używano metodę Cyfrowej Korelacji Obrazu DIC. Wszystkie belki wzmocnione osiągnęły nośność na ścinanie większą niż belka kontrolna, a przyrost nośności zawierał się w przedziale 37-191%. Zestawienie wyników badań przedstawiono w tabeli 2.17. Belki bez zakotwień osiągnęły stopień wzmocnienia 1,37-1,77, przy czym najniższy odpowiadał belce wzmocnionej 2 warstwami ciężkiej siatki węglowej FRCM (CH2).

Jej zniszczenie było związane ze zniszczeniem siatki, spowodowane poślizgiem włókien pionowych w zaprawie i częściowym zerwaniem włókien przeciętych rysą ukośną. Natura tych zjawisk nie powoduje gwałtownego, kruchego zniszczenia.



Rys. 2.55. Wykonanie zakotwienia w belkach wg [70]

a) naklejenie wzmocnienia na powierzchnię belki, b) aplikacja żywicy w otwory pod półką, c) wprowadzenie kotew w otwory i impregnacja włókien kotwy przy użyciu żywicy, d) naklejenie zakotwienia w postaci wachlarzy na gotowe wzmocnienia na ścinanie

Tabela 2.17. Zestawienie wyników badań wg [70]

Element badawczy	Siła niszcząca [kN]	Ugięcie [mm]	Rodzaj zniszczenia	Stopień wzmocnienia*
Belka kontrolna	163	5,1	na ścinanie	-
CH2	223	4,5	na ścinanie	1,37
CL3	237	5,7	na ścinanie	1,46
CH4	288	7,9	na ścinanie	1,77
G7	285	7,7	na ścinanie	1,75
CH2_A100	309	5,3	na ścinanie	1,90
CL3_A100	311	5,5	na ścinanie	1,91
CH4_A50	355	8,4	na ścinanie	2,18
CH4_A100	473	12,0	na ścinanie	2,91
G7_A100	302	5,3	na ścinanie	1,86
CH4_R	264	5,8	na ścinanie	1,62

\*- stopień wzmocnienia definiowany jako stosunek siły niszczącej dla belki wzmocnionej do siły niszczącej dla belki kontrolnej (bez wzmocnienia)

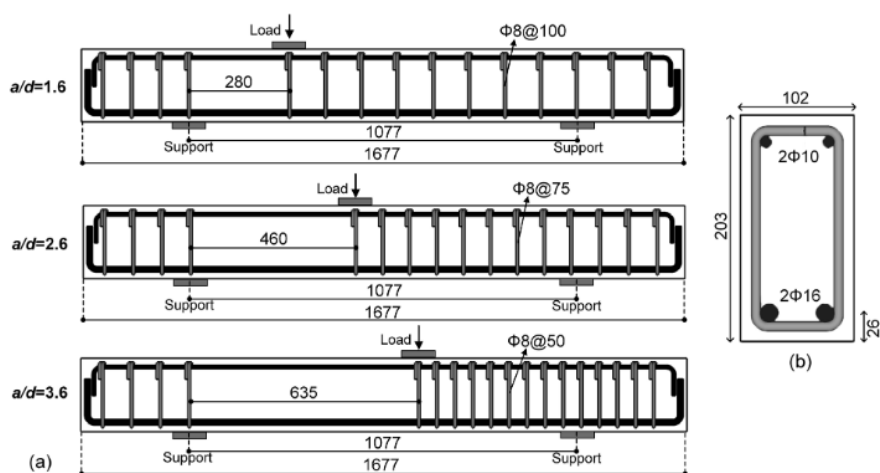
Zniszczenie elementu z trzema warstwami lekkiej siatki węglowej FRCM (CL3) było związane z odspojeniem siatki bez jakichkolwiek lokalnych zniszczeń. Otrzymano dobre połączenie między betonem a kompozytem, co powodowało odspajanie się kompozytu razem z warstwą otuliny betonowej, a stopień wzmocnienia wyniósł 1,46. W przypadku czterech warstw ciężkiej siatki węglowej FRCM (CH4) stopień wzmocnienia wyniósł 1,77 a zniszczenie

również było związane z odspojeniem kompozytu (na długości około 2/3 odcinka ścinania) razem z warstwą otuliny betonowej. Dla belki z czterema warstwami tej samej siatki, ale z żywicą epoksydową FRP (CH4\_R) otrzymano stopień wzmocnienia 1,62 i również nastąpiło odspojenie siatki razem z warstwą otuliny. Dla belki wzmocnionej siedmioma warstwami siatki z włókien szklanych FRCM (G7) otrzymano stopień wzmocnienia 1,75. Wszystkie elementy które posiadały więcej niż 2 warstwy siatki niszczyły się w kruchy sposób. Jeżeli chodzi o belki wzmocnione z zakotwieniem zaobserwowano dla nich opóźnienie odspojenia siatek, spowodowane obecnością kotew. Największy stopień wzmocnienia zanotowano dla belki z czterema warstwami ciężkiej siatki węglowej FRCM i największą liczbą kotew (CH4\_A100) i wyniósł on 2,91. Dla pozostałych belek z tą samą siatką, stopień wzmocnienia wyniósł 1,9 i 2,18, odpowiednio dla dwóch (CH2\_A100) i czterech (CH4\_A50) warstw. Dla belki z trzema warstwami lekkiej siatki (CL3\_A100) stopień wzmocnienia wyniósł 1,91 a dla siedmiu warstw siatki szklanej (G7\_A100) stopień wzmocnienia wyniósł 1,86. W belkach z zakotwieniami doszło do odspojenia siatki w miejscu połączenia środnika z płytą oraz do wyrwania i zerwania kotew (oprócz belki z włóknami szklanymi). Zakotwienia włączały się do współpracy na różnym poziomie obciążenia, w zależności od ich lokalizacji na długości strefy ścinania. Przyrost odkształceń w zakotwieniu najszybciej był widoczny w pobliżu przyłożenia siły, jednak największe wartości tych odkształceń występowały w 1/3 odległości siły do podpory. Zastosowanie zakotwienia pozwoliło na większe odkształcenia kompozytu. W belce z czterema warstwami ciężkiej siatki FRCM bez zakotwienia odkształcenia kompozytu osiągnęły wartość 2,10‰, podczas gdy w tej samej belce z zakotwieniem wyniosły one 5,21‰. Na podstawie przeprowadzonych badań autorzy sformułowali wniosek, że podwojenie warstw kompozytu daje około dwukrotny wzrost nośności, a zastosowanie zakotwień daje przyrost nośności w granicach 90-140%, w porównaniu do belek bez zakotwienia. Warto zwrócić uwagę, że belka z dwoma warstwami ciężkiej siatki z zakotwieniem miała nośność o 17% większą od belki z czterema warstwami tej samej siatki, ale bez zakotwienia, która miała 28% więcej materiału kompozytowego. Zastosowanie trzech warstw lekkiej siatki w porównaniu do dwóch warstw ciężkiej siatki, które posiadały taki sam stopień zbrojenia kompozytowego, dało większą nośność i większe odkształcenia kompozytu. Jest to związane z mechanizmem zniszczenia, który w przypadku dwóch warstw polegał na lokalnym poślizgu i rozerwaniu włókien a dla trzech warstw występowało odspojenie kompozytu od otuliny betonowej. Zjawisko to może być też związane z wielkością oczek siatki, które dla lekkiej siatki były mniejsze i pozwalały na lepszą redystrybucję naprężeń we włóknach wzdłuż strefy ścinania. Użycie zaprawy i żywicy jako matrycy dało podobne rezultaty odnotowanych nośności belek, a mechanizm

zniszczenia w obydwu przypadkach polegał na odspojeniu kompozytu od betonu w warstwie otuliny. W belkach z zakotwieniami zaobserwowano redukcję szerokości i głębokości odspojenia kompozytu od betonu.

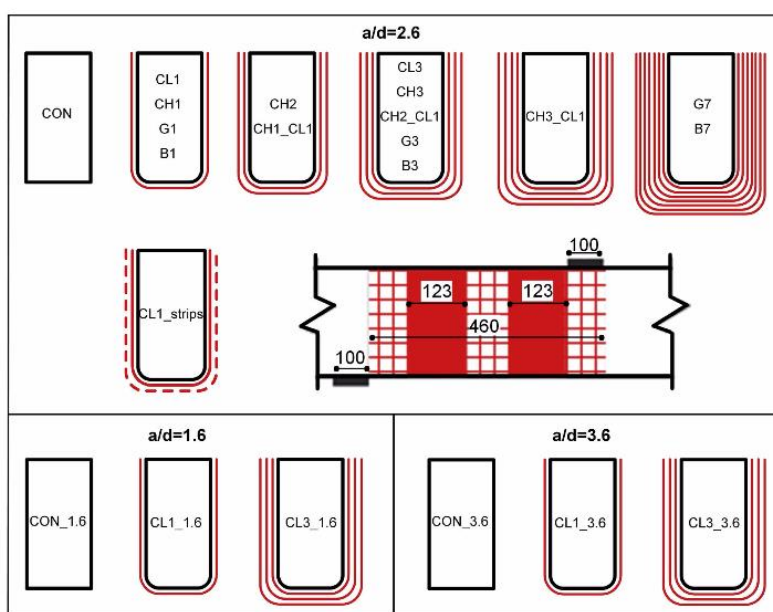
**Z.C. Tetta, L.N. Koutas, D.A. Bournas, Shear strengthening of concrete members with TRM jackets: Effect of shear span-to-depth ratio, material and amount of external reinforcement, Composites: Part B, 137, 2017, 184-201 [69]**

Szeroki zakres badań na belkach wzmocnionych kompozytami FRCM na ścinanie przedstawili wspomniani wcześniej autorzy w roku 2017. Celem badań była ocena wpływu następujących parametrów na nośność na ścinanie belek wzmocnionych w systemie FRCM: smukłość strefy ścinania ( $a/d = 1,6, 2,6$  i  $3,6$ ), rodzaj włókien kompozytowych (węglowe – siatka lekka i ciężka, szklane i bazaltowe), gęstość i liczba warstw wzmocnienia. Przedmiotem badań były 22 belki o przekroju poprzecznym  $102 \times 203$  mm i długości przęsła 1077 mm. Belki były zbrojone na zginanie dwoma prętami o średnicy 16 mm dołem i dwoma prętami 10 mm górą. Elementy badawcze podzielono na 3 grupy, z których każda różniła się smukłością strefy ścinania  $a/d$ . We wszystkich belkach odcinek ścinania nie posiadał dodatkowego zbrojenia na ścinanie w postaci strzemion, ale zastosowano je poza tym odcinkiem, w celu zabezpieczenia przed zniszczeniem. Pierwsza grupa obejmowała 16 belek o  $a/d = 2,6$  i zbrojeniu na ścinanie poza odcinkiem ścinania w postaci strzemion 8 mm w rozstawie 75 mm. Druga grupa obejmowała 3 belki o  $a/d = 1,6$  i zbrojeniu na ścinanie poza odcinkiem ścinania w postaci strzemion 8 mm w rozstawie 100 mm. Trzecia grupa obejmowała 3 belki o  $a/d = 3,6$  i zbrojeniu na ścinanie poza odcinkiem ścinania w postaci strzemion 8 mm w rozstawie 50 mm. Schemat zbrojenia poszczególnych elementów przedstawiono na rysunku 2.56.



Rys. 2.56. Schematy zbrojenia belek wg [69]; a) przekrój podłużny, b) przekrój poprzeczny

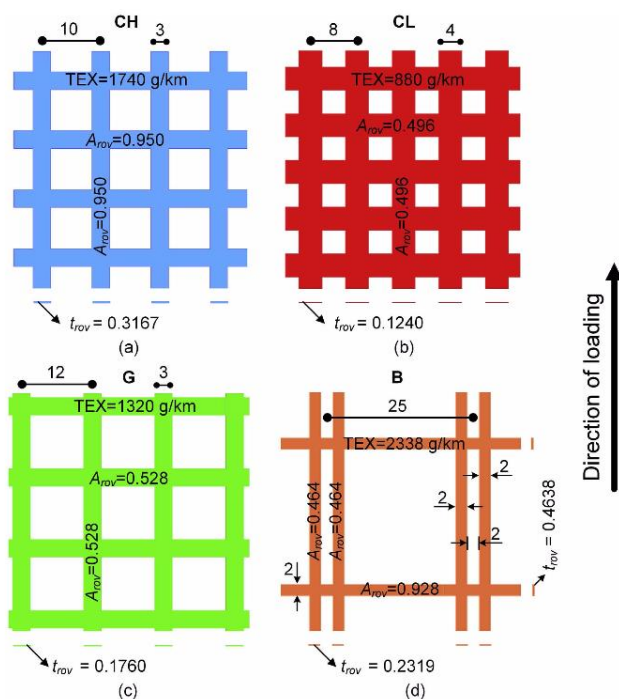
We wszystkich grupach jedna belka była belką kontrolną bez wzmocnienia. Belki w pierwszej grupie zostały wzmocnione odpowiednio jedną, dwoma, trzema lub siedmioma warstwami wzmocnienia kompozytowego z włókien węglowych, szklanych i bazaltowych. Zastosowano dwie rodzaje siatki z włókien węglowych – ciężką o wymiarach oczek 10x10 mm i grubości 0,095 mm oraz lekka o wymiarach oczek 8x8 mm i grubości 0,062 mm. W jednej belce wykonano wzmocnienie złożone z ciągłej siatki i naklejonych na nią strzemion z lekkiej siatki węglowej (CL1\_strips). W drugiej i trzeciej grupie zastosowano wzmocnienie złożone z jednej lub trzech warstw lekkiej siatki z włókien węglowych. Rodzaje wzmocnienia oraz siatek kompozytowych przedstawiono na rysunkach 2.57 i 2.58. Belki były poddane trójpunktowemu zginaniu. Zestawienie wyników badań przedstawiono w tabeli 2.18.



Rys. 2.57. Schematy wzmocnienia belek wg [69]

Przeprowadzone badania wykazały znaczny przyrost nośności elementów wzmocnionych w stosunku do belki kontrolnej. Największy przyrost nośności wynoszący 178%, otrzymano dla belki z grupy pierwszej (o  $a/d = 2,6$ ) z siedmioma warstwami siatki z włókien szklanych (G7). W pozostałych belkach grupy pierwszej otrzymano przyrosty nośności rzędu 41-163%. Zaobserwowano 3 rodzaje zniszczenia, polegające na: poślizgu wiązek włókien wzdłuż zaprawy i zerwaniu kilku zewnętrznych włókien w wiązkach przeciętych ukośną rysą, odspojeniu kompozytu od betonu razem z cienką warstwą otuliny na długości strefy ścinania, zerwaniu włókien siatki w miejscu przecięcia rysa ukośną. Do poślizgu doszło w dwóch belkach – wzmocnionych 1 warstwą ciężkiej siatki węglowej (CH1)

i wzmocnionej dwoma warstwami ciężkiej siatki węglowej i jedną warstwą lekkiej siatki węglowej (CH2\_CL1). Do zerwania włókien doszło w dwóch belkach wzmocnionych jedną warstwą siatki z włókien szklanych (G1) oraz bazaltowych (B1). W pozostałych belkach doszło do zniszczenia w wyniku odspojenia wzmocnienia kompozytowego, przy czym odkształcenia we wzmocnieniu kompozytowym malały wraz ze wzrostem sztywności wzmocnienia (czyli jego gęstości i liczby warstw). Wynika z tego, że lepsze wykorzystanie kompozytu otrzymujemy w przypadku jego mniejszej sztywności, dlatego dla 1 warstwy wzmocnienia z włókien szklanych i bazaltowych otrzymano zniszczenie w wyniku zerwania włókien i tym samym ich pełnego wykorzystania.



Rys. 2.58. Rodzaje stosowanych siatek kompozytowych wg [69]

- a) CH – ciężka siatka z włókien węglowych, b) CL – lekka siatka z włókien węglowych, c) G – siatka z włókien szklanych, d) B – siatka z włókien bazaltowych

Analizie poddano też ukształtowanie wzmocnienia i geometrie siatki. Belki CL1\_strips i CH1 posiadały taki sam stopień zbrojenia kompozytowego (1,9‰) ale inne ukształtowanie włókien w siatce. To samo dla belek CL3 i CH2, które posiadały stopień zbrojenia kompozytowego 3,6‰, ale inaczej ukształtowane siatki i inną liczbę warstw (dwie lub trzy warstwy siatki kompozytowej). Wykazano, że dla małego stopnia zbrojenia kompozytowego występują różnice w odkształceniach i rozkładzie naprężeń we wzmocnieniach w zależności od geometrii siatki. Dla belki CH1 otrzymano przyrost nośności 50% i odkształcenia kompozytu 3,06‰, natomiast dla belki CL1\_strips przyrost nośności wyniósł 113% a odkształcenia

kompozytu 6,64%. Belki różniły się też sposobem zniszczenia, dla CH1 otrzymano zniszczenia poprzedzone poślizgiem siatki, a dla CL1\_strips otrzymano zniszczenie w wyniku odspojenia siatki z otulina betonową. Do poślizgu nie doszło w belkach z jedną warstwą siatki z włókien szklanych i bazaltowych, w których udało się osiągnąć wytrzymałość włókien na rozciąganie. Analizując obrazy otrzymane metodą Cyfrowej Korelacji Obrazu (DIC) zaobserwowano, że w belce CH1 odkształcenia kompozytu występują tylko w miejscu rysy ukośnej, a pozostała część siatki nie jest aktywowana, podczas gdy w belce CL1\_strips siatka została aktywowana na większym obszarze dzięki lepszej redystrybucji naprężeń. Wynika z tego, że bardziej efektywne są siatki, które mają mniejszą grubość włókien i mniejszy wymiar oczek między wiązkami włókien. W ciężkiej siatce węglowej, wiązki zawierały prawie 2 razy więcej włókien niż w lekkiej siatce węglowej, a wymiar oczek był większy (rys. 2.58). W siatkach, które posiadają mniej włókien w wiązce, zaprawa jest w stanie lepiej pokryć wszystkie włókna, co poprawia połączenie między włóknami a matrycą oraz pozwala na bardziej równomierne przekazywanie naprężeń. Efekt geometrii siatki maleje wraz ze wzrostem stopnia zbrojenia kompozytowego, dla belek CH2 i CL3 otrzymano podobny przyrost nośności i podobną redystrybucję naprężeń w siatkach. Wszystkie belki w grupie drugiej i trzeciej zniszczyły się w wyniku odspojenia siatki kompozytowej na długości odcinka ścinania. Były to belki z jedną lub trzema warstwami lekkiej siatki z włókien węglowych. Identyczny sposób zniszczenia otrzymano dla tego samego wzmocnienia w grupie pierwszej, co świadczy o tym, że długość odcinka ścinania  $a/d$  nie ma wpływu na mechanizm zniszczenia. Również udział kompozytu w nośności belki na ścinanie nie jest zależny od smukłości stery ścinania, ponieważ dla jednakowych stopni zbrojenia kompozytowego otrzymano podobne wartości we wszystkich grupach belek. W zależności od smukłości strefy ścinania otrzymano natomiast różne stopnie wzmocnienia. Najmniejsze stopnie wzmocnienia otrzymano dla grupy drugiej, gdzie stosunek  $a/d$  był najmniejszy i wynosiły one 40% dla belki z 1 warstwą siatki (CL1\_1.6) i 62% dla belki z 3 warstwami siatki (CL3\_1.6). Dla belek z  $a/d = 2,6$  i  $a/d = 3,6$  oraz z tym samym rodzajem wzmocnienia, stopnie wzmocnienia wynosiły odpowiednio 97% i 115% dla wzmocnienia z jedną warstwą siatki oraz 127% i 155% dla wzmocnienia z 3 warstwami siatki. Wiąże się to z nośnością na ścinanie belek bez wzmocnienia, która jest większa w przypadku belek z mniejszą odległością siły do podpory, gdzie część siły przekazuje się bezpośrednio na podporę. Można zauważyć natomiast, że przyrost nośności ze względu na obecność wzmocnienia był niemalże identyczny dla wszystkich stosunków  $a/d$  ( $V_f$  wynosiło kolejno 28,9 kN, 26,1 kN, 29,4 kN dla belek z  $a/d = 2,6$ ; 1,6 i 3,6 i z 1 warstwą siatki, analogiczny wniosek otrzymano dla 3 warstw siatki). Wynika z tego, że wartość udziału kompozytu w nośności na



ściananie nie zmieniał się w zależności od smukłości strefy ścinania. Wzrost stopnia wzmocnienia wynikał tylko i wyłącznie z nośności belki kontrolnej, która była różna dla różnych smukłości ścinania.

Tabela 2.18. Zestawienie wyników badań wg [69]

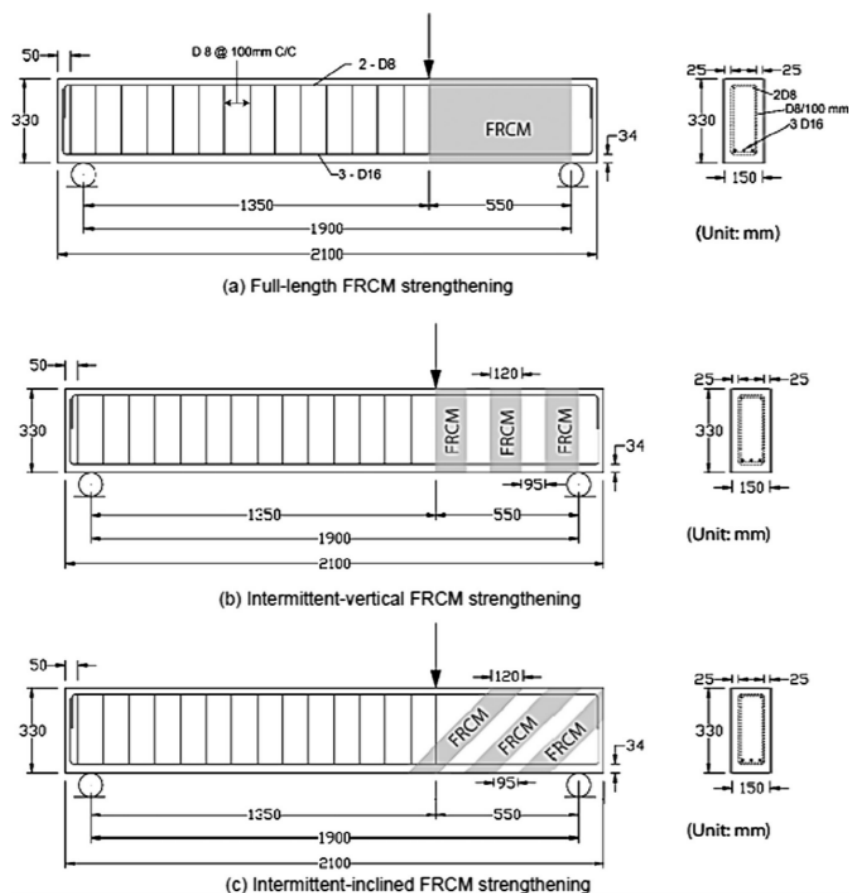
Element badawczy		Siła niszcząca [kN]	Ugięcie przy sile niszczącej [mm]	Stopień wzmocnienia*
<i>a/d = 2,6</i>	CON – belka kontrolna	51,8	2,77	-
	CL1	102,3	3,77	1,97
	CL1_strips	110,7	4,22	2,13
	CH1	78,2	3,09	1,51
	CH1_CL1	117,4	5,19	2,27
	CH2	120,2	5,60	2,32
	CL3	118,0	4,38	2,28
	CH2_CL1	129,3	5,24	2,50
	CH3	131,1	5,47	2,53
	CH3_CL1	136,5	5,20	2,63
	G1	73,2	2,59	1,41
	G3	117,3	4,09	2,25
	G7	144,3	5,47	2,79
	B1	76,9	3,16	1,49
	B3	114,9	4,38	2,22
B7	135,4	5,15	2,61	
<i>a/d = 1,6</i>	CON_1.6 – belka kontrolna	88,4	2,93	-
	CL1_1.6	123,7	3,85	1,40
	CL3_1.6	142,7	4,66	1,62
<i>a/d = 3,6</i>	CON_3.6 – belka kontrolna	62,2	1,51	-
	CL1_3.6	133,8	4,91	2,15
	CL3_3.6	158,7	5,92	2,55

\*- stopień wzmocnienia definiowany jako stosunek siły niszczącej dla belki wzmocnionej do siły niszczącej dla belki kontrolnej (bez wzmocnienia)

**Younis A., Ebead U., Shrestha K. C., Different FRCM systems for shear-strengthening of reinforced concrete beams, Construction and Building Materials, 153, 2017, 514-526 [87]**

Celem badań była ocena wpływu następujących parametrów na nośność na ścinanie belek wzmocnionych w systemie FRCM: rodzaj włókien kompozytowych (węglowe, szklane i PBO), ukształtowanie wzmocnienia (ciągle na długości przęsła lub nieciągle w postaci strzemion kompozytowych), kąt nachylenia włókien głównych siatki kompozytowej do osi podłużnej belki i obecność zakotwienia kompozytu. Przedmiotem badań było 16 belek o przekroju poprzecznym 150x330 mm i długości przęsła 1900 mm. Belki były zbrojone na zginanie trzema prętami o średnicy 16 mm dołem i dwoma prętami 8 mm góra.

Elementy badawcze podzielono na 3 grupy, z których każda różniła się rodzajem zastosowanego wzmocnienia FRCM: C-FRCM z siatką z włókien węglowych, PBO-FRCM z siatką z włókien PBO oraz G-FRCM z siatką z włókien szklanych. We wszystkich belkach odcinek ścinania nie posiadał dodatkowego zbrojenia na ścinanie w postaci strzemion, ale zastosowano je poza tym odcinkiem, w celu zabezpieczenia przed zniszczeniem. Jedna belka była belką kontrolną, bez wzmocnienia. Każda grupa obejmowała 5 belek, z których każda posiadała inne ukształtowanie wzmocnienia: ciągły pasek siatki na odcinku ścinania, strzemiona o szerokości 120 mm i rozstawie 95 mm w świetle, nachylone pod kątem  $90^\circ$  do osi podłużnej belki, z zakotwieniem lub bez, oraz strzemiona o szerokości 85 mm i rozstawie 95 mm w świetle, nachylone pod kątem  $45^\circ$  do osi podłużnej belki z zakotwieniem lub bez. Wszystkie wzmocnienia wykonana z dwóch warstw siatek kompozytowych. Schemat zbrojenia poszczególnych elementów przedstawiono na rysunku 2.59. Belki były poddane trójpunktowemu zginaniu, ze stosunkiem  $a/d = 1,96$ . Zakotwienie wykonano z dwóch płytek FRP umieszczonych na górze i na dole każdego strzemienia, po obu stronach belki. Płytki były dokręcane do belek przy użyciu śrub (rys. 2.60).



Rys. 2.59. Schematy zbrojenia i wzmocnienia belek wg [87]

- a) ciągłe wzmocnienie FRCM, b) nieregularne wzmocnienie FRCM – strzemiona pod kątem  $90^\circ$ ,  
c) nieregularne wzmocnienie FRCM – strzemiona pod kątem  $45^\circ$

Zestawienie wyników badań przedstawiono w tabeli 2.19. Przeprowadzone badania wykazały średni przyrost nośności elementów wzmocnionych w stosunku do belki kontrolnej rzędu 51%, co potwierdza skuteczność wzmocnienia w zwiększaniu nośności belek na ścinanie. Dla poszczególnych systemów średni przyrost nośności wyniósł kolejno: 68% dla C-FRCM, 44% dla PBO-FRCM i 38% dla G-FRCM. Jedna belka, G-I-45 z ze strzemiionami z włókien szklanych nachylonymi pod kątem 45°, wykazała nośność mniejszą niż belka kontrolna, dlatego nie była poddawana dalszej analizie.



Rys. 2.60. Zakotwienie wzmocnienia FRCM wg [87]

Tabela 2.19. Zestawienie wyników badań wg [87]

Element badawczy	Siła niszcząca [kN]	Ugięcie przy sile niszczącej [mm]	Stopień wzmocnienia*	Nośność teoretyczna [kN]	Stosunek nośności teoretycznej do doświadczalnej	
Belka kontrolna	104,0	3,25	-	-	-	
C-FRCM	C-F-90	209,7	7,75	2,02	193,0	1,087
	C-I-90	177,6	7,55	1,71	162,3	1,095
	C-I-45	151,5	4,80	1,46	151,5	1,031
	C-I-90-A	180,2	3,35	1,73	162,3	1,111
	C-I-45-A	155,1	4,25	1,49	146,7	1,056
PBO-FRCM	P-F-90	151,3	5,35	1,46	155,3	0,974
	P-I-90	137,7	4,60	1,32	137,6	1,001
	P-I-45	159,3	5,54	1,5	141,0	1,130
	P-I-90-A	139,8	3,60	1,34	137,6	1,016
	P-I-45-A	161,0	4,30	1,55	141,0	1,142
G-FRCM	G-F-90	167,9	6,10	1,61	159,5	1,053
	G-I-90	137,0	4,43	1,32	140,3	0,976
	G-I-45	94,0	2,56	-0,9	128,8	0,730
	G-I-90-A	147,0	5,70	1,41	140,3	1,048
	G-I-45-A	122,0	4,01	1,17	128,8	0,974

\*- stopień wzmocnienia definiowany jako stosunek siły niszczącej dla belki wzmocnionej do siły niszczącej dla belki kontrolnej (bez wzmocnienia)

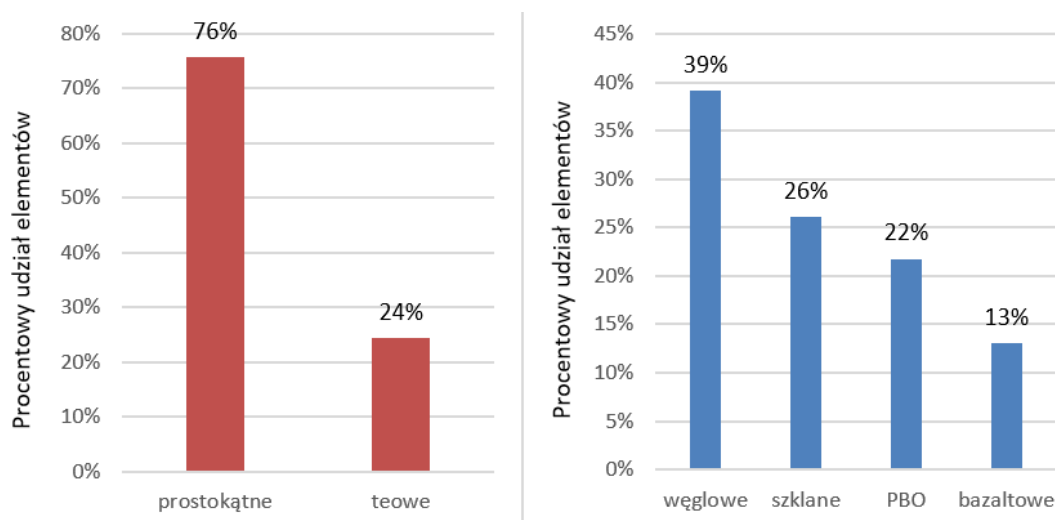
Dla belki ze wzmocnieniami C-FRCM osiągnięto największe wartości siły niszczącej. Dla tych wzmocnień najbardziej efektywne okazało się ciągłe wzmocnienia na całej długości odcinka ścinania (C-F-90), dla którego osiągnięto stopień wzmocnienia równy 2,02. Wynika to ze sztywności osiowej kompozytu, która ma największą wartość dla ciągłego wzmocnienia. Wykazano, że nośność kompozytu na ścinanie jest proporcjonalna do sztywności osiowej kompozytu. Wzmocnienie nieciągłe, w postaci strzemion, posiadało mniejszą sztywność osiową i tym samym dawało mniejszy przyrost nośności na ścinanie. Strzemiona kompozytowe nachylone pod kątem  $45^\circ$  wykazywały większą poprawę nośności, niż strzemiona pod kątem  $90^\circ$ , ale tylko dla systemu PBO-FRCM. Dla strzemion kompozytowych nachylonych do osi podłużnej belki osiągnięto 53,1% przyrostu nośności, podczas gdy dla strzemion pionowych było to 45,5%. W systemach C-FRCM i G-FRCM sytuacja była odwrotna, dla przykładu wszystkie strzemiona C-FRCM nachylone pod kątem  $45^\circ$  pozwoliły na 45,7% przyrost nośności, podczas gdy strzemiona pionowe na 70,8% przyrost nośności. To zjawisko także związane jest ze sztywnością osiową kompozytów, która dla strzemion z siatki PBO-FRCM jest większa przy pochyleniu ich pod kątem  $45^\circ$ . Siatka PBO-FRCM posiada czterokrotnie mniej włókien w drugim kierunku, podczas gdy pozostałe siatki posiadają taką samą ilość włókien w obydwu kierunkach (siatki węglowe) lub różnica ta jest mniejsza (siatki szklane).

## **2.5 Analiza wyników badań**

Najczęściej rozważane w badaniach nośności belek wzmocnionych na ścinanie materiałami kompozytowymi parametry zmienne to przekrój poprzeczny i wymiary elementu ( $b_w, h, d, L$ ), smukłość strefy ścinania ( $a/d$ ), typ włókien (węglowe, szklane, PBO, bazaltowe), istniejące stalowe zbrojenie poprzeczne  $\rho_{sv}$ , wytrzymałość betonu na ściskanie  $f_{ck}$ , sposób wzmocnienia (typ *SB*, *U* i *W*), ukształtowanie kompozytu (ciągłe lub w postaci strzemion), liczba warstw siatki kompozytowej oraz kąt nachylenia zbrojenia kompozytowego do podłużnej osi belki  $\alpha$ .

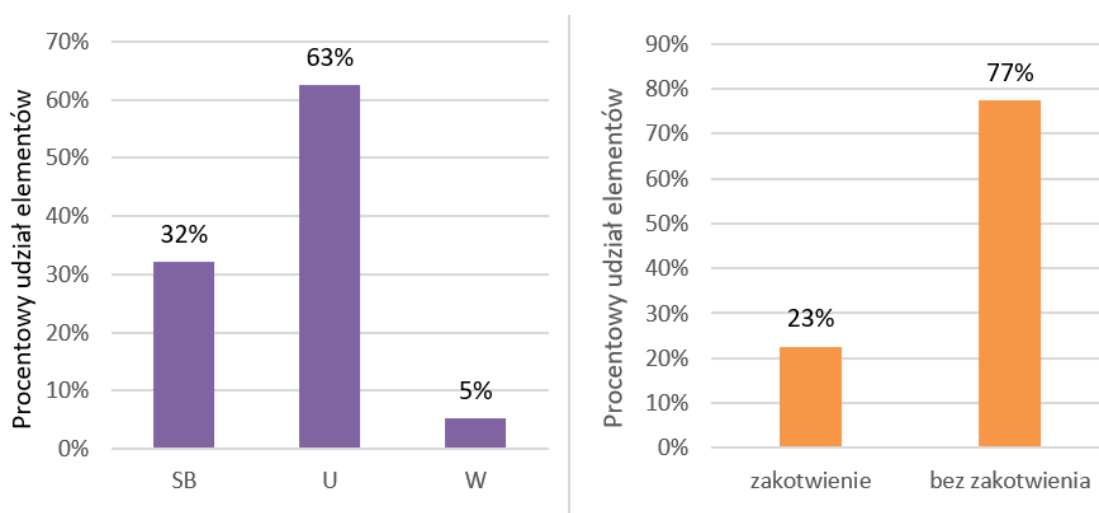
W celu analizy zebranych w punkcie 2.4 wyników badań Autorka pogrupowała wszystkie opisane elementy pod względem wymienionych zmiennych parametrów. Z zestawienia pokazanego na rys. 2.61 wynika, że zbadano prawie czterokrotnie więcej belek o przekroju prostokątnym (87 elementów) niż o przekroju teowym (28 elementów). Najpopularniejszym materiałem do wzmocnień na ścinanie są włókna węglowe, które zastosowano w 39% badanych elementach. Włókna szklane i PBO posłużyły do wzmocnienia, odpowiednio 26% i 22% elementów, natomiast najrzadziej używanymi włóknami w badaniach

są włókna bazaltowe, stosowane jedynie w 13% elementów. Pod względem schematu statycznego badane były głównie jednoprzęsłowe belki swobodnie podparte, z wyjątkiem jednej publikacji, gdzie schematem statycznym były belki wspornikowe.



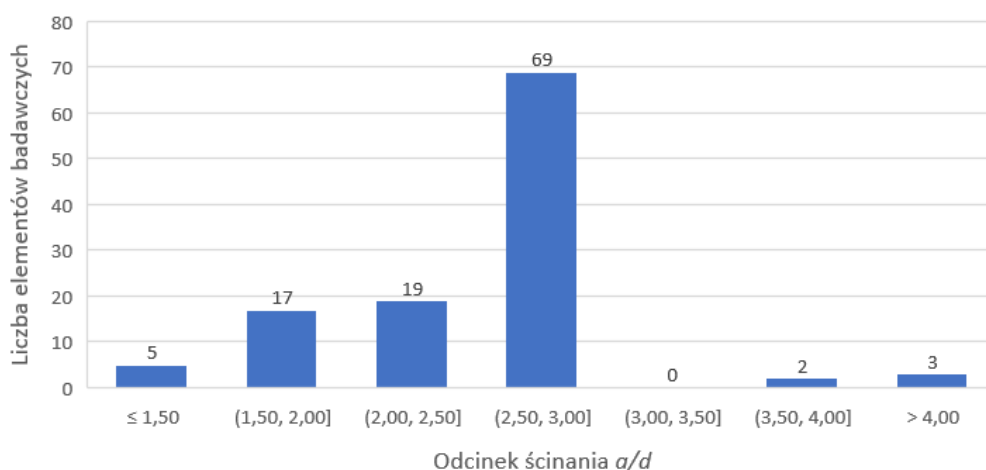
Rys. 2.61. Zestawienie wyników badań ze względu na przekrój belek oraz rodzaj użytych włókien

Pod względem rodzaju wzmocnienia belki podzielono na trzy typy oznaczone symbolem *SB*, *U* i *W*. Największy udział procentowy (63%) mają belki wzmocnione na spodniej i bocznych powierzchniach (typ *U*) (rys. 2.62), natomiast najmniejszą grupę (ok. 5%) stanowią belki wzmocnione w postaci zamkniętej obejmy kompozytowej (typ *W*). Pod względem obecności zakotwienia większość badań stanowią belki wzmocnione kompozytami bez zakotwienia - 77%.

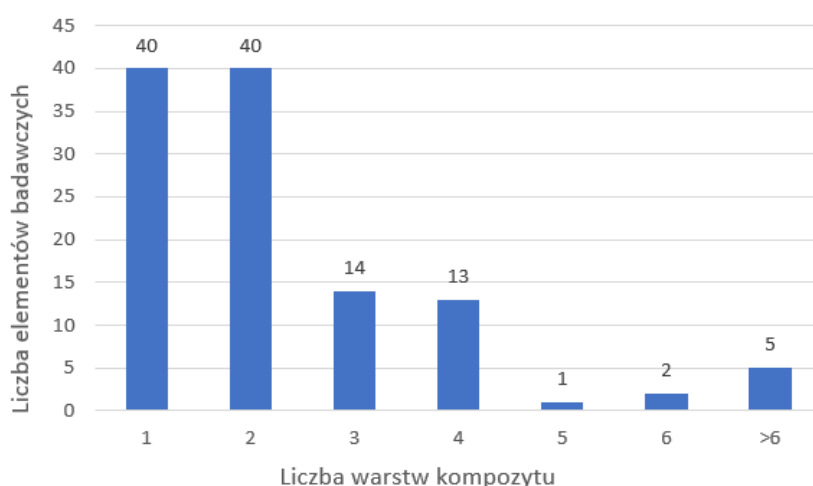


Rys. 2.62. Zestawienie wyników badań ze względu na sposób wzmocnienia i obecność zakotwienia

Bardzo istotnym parametrem decydującym o nośności na ścinanie jest smukłość strefy ścinania, która w analizowanych belkach waha się od 1,44 do 4,90 (rys. 2.63), przy czym prawie 60% belek miało ten wskaźnik w zakresie od 2,5 do 3,0, co odpowiada pracy smukłej belki i nie wymaga uwzględnienia efektu łukowo-ściągowego [41, 62]. Jako kryterium rozgraniczające pracę łukowo-ściągową belek krótkich od pracy belkowej w typowych elementach zginanych w literaturze przyjmuje się często smukłość strefy ścinania  $a/d = 2,5$  [41, 62]. Przy proporcjach geometryczno-statycznych belki takich, że  $a/d < 2,5$ , znaczna część przyłożonego obciążenia może być przenoszona poprzez ukośny krzyżulec bezpośrednio na podporę, co określa się mianem efektu łukowo-ściągowego lub łukowego w zależności od rodzaju obciążenia (siła skupiona lub obciążenia równomiernie rozłożone). Pod względem ilości warstw kompozytu największą grupę stanowią elementy z 1 i 2 warstwami kompozytu (rys. 2.64).



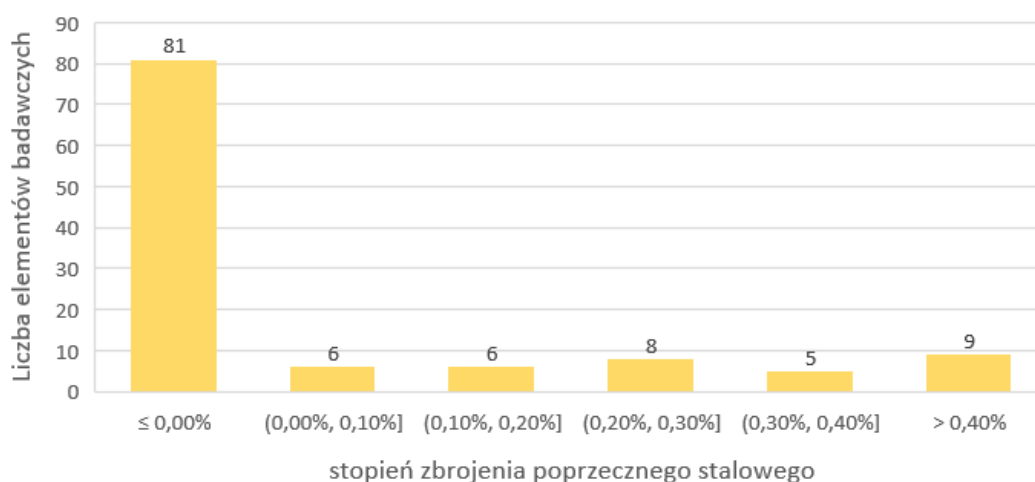
Rys. 2.63. Zestawienie wyników badań ze względu na smukłość strefy ścinania



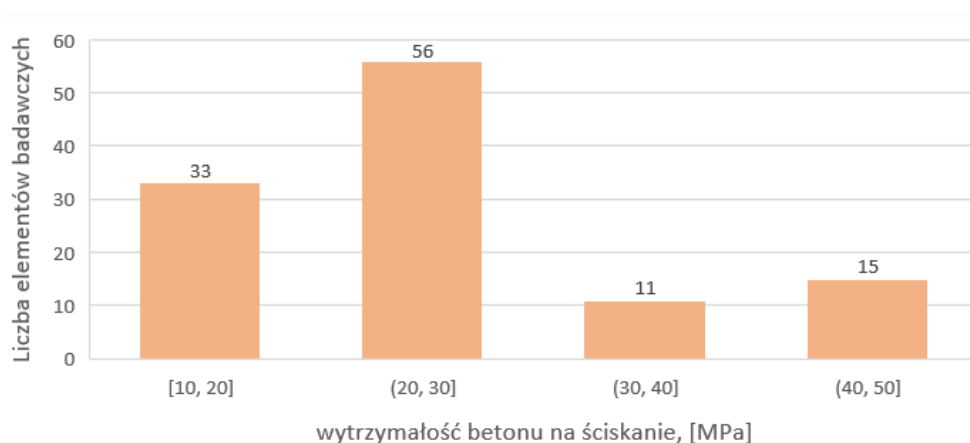
Rys. 2.64. Zestawienie wyników badań ze względu na liczbę warstw kompozytu

W znacznej większości badań, kierunek włókien głównych kompozytu jest prostopadły do osi podłużnej belki, jedynie w dwóch badaniach kąt ten był zmienny (45 lub 60°). Znaczną

większość badań stanowią belki wzmocnione kompozytami w postaci ciągłej siatki na całej długości strefy ścinania (78%), natomiast wzmocnienie ukształtowane w nieciągłe strzemiona stanowi około 22% wszystkich badań. Wśród wszystkich analizowanych belek największy udział stanowią elementy bez poprzecznego zbrojenia stalowego (70%) (rys. 2.65). Kolejnym analizowanym w badaniach parametrem jest wytrzymałość betonu na ściskanie (rys. 2.66), która najczęściej wahała się od 20 do 30MPa (około 50% badań). Najmniejsza analizowana wytrzymałość na ściskanie betonu wynosiła 10,10 MPa, a największa 46,20 MPa. 77% badanych elementów posiadało wytrzymałość na ściskanie betonu do 30MPa, co jest relatywnie niską wartością, jak na obecnie stosowane betony, może być to jednak wyjaśnione koniecznością wzmacniania elementów już istniejących, których wytrzymałość betonu może być mniejsza niż 30 MPa.

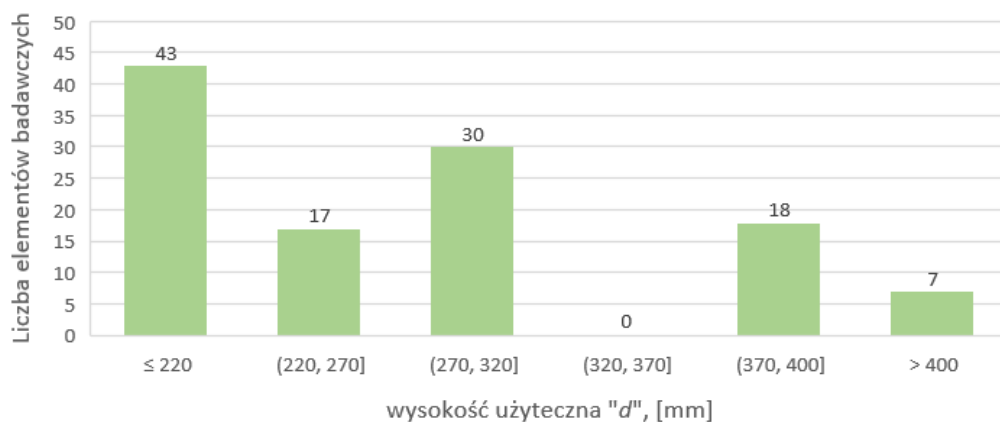


Rys. 2.65. Zestawienie wyników badań ze względu na stopień zbrojenia poprzecznego



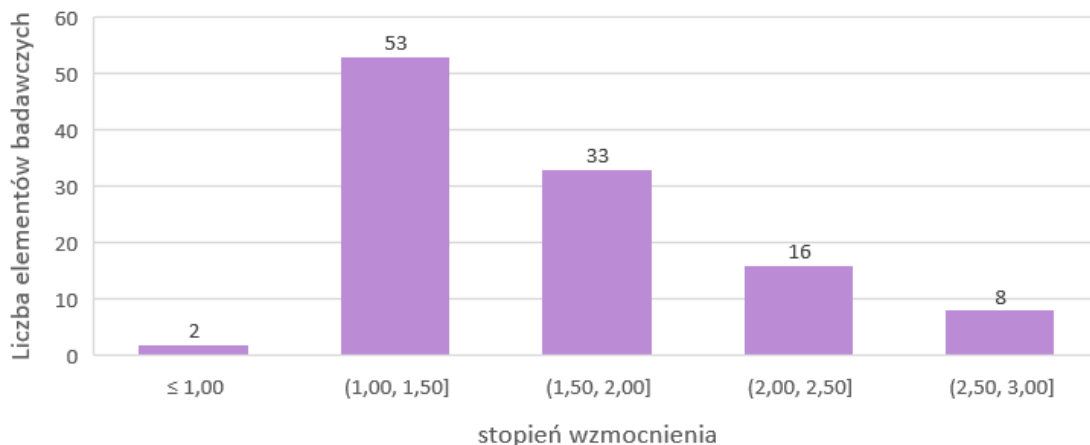
Rys. 2.66. Zestawienie wyników badań ze względu na wytrzymałość betonu na ściskanie

Analizując geometrię belek, najczęściej badane były belki o wysokości użytecznej mniejszej niż 220 mm, co nie przekłada się na realne konstrukcje. Belki o wysokości użytecznej większej niż 350 mm stanowiły 22% wszystkich badanych elementów (rys. 2.67).



Rys. 2.67. Zestawienie wyników badań ze względu na wysokość użyteczną

Każda seria wzmocnionych elementów miała belkę referencyjną bez wzmocnienia, dla której określono nośność na ścinanie. Aby określić efektywność wzmocnienia wprowadzono definicję stopnia wzmocnienia, czyli nośności belki wzmocnionej podzielonej przez nośność belki kontrolnej. W wyniku badań uzyskano stopnie wzmocnienia od 0,9 do 2,95, przy czym najczęściej otrzymywano stopień wzmocnienia z zakresu 1-1,5 (rys. 2.68). W dwóch przypadkach belka wzmocniona wykazywała nośność mniejszą niż belka kontrolna.



Rys. 2.68. Zestawienie wyników badań ze względu na otrzymany stopień wzmocnienia

### 2.5.1. Mechanizmy zniszczenia

Wyniki badań belek wzmocnionych zewnętrznie na ścinanie materiałami FRCM wykazały możliwość wystąpienia różnych mechanizmów zniszczenia belek. Niektóre z nich są



związane z cechami charakterystycznymi dla belek żelbetowych, a inne ze specyfiką zastosowania materiałów kompozytowych. Do tych drugich należy zaliczyć zniszczenie poprzez:

- odspojenie kompozytu od powierzchni betonu bez otuliny lub z cienką warstwą otuliny betonowej,
- zerwanie włókien kompozytu,
- poślizg włókien w warstwie pomiędzy włóknami a zaprawą.

Pierwsze dwa wyżej wymienione mechanizmy zniszczenia były również powszechnie obserwowane w belkach żelbetowych wzmocnionych na ścinanie za pomocą kompozytów FRP, natomiast poślizg włókien w żywicy epoksydowej nie był obserwowany w kompozytach FRP (testowanych w temperaturze otoczenia) z powodu dobrej przyczepności włókien do podłoża oraz pełnego pokrycia włókien żywicą epoksydową. Należy wspomnieć, że zniszczenie poprzez poślizg włókien w przypadku próbek FRCM występowało tylko w przypadku wzmocnianiu przy użyciu tkanin z suchymi (nie impregnowanymi) włóknami, natomiast w przypadku tkanin impregnowanych, takie zniszczenie nie występowało. Elementy żelbetowe wzmocnione na ścinanie mogą również zniszczyć się poprzez zmiżdżenie betonu lub zniszczenie ze względu na zginanie (ze zmiżdżeniem betonu w strefie ściskanej i uplastycznieniem prętów podłużnych na zginanie), co może nastąpić przed uszkodzeniem kompozytu FRCM. Należy zauważyć, że te dwa mechanizmy zniszczenia nie pozwalają na obliczenie udziału kompozytu FRCM w nośność belki na ścinanie. Mechanizm zniszczenia znacząco wpływa na skuteczność wzmocnienia FRCM. Kompozyty FRCM są prawie tak samo skuteczne we wzmocnieniu belek na ścinanie, jak kompozyty FRP, gdy zniszczenie jest związane z odspojeniem kompozytu od powierzchni betonu, a mniej skuteczne, gdy zniszczenie występuje w wyniku poślizgu włókien w matrycy. Pełne wykorzystanie wytrzymałości na rozciąganie włókien kompozytowych uzyskuje się, gdy mechanizm zniszczenia to zerwanie włókien w kompozycie FRCM.

W przypadku belek w pełni owiniętych kompozytem FRCM (typ wzmocnienia W), w badaniach obserwowane jest zerwanie siatki FRCM i widoczne przerwanie włókien na powierzchni płaszcza FRCM [79]. Ten mechanizm zniszczenia jest zgodny z badaniami przeprowadzonymi na belkach wzmocnionych kompozytami FRP, również w konfiguracji wzmocnienia typu W [18]. Jak zauważono w [40] dla kompozytów FRP, typ wzmocnienia W w postaci owinięcia całego przekroju kompozytem, jest w stanie zapewnić odpowiednie zakotwienie, tak aby uniknąć odspojenia kompozytu. Warto wspomnieć, że aby wystąpił taki

mechanizm zniszczenia należy zapewnić odpowiedni zakład kompozytu, który powinien być większy od efektywnej długości zakotwienia kompozytu [25].

W przypadku belek ze wzmocnieniem typu *SB* i *U* jednoznaczny mechanizm zniszczenia nie jest tak prosty do zidentyfikowania, jak w belkach ze wzmocnieniem typu *W*. W kilku badaniach zaobserwowano odspojenie kompozytu od powierzchni betonu z cienką warstwą otuliny lub bez udziału otuliny [79]. W większości przypadków odspojenie występowało na styku matryca-podłoże, bez wpływu na otulinę betonową. Nie można jednak stwierdzić, że zniszczenie będzie związane wyłącznie z tym zjawiskiem, ponieważ w dostępnej literaturze opisano również inne mechanizmy zniszczenia. Escrig C. i in. (2015) [31] opisali zniszczenie spowodowane przekroczeniem nośności belki żelbetowej na ścinanie. Tetta i in. (2015) [71] opisali poślizg włókien pionowych w zaprawie i częściowe pęknięcie włókien. Zgodnie z ich badaniami, rodzaj zniszczenia zależy od konfiguracji wzmocnienia, przy czym dla typów wzmocnienia *SB* i *U* częściej występuje poślizg włókien w matrycy, podczas gdy dla wzmocnienia *W* jest on wyeliminowany a zniszczenie następuje w wyniku zerwania włókien.

Mechanizm zniszczenia zależny jest również od obecności zakotwienia kompozytu. Dla elementów bez zakotwienia częściej dochodziło do przedwczesnego odspajania kompozytu od powierzchni elementu, podczas gdy dla wzmocnień z zakotwieniem najczęstszym mechanizmem zniszczenia był poślizg włókien lub ich zerwanie.

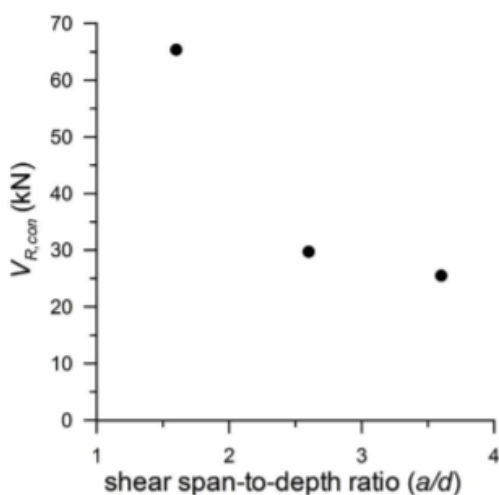
### **2.5.2. Wpływ wybranych parametrów na efektywność wzmocnienia**

#### a) Smukłość strefy ścinania $a/d$

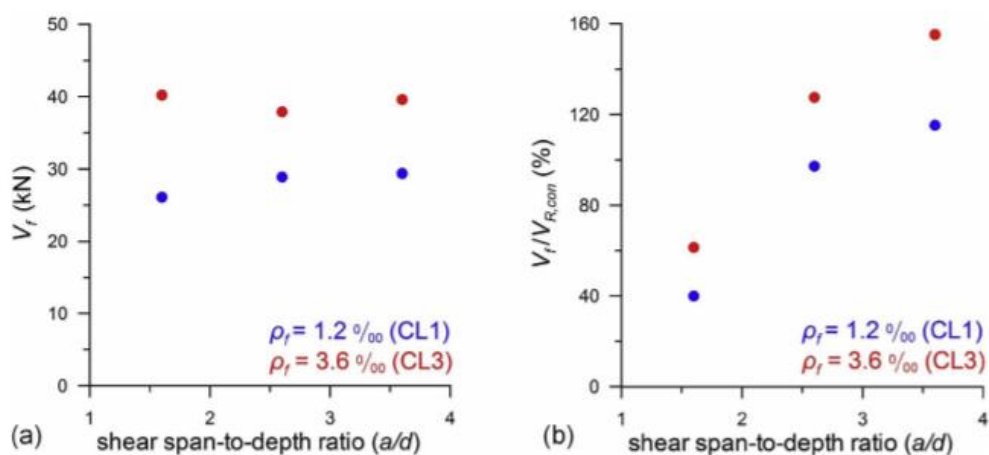
Jednym z najistotniejszych parametrów decydujących o nośności na ścinanie jest smukłość strefy ścinania wyrażona stosunkiem  $\frac{M}{Vd}$ , gdzie  $M$  jest momentem zginającym,  $V$  odpowiadającą mu siłą poprzeczną, a  $d$  wysokością użyteczną. W przypadku elementów wolnopodpartych obciążonych jedną lub dwiema siłami skupionymi, parametr smukłości strefy ścinania może być wyrażony również, jako iloraz odległości przyłożonego obciążenia od podpory do wysokości użytecznej przekroju  $a/d$ , gdzie  $a$  jest odległością siły od podpory. Prawie połowa analizowanych belek miała smukłość strefy ścinania między 2,5 a 3,0, co odpowiada pracy smukłej belki i nie wymaga uwzględnienia efektu łukowo-ściągowego. Nieliczną grupę badanych belek stanowią elementy o smukłości strefy ścinania  $a/d < 1,5$ .

Dla belek bez wzmocnienia wraz ze wzrostem smukłości strefy ścinania maleje nośność na ścinanie. Przy stosunku  $a/d < 2,5$ , który reprezentuje belki krótkie, nośność na ścinanie była

znacząco wyższa od siły poprzecznej, przy której dochodziło do zarysowania ukośnego i proces zarysowania miał bardziej stabilny charakter (rys. 2.69). Ma to związek z łukowym mechanizmem pracy, ponieważ przy proporcjach belki  $a/d < 2,5$  część siły poprzecznej jest przekazywana bezpośrednio na podporę przez ścisną strefę żelbetowej belki. Dla belek o stosunku  $a/d > 2,5$  zniszczenie następuje na krótko po pojawieniu się rys ukośnych.



Rys. 2.69. Stosunek nośności belek kontrolnych do długości odcinka ścinania  $a/d$  [69] (na osi poziomej przedstawiono długość odcinka ścinania, a na osi pionowej przestawiono nośność belki kontrolnej na ścinanie)



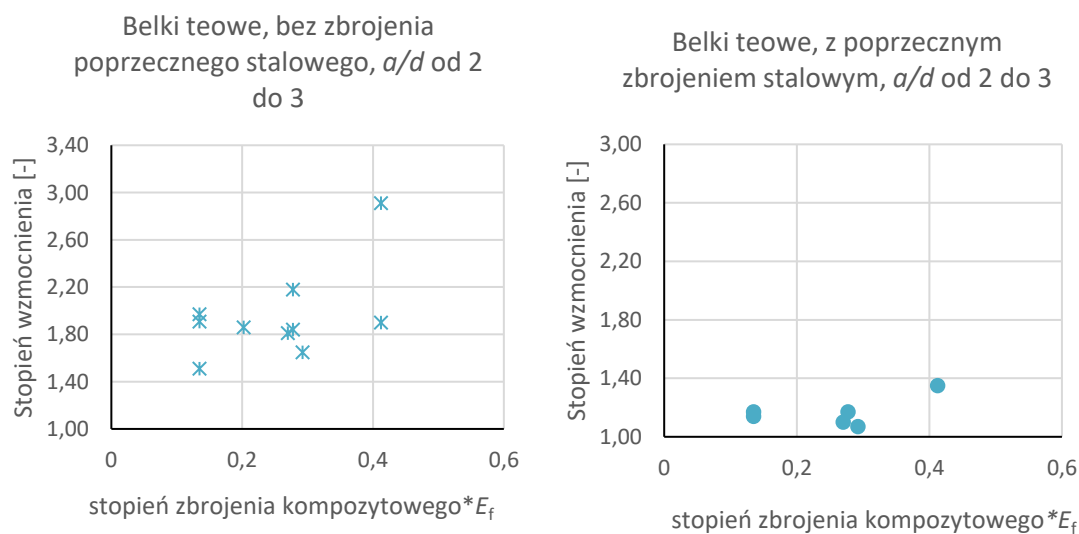
Rys. 2.70. Stosunek nośności belek wzmocnionych do długości odcinka ścinania  $a/d$  [69]; po lewej przedstawiono zależność udziału kompozytu w nośności na ścinanie (na osi pionowej) i długości odcinka ścinania (na osi poziomej), po prawej zależność stopnia wzmocnienia (na osi pionowej) i długości odcinka ścinania (na osi poziomej).

Dla belek wzmocnionych na ścinanie materiałami FRCM nie wykazano wpływu smukłości strefy ścinania na model zniszczenia. W badaniach Tetta i in. (2017) [69]

zaobserwowano ten sam mechanizm zniszczenia poprzez odspojenie się kompozytu od powierzchni elementu dla belek ze stosunkiem  $a/d$  1,6, 2,6 i 3,6. Udział kompozytu w nośności na ścinanie również był niezależny od smukłości strefy ścinania. Dla dwóch różnych stopni zbrojenia kompozytowego ( $\rho_f = 1,2\%$  i  $\rho_f = 3,6\%$ ) wartości nośności na ścinanie ze względu na kompozyt były niemalże równe (rys. 2.70). Porównując stopień wzmocnienia, rozumiany jako stosunek udziału kompozytu w nośności na ścinanie do nośności belki kontrolnej, można zauważyć wzrost efektywności wzmocnienia wraz ze wzrostem smukłości strefy ścinania. Ma to związek z mniejszą nośnością belek kontrolnych wraz ze wzrostem stosunku  $a/d$ .

b) Stopień wzmocnienia kompozytowego

Przeprowadzone badania pozwoliły na sformułowanie wniosku, że wraz ze wzrostem stopnia zbrojenia kompozytowego, wzrasta stopień wzmocnienia na ścinanie. Wzrost stopnia wzmocnienia nie jest jednak proporcjonalny do liczby warstw kompozytu. Zależność tą przedstawiono dla wybranego typu wzmocnienia  $U$  z zakotwieniem, osobno dla belek bez zbrojenia wewnętrznego na ścinanie, jaki ze zbrojeniem (rys. 2.71).

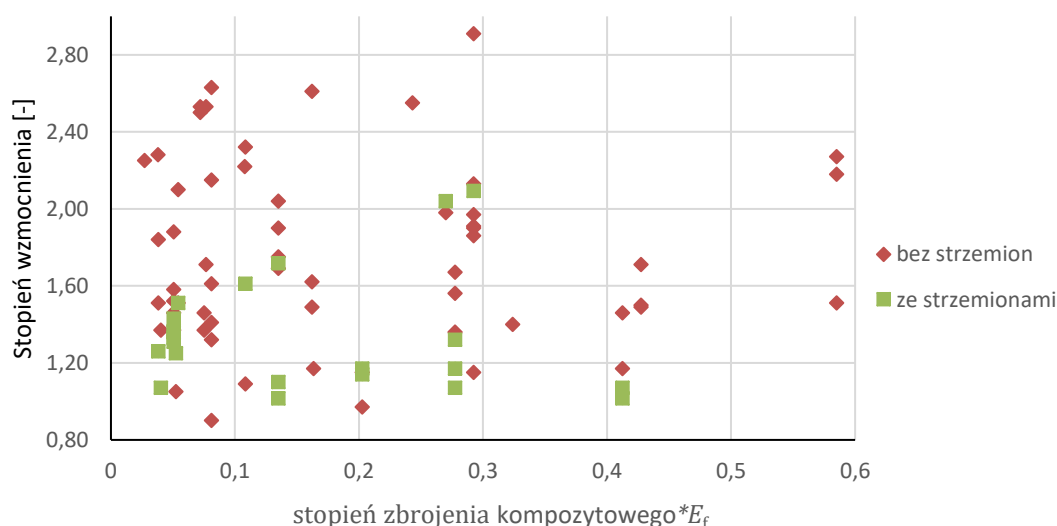


Rys. 2.71. Zależność stopnia wzmocnienia i stopnia zbrojenia kompozytowego dla belek ze wzmocnieniem typu  $U$  z zakotwieniem; po lewej belki bez wewnętrznego zbrojenia na ścinanie, po prawej belki z wewnętrznym zbrojeniem na ścinanie

Przy wzroście liczby warstw kompozytu obserwowano też zmianę mechanizmu zniszczenia. Dla jednej lub dwóch warstw kompozytu do zniszczenia dochodziło najczęściej w wyniku poślizgu włókien w matrycy mineralnej. Dla belek wzmocnionych ponad dwoma warstwami kompozytu do zniszczenia dochodziło w wyniku odspojenia kompozytu od betonu wraz z cienką warstwą otuliny betonowej.

c) Oddziaływanie pomiędzy wewnętrznym stalowym zbrojeniem poprzecznym a wzmocnieniem kompozytowym

Zauważono, że należy uwzględnić interakcję między wewnętrznym wzmocnieniem stalowym a zewnętrznym wzmocnieniem kompozytowym, aby prawidłowo przewidzieć całkowitą nośność na ścinanie wzmocnionej belki [10, 17, 56]. Maksymalne udziały stalowych strzemion oraz kompozytu FRCM w nośności na ścinanie nie są osiągnięte jednocześnie, co oznacza, że ich łączny wpływ na nośność może być w rzeczywistości mniejszy niż proste sumowanie ich wartości. Możliwe interakcje między wewnętrznym i zewnętrznym zbrojeniem/wzmocnieniem na ścinanie opisali [9, 53], którzy byli świadkami znacznego zmniejszenia wartości odkształceń zmierzonych w strzemionach stalowych wzmocnionych belek, w porównaniu z belkami kontrolnymi na tych samych poziomach obciążenia. W rzeczywistości, dla belek wzmocnionych [53], obecność systemu FRCM wykluczała uplastycznienie strzemion, co również opisano dla podobnych belek wzmocnionych kompozytami FRP [55]. Do innego wniosku doszli badacze w [78]. W przypadku belek prostokątnych wzmocnionych w konfiguracji typu W, czyli zamkniętej obejmy, udało się osiągnąć wytrzymałość stali na rozciąganie a tym samym zerwanie wewnętrznych strzemion stalowych.

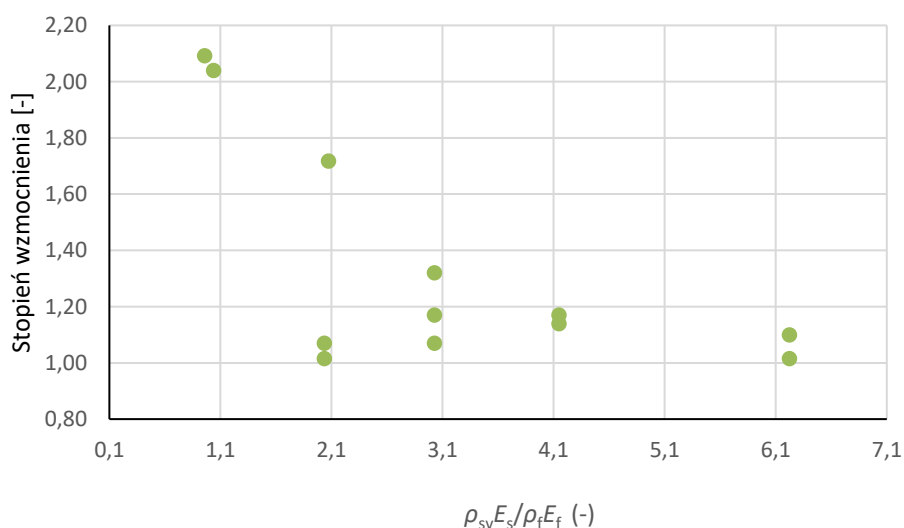


Rys. 2.72. Zależność stopnia zbrojenia kompozytowego do stopnia wzmocnienia dla belek bez wewnętrznego zbrojenia na ścinanie i dla belek ze zbrojeniem.

Na rys. 2.72 przedstawiono zależność stopnia zbrojenia kompozytowego do stopnia wzmocnienia dla belek bez wewnętrznego zbrojenia na ścinanie oraz dla belek ze zbrojeniem. Belki bez wewnętrznych strzemion wykazują większy stopień wzmocnienia na ścinanie.

Największa wartość stopnia wzmocnienia dla belek bez stalowych strzemion wyniosła prawie 3, podczas gdy dla belek ze strzemionami maksymalny stopień wzmocnienia wyniósł 2,2. Ma to związek z udziałem strzemion w nośności na ścinanie. Nośność belek niewzmocnionych ze strzemionami jest większa, niż nośność belek bez strzemion. Kompozyt w belkach bez strzemion ma większy udział w nośności na ścinanie. W belkach ze strzemionami na nośność na ścinanie składa się zarówno nośność strzemion, jak i kompozytu.

Stosunek sztywności osiowej poprzecznego wzmocnienia stalowego do sztywności kompozytu FRCM ( $\rho_{sv}E_s/\rho_fE_f$ , gdzie  $E_s$  to moduł sprężystości strzemion, a  $E_f$  to moduł sprężystości włókien) został użyty do oceny udziału wewnętrznego i zewnętrznego zbrojenia na nośność na ścinanie w belkach wzmocnionych kompozytami FRCM. W przypadku kompozytów FRP skuteczność systemu wzmacniającego zmniejsza się, gdy stosunek  $\rho_{sv}E_s/\rho_fE_f$  wzrasta [55]. Ten sam trend obserwuje się w przypadku kompozytów FRCM na rysunku 2.73, w których stopień wzmocnienia na ścinanie jest przedstawiony w zależności od stosunku  $\rho_{sv}E_s/\rho_fE_f$  dla wzmocnionych belek ze strzemionami.



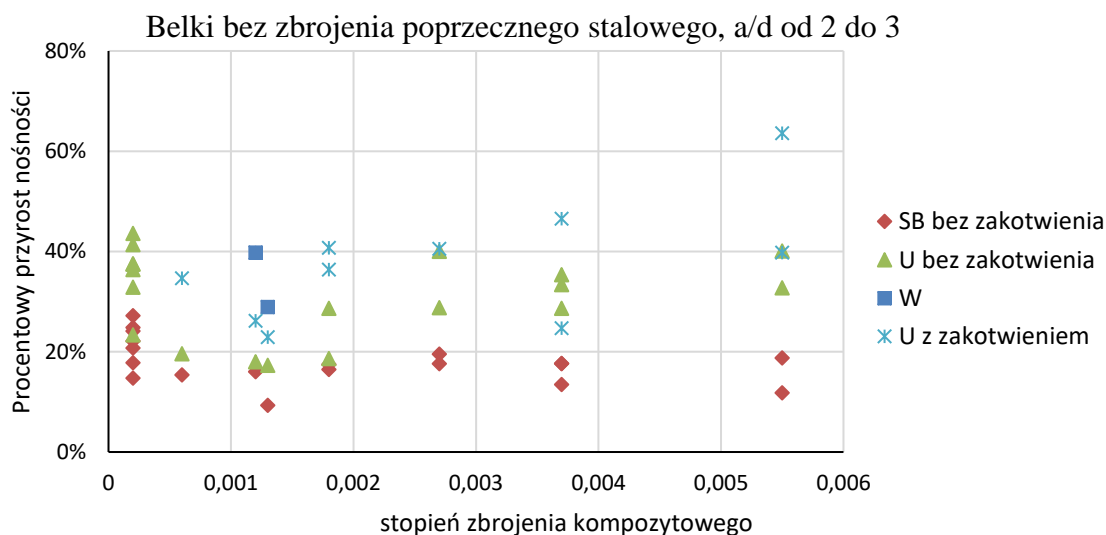
Rys. 2.73. Zależność stosunku sztywności osiowej zbrojenia wewnętrznego i kompozytowego i stopnia wzmocnienia

Na podstawie wykresu można wywnioskować, że zwiększenie ilości wewnętrznego zbrojenia stalowego zmniejsza udział kompozytu FRCM w nośności na ścinanie (tj. otrzymano niższe wartości stopnia wzmocnienia, czyli stosunku nośności belki wzmocnionej do belki kontrolnej). Większa liczba wewnętrznego zbrojenia stalowego poprzecznego, a więc zapewnienie mniejszego odstępu strzemion oznacza, że więcej strzemion zostanie przeciętych przez ukośną rysę niszczącą i mogą się one nie uplastyczyć przed zniszczeniem belki. Innymi

słowy, wewnętrzne zbrojenie na ścinanie może nie być w stanie osiągnąć swojej nośności projektowej (w oparciu o założenie osiągnięcia granicy plastyczności) i może nie zapewnić takiego samego wkładu w nośności na ścinanie, jaki daje w belce kontrolnej, bez wzmocnienia. Oznacza to, że odjęcie nośności na ścinanie belki kontrolnej od całkowitej nośności na ścinanie belki wzmocnionej w celu uzyskania udziału samego wzmocnienia kompozytowego może nie odzwierciedlać dokładnie wkładu systemu FRCM.

d) Typ wzmocnienia

Najbardziej efektywnym sposobem wzmocnienia zgodnie z oczekiwaniami jest typ *W* w postaci zamkniętej obejmy kompozytowej. Należy jednak wspomnieć, że użycie tego typu wzmocnienia w praktyce nie jest możliwe w belkach typowych budynków lub dźwigarów mostowych z powodu obecności betonowych płyt. Najmniej efektywnym sposobem wzmocnienia jest typ *SB*, a więc wzmocnienie jedynie bocznych powierzchni przekroju [36, 71]. Lepszym rozwiązaniem okazuje się wzmocnienie typu *U*. Co więcej, wraz ze wzrostem stopnia zbrojenia kompozytowego, zwiększa się różnica pomiędzy nośnością belek wzmocnionych typu *SB* i *U*. Widać to szczególnie dla belek z zastosowanym zakotwieniem kompozytu.



Rys. 2.74. Zależność przyrostu nośności i stopnia zbrojenia kompozytowego dla belek bez zbrojenia wewnętrznego na ścinanie

e) Obecność zakotwienia

Mechanizmy zniszczenia belek wzmocnionych na ścinanie typu *SB* i *U* wskazywały na odspojenie kompozytu FRCM od powierzchni elementu. W związku z tym analizowano wpływ

zakotwienia na opóźnienie lub wyeliminowanie przedwczesnego odspojenia kompozytu. Bruckner i in. (2008) [11] i Tzoura i in. (2014) [80] użyli mechanicznego systemu zakotwień końców kompozytu za pomocą profili stalowych oraz śrub. W badaniach osiągnięto przyrost nośności rzędu 500%, dla belek z zakotwieniem. Należy jednak mieć na uwadze, że zakotwienie stalowe może być podatne na korozję oraz na wysokie temperatury, co czyni je niekompatybilnym z systemem FRCM, którego założeniem jest praca w podwyższonych temperaturach. W badaniach Baggio i in. (2014) [6] i Tetta i in. (2016) [70] zaczęto stosować zakotwienie kompozytowe FRCM, w postaci wiązki włókien zwiniętych w sznur i wklejanych w półkę belki, a pod półką ukształtowanych jako wachlarz. Zastosowano włókna szklane i węglowe, jednak w przypadku włókien szklanych nie osiągnięto znaczących efektów, gdyż włókna zewnętrznych strzemion FRCM zerwały się przed zniszczeniem zakotwienia. Natomiast w przypadku włókien węglowych otrzymano przyrost nośności do 150%, co potwierdza, że obecność zakotwienia poprawia pracę wzmocnienia kompozytowego.

## **2.6. Podsumowanie**

Na podstawie przeglądu literatury przedmiotu stwierdzono, że zniszczenie elementów wzmocnionych materiałami kompozytowymi następuje głównie na skutek zerwania ciągłości wzmocnienia lub jego przyczepności do elementu. Badań, przeprowadzonych na belkach wzmocnionych na ścinanie kompozytami FRCM jest wciąż zbyt mało, żeby przedstawić konkretne wnioski, wynikające z przeglądu literatury. Wiele czynników ma wpływ na efektywność wzmocnienia, należy więc przeprowadzać więcej badań, skupiających się na konkretnym czynniku. Podsumowując dotychczasowe wyniki, można stwierdzić, że najbardziej efektywnym sposobem wzmocnienia jest całkowite owinięcie przekroju kompozytem typu *W*, lub kiedy nie jest to możliwe z uwagi na obecność półki lub płyty zastosowanie wzmocnienia typu *U* z zakotwieniem kompozytu. Największe przyrosty nośności z uwagi na zastosowanie wzmocnienia można osiągnąć dla belek bez wewnętrznego zbrojenia na ścinanie oraz w przypadku betonów o niskich wytrzymałościach na ściskanie. W literaturze ograniczona jest liczba badań dotyczących belek występujących w realnych konstrukcjach, wykonanych z betonu o wytrzymałości na ściskanie powyżej 30 MPa, przy jednoczesnej obecności wewnętrznego zbrojenia na ścinanie, o przekroju teowym oraz wysokości powyżej 250 mm. Większość badań przeprowadzono na belkach bez zbrojenia wewnętrznego na ścinanie i wytrzymałości na ściskanie betonu do 30 MPa, w związku z czym wyniki i zalecenia płynące z tych badań mogą nie odpowiadać potrzebie wzmocnienia realnych konstrukcji. W związku z powyższym w ramach realizacji pracy doktorskiej zaproponowano badania



doświadczalne, które uzupełniałyby lukę w przedstawionych badaniach i dotyczyły belek zbrojonych na ścinanie strzemionami stalowymi, o wytrzymałości na ściskanie powyżej 30 MPa i wysokości powyżej 250 mm.

### **3. Cele naukowe pracy**

W świetle przeprowadzonego przeglądu literaturowego na temat wzmocniania belek żelbetowych na ścinanie materiałami kompozytowymi, jako cel pracy postawiono wykazanie, że:

1. Efektywność wykorzystania zewnętrznych strzemion z siatki z włókien PBO na zaprawie mineralnej, do wzmocniania belek żelbetowych ze względu na ścinanie zależy od sposobu ich ukształtowania i zakotwienia.
2. Istnieje możliwość modyfikacji znanych modeli obliczeniowych, w celu opracowania jednolitego algorytmu do obliczania nośności belek żelbetowych, wzmocnionych na ścinanie zewnętrznymi strzemionami z siatki z włókien PBO na zaprawie mineralnej.

### **4. Badania doświadczalne**

#### **4.1 Zakres badań**

W 2016 roku na Wydziale Budownictwa Lądowego i Wodnego podjęto badania mające na celu wykazanie skuteczności wzmocniania teowych belek żelbetowych na ścinanie za pomocą siatek z włókien PBO, aplikowanymi do powierzchni betonu za pomocą zaprawy mineralnej. Celem podjętych badań było sprawdzenie zależności pomiędzy typem zakotwienia kompozytu a efektywnością wykorzystania właściwości mechanicznych kompozytu oraz określenie zależności między intensywnością wzmocnienia kompozytowego a nośnością całego elementu na ścinanie.

Metoda wzmocnienia wykorzystana w badaniach należy do grupy wzmocnień poprzez zwiększenie przekroju poprzecznego elementu. W wyniku poślizgu, jaki występuje w warstwie połączenia zaprawy i włókien PBO, zakotwienia tych włókien są ważnym elementem, który zapobiega przedwczesnemu odspojeniu się materiału kompozytowego od powierzchni elementu. W badaniach zastosowane były następujące rozwiązania zakotwienia siatek z włókien PBO:

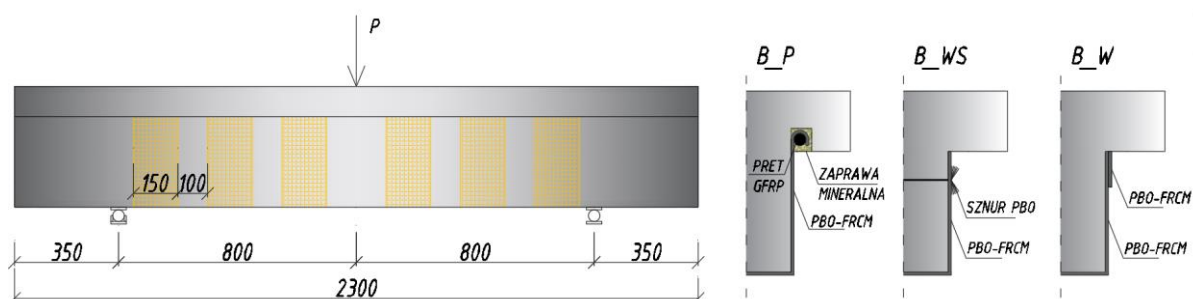
- poprzez nawinięcie końców strzemion PBO na pręt kompozytowy z włókien szklanych i wklejenie go w bruzdę pod półką przekroju teowego,

- poprzez wachlarz ukształtowany ze sznura z włókien PBO, przeprowadzonego przez otwór w środku belki i przyklejenie go po obu stronach środka belki,
- poprzez przyklejenie pod półką wzdłuż całej długości belki paska z siatki z włókien PBO w kierunku prostopadłym do kierunku strzemion PBO na ścinanie.

Wszystkie elementy badawcze w poszczególnych seriach były wykonane z takich samych materiałów (stal, beton, kompozyty), z takim samym stopniem zbrojenia podłużnego i poprzecznego oraz wzmocniane w takiej samej technologii. W badaniach dążono do sprawdzenia wpływu ukształtowania zbrojenia kompozytowego na nośność belek na ścinanie. W związku z tym czynnikiem zmiennym był tylko rodzaj zakotwienia (w I serii badań) lub sposób ukształtowania wzmocnienia kompozytowego PBO-FRCM i obecność zakotwienia (w II serii badań).

### Seria I

Pierwsza seria badań doświadczalnych obejmowała 10 belek, w tym jedną belkę kontrolną bez wzmocnienia. Pozostałe 9 belek podzielono na 3 grupy, po 3 elementy. Wszystkie 9 belek wzmocniono na ścinanie kompozytem PBO-FRCM w takiej samej konfiguracji – strzemiona PBO o szerokości 150 mm i rozstawie w świetle 100 mm.



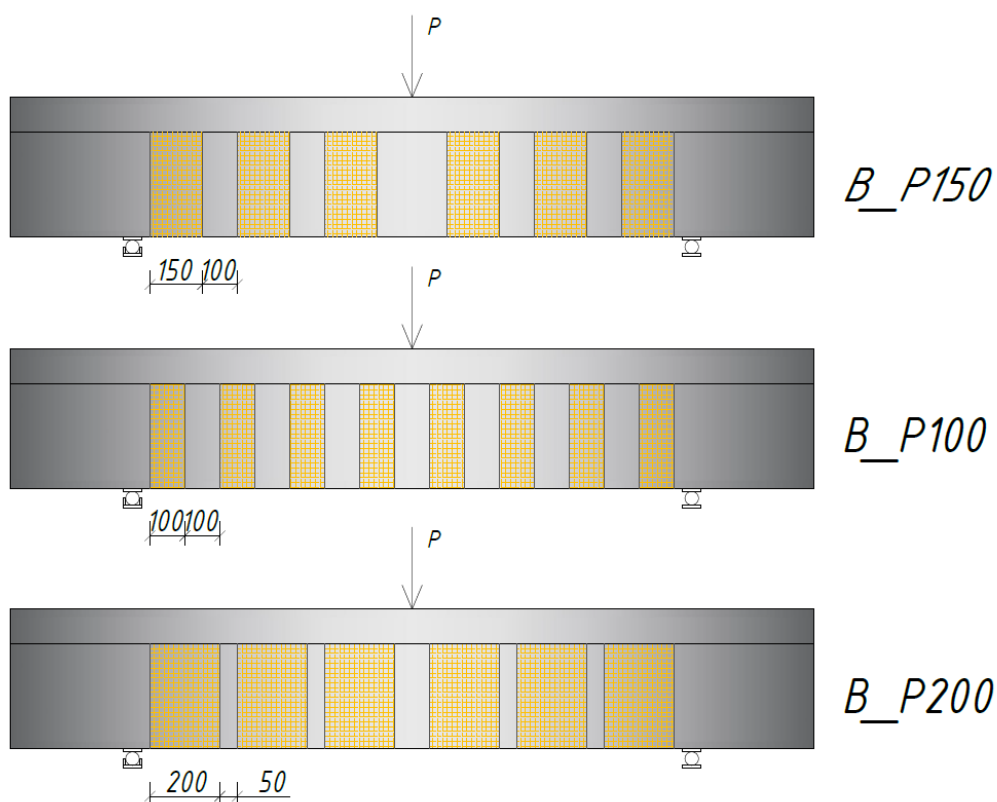
Rys. 4.1. Schemat wzmocnienia belek na ścinanie i rodzaje zakotwień w serii I

Grupy belek różniły się między sobą sposobem zakotwienia wzmocnienia na ścinanie. Belki grupy B\_P posiadały bruzdy pod półką, w które wklejony był pręt kompozytowy z włókien szklanych, na który nawinięte były końce strzemion PBO (rys. 4.1). Belki grupy B\_WS posiadały otwory w środku, w odległości 50 mm pod półką, w które został wprowadzony sznur z włókien PBO, który następnie został ukształtowany w „wachlarz” i przyklejony na powierzchni siatki PBO, po obu stronach środka belki (rys. 4.1). Belki B\_W posiadały zakotwienie w formie paska siatki PBO, który został przyklejony pod półką na całej długości belki, a kierunek włókien był prostopadły do kierunku strzemion z siatki PBO na

ściananie (rys. 4.1). Ten etap badań miał na celu wybór sposobu zakotwienia, które pozwoli na najlepsze wykorzystanie właściwości systemu kompozytowego PBO-FRCM, rozumiane przez osiągnięcie największych odkształceń kompozytu. Belki były obciążone siłą skupioną w trójpunktowym schemacie zginania i obciążane do zniszczenia. Badania te opisano w punkcie 4.2 pracy.

## Seria II

Seria druga stanowiła kontynuację badań z serii pierwszej. W tym etapie analizie poddano 12 belek teowych, z których jedna była belką kontrolną a pozostałe 11 zostało wzmocnione na ścinanie materiałami PBO-FRCM. W tym etapie badań analizowano wpływ szerokości strzemion PBO i ich rozstawu, na nośność na ścinanie belek żelbetowych. Zastosowano jedno wybrane zakotwienie z I serii badań. Dodatkowo analizowano także wpływ zakotwienia (belki z zakotwieniem lub bez) oraz rodzaj zastosowanej zaprawy. Belki podzielono na 3 grupy (rys. 4.2).



Rys. 4.2. Schemat wzmocnienia belek na ścinanie w serii II

Pierwsza grupa B\_P\_150 obejmowała 3 belki wzmocnione strzemionami PBO o szerokości 150mm i rozstawie w świetle 100 mm. Jedna z belek była wzmocniona bez zakotwienia a pozostałe dwie z zakotwieniem, ale różniły się one między sobą rodzajem

zastosowanej zaprawy (zaprawa modyfikowana włóknami Ruredil X Mesh M750) oraz elastyczna zaprawa naprawcza Sikalastic 152 [108]). Grupa B\_P\_100 obejmowała 4 belki wzmocnione strzemionami PBO o szerokości 100 mm i rozstawie w świetle 100 mm, spośród których 3 były wzmocnione z zakotwieniem a jedna bez zakotwienia. Ostatnia grupa belek B\_P\_200 zawierała 4 belki wzmocnione strzemionami PBO o szerokości 200 mm i rozstawie w świetle 50 mm, spośród których 3 były wzmocnione z zakotwieniem a jedna bez zakotwienia. Badania te opisano w punkcie 4.3 pracy.

Na każdym etapie badań belek wykonywano również badania cech wytrzymałościowych betonu i stali. Wyniki badań w pełnej postaci dokumentacji zdjęciowej, filmowej, zapisu pomiarów w formie elektronicznej, wykresów, zestawień i tabel są w posiadaniu Autorki. W pracy przedstawiono tylko wyniki niezbędne do określenia istotnych cech badanych elementów.

## **4.2 Badania doświadczalne – seria I**

### **4.2.1 Cel i program badań**

Badania rozpoczęto w roku 2016, w celu rozpoznania tematu i określenia wpływu sposobu zakotwienia kompozytów PBO-FRCM na efektywność ich wykorzystania i nośność elementu na ścinanie. Poprzez wykorzystanie materiału kompozytowego rozumie się osiągnięcie największych odkształceń kompozytu w odniesieniu do odkształceń niszczących (granicznych) w próbie rozciągania kompozytu. W literaturze istniały publikacje dotyczące wzmocnień PBO-FRCM belek na ścinanie, jednak bez zakotwienia. Istnieje kilka publikacji dotyczących belek wzmocnionych w systemie FRCM z zakotwieniem, ale dla innych włókien (węglowych), niż zastosowane w badaniach własnych [11, 80].

W badaniach zastosowano belki o jednakowym schemacie statycznym i zbrojeniu stalowym i kompozytowym. Jedynym czynnikiem zmiennym był sposób zakotwienia kompozytu pod półką przekroju teowego. W badaniach zaproponowano 3 sposoby zakotwienia, które po części były zaczerpnięte z badań belek wzmocnionych w systemie FRP [41], po wprowadzeniu modyfikacji. We wszystkich typach zakotwienia stosowano materiały, które wykazywały odporność na wysokie temperatury, aby zarówno wzmocnienie, jak i zakotwienie mogło być wykorzystywane w podobnych warunkach.

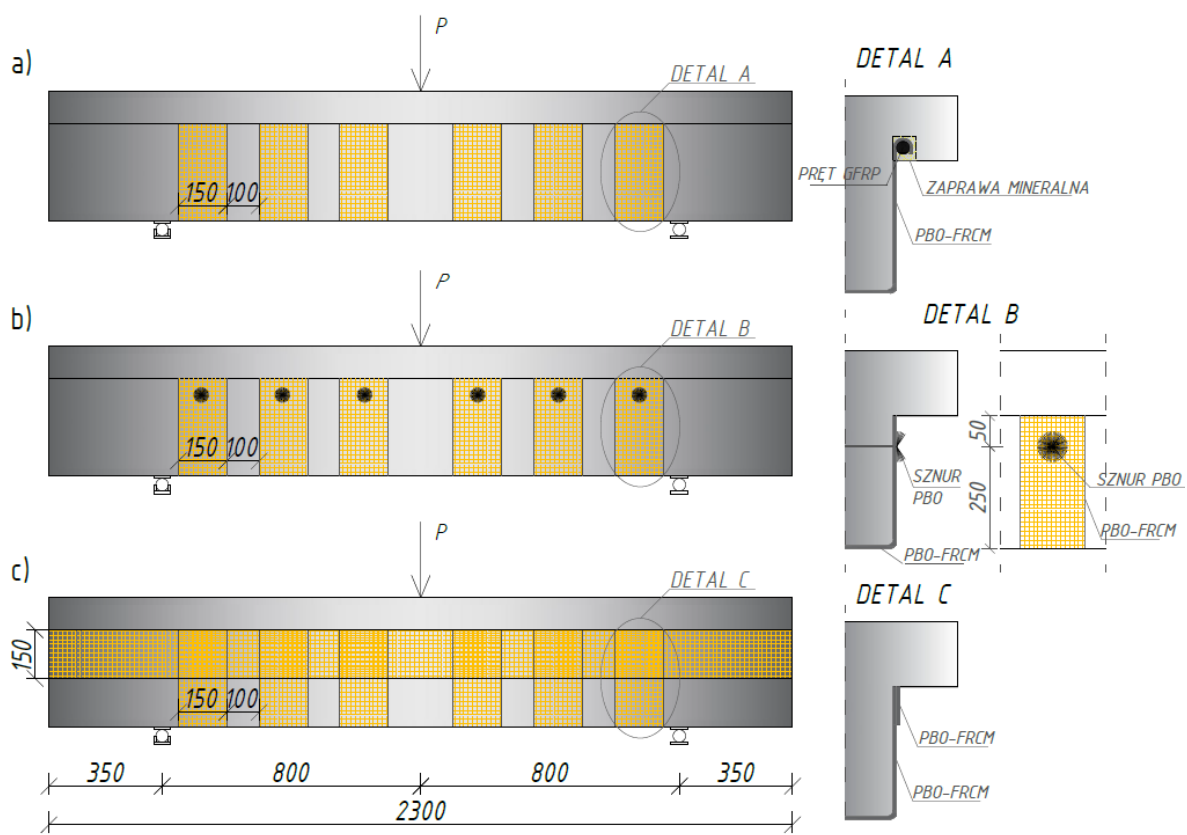
Przedmiotem badań było 10 belek żelbetowych o przekroju teowym. Przekrój ten miał odzwierciedlać belki w realnych konstrukcjach, które na ogół są stale powiązane z płytą, a więc

można je wzmocnić tylko na powierzchni dolnej i bocznych. Jedna belka była belką kontrolną bez wzmocnienia – B\_0\_1. 9 belek podzielono na 3 grupy po 3 elementy, które różniły się między sobą sposobem zakotwienia (rys. 4.3):

- Belki w grupie B\_P posiadały bruzdy pod półką o wymiarach 20x20 mm i długości równej długości belki. Na pręt kompozytowy z włókien szklanych o średnicy 6 mm nawinięto końce strzemion PBO o długości 10 cm. Pręt z nawiniętymi włóknami wprowadzany był w bruzdy pod półką i wklejony za pomocą tej samej zaprawy mineralnej, którą używano do wykonania wzmocnienia na ścinanie (rys. 4.3-a).

- Belki grupy B\_WS posiadały otwory w środku zlokalizowane 50 mm pod półką, w które została wprowadzona zaprawa i sznur z włókien PBO o średnicy 6 mm. Po przyklejeniu strzemion PBO sznur został ukształtowany w „wachlarz” i przyklejony na powierzchni zewnętrznych strzemion (rys. 4.3-b).

- Belki B\_W posiadały zakotwienie w formie paska siatki z włókien PBO o szerokości 150 mm, który został przyklejony pod półką na całej długości belki, a kierunek główny włókien był prostopadły do kierunku głównych włókien w strzemionach PBO na ścinanie (rys. 4.3-c).

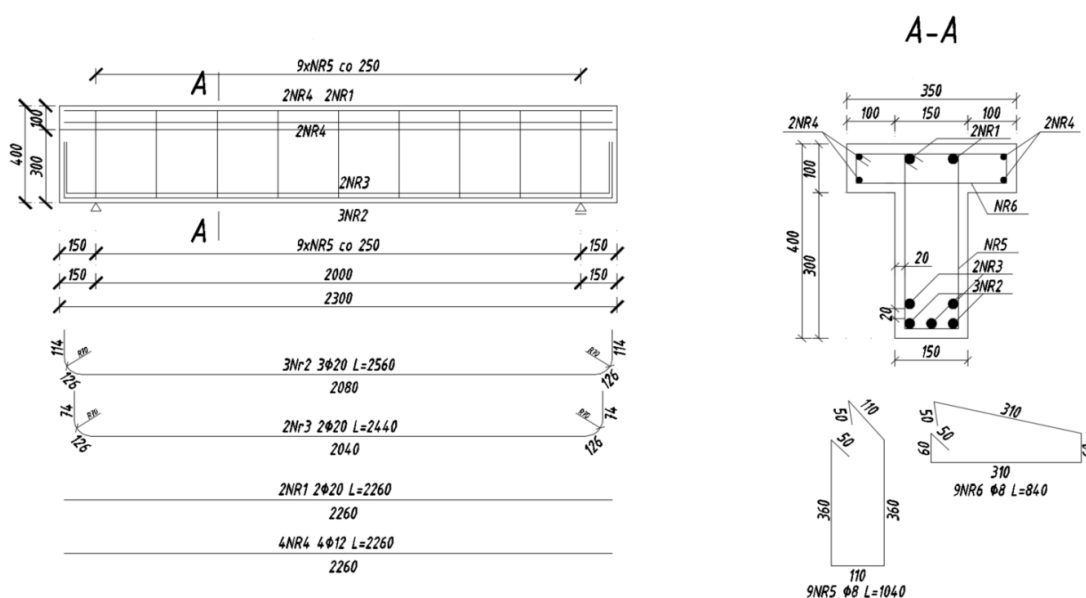


Rys. 4.3. Schematy wzmocnienia i zakotwienia belek na ścinanie w serii I

## 4.2.2 Wykonanie i przygotowanie elementów badawczych

### a) Elementy badawcze

Badania przeprowadzono na modelach belek o przekroju poprzecznym 350 mm x 400 mm i szerokości środnika 150 mm oraz długości całkowitej 2300 mm. Zbrojenie podłużne na zginanie wykonano w postaci 5 prętów o średnicy 20 mm ze stali gatunku EPSTAL BP500SP [103]. Zbrojenie poprzeczne w postaci strzemion o średnicy 8 mm z tego samego gatunku stali co, pręty podłużne, zostało rozmieszczone w rozstawie co 250 mm (rys. 4.4). Strzemiona podwiązano do prętów podłużnych stosując zakotwienie strzemion naprzemiennie względem siebie. Przyjęte wymiary przekrojów zapewniają możliwie mały wpływ efektu skali (w porównaniu do rzeczywistych wymiarów konstrukcji).



Rys. 4.4. Schemat zbrojenia belek

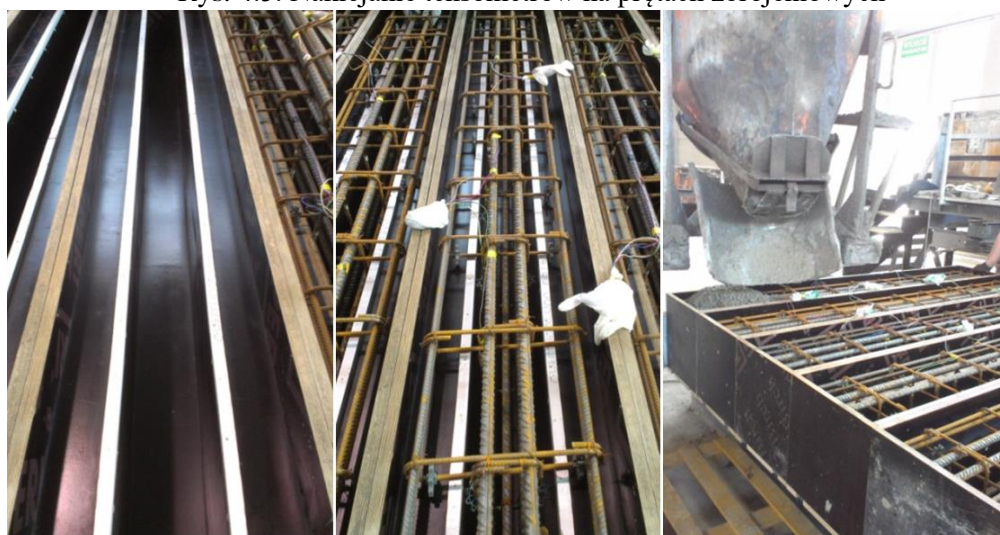
### b) Wykonanie elementów badawczych

Elementy wykonano na zamówienie w Zakładzie Prefabrykacji BETARD w Długołęce, według przekazanego rysunku wykonawczego. Mieszanka betonowa została wykonana na miejscu przez firmę BETARD wg zamówienia, gdzie określona została minimalna wytrzymałość betonu na ściskanie odpowiadająca klasie C25/30. Przed przystąpieniem do betonowania na strzemionach oraz pręcie podłużnym zostały naklejone tensometry elektrooporowe typu RL 120/20 w celu pomiaru odkształceń stali zbrojeniowej. Tensometry

zostały naklejone w połowie wysokości strzemion i w połowie długości pręta, na odpowiednio przygotowanym, wyszlifowanym i zagruntowanym podłożu. Dodatkowo tensometry zostały zabezpieczone woskiem oraz osłonką chroniącą przed uszkodzeniem podczas betonowania (rys. 4.5). Betonowanie elementów odbywało się w pozycji poziomej, gdzie półka przekroju teowego znajdowała się na górze formy i jej górna powierzchnia była powierzchnią zacieraną (rys. 4.6).



Rys. 4.5. Naklejanie tensometrów na prętach zbrojeniowych



Rys. 4.6. Układanie zbrojenia w formach, po lewej forma szalunkowa, na środku szkielet zbrojeniowy ułożony w formie, po prawej betonowanie belek.



Rys. 4.7. Belki po zabetonowaniu

Betonowanie 10 belek odbywało się w dwóch fazach z dwóch mieszanek betonowych, na stole wibracyjnym. Beton w formie zagęszczano poprzez wibrowanie przez około 1 minuty (rys. 4.7). Elementy zostały rozformowane w zakładzie prefabrykacji i przewiezione do Laboratorium Wydziału Budownictwa Lądowego i Wodnego Politechniki Wrocławskiej.

c) Wzmocnienie elementów badawczych

Do wykonania wzmocnienia na ścinanie wykorzystano materiały systemu Ruredil X Mesh Gold [106] w skład którego wchodzi:

- siatka Ruredil X Mesh Gold z włókna PBO (*polyparaphenylene benzobisoxazole*) o grubości w kierunku osnowy 0,0455 mm i grubości w kierunku wątku 0,0115 mm [106, 107],
- zaprawa mineralna Ruredil X Mesh M750 [106, 107].

Jako zakotwienie stosowano następujące materiały:

- pręt z włókien szklanych GFRP o średnicy 6 mm i długości 2300 mm,
- sznur RureGold JX JOINT z włókna PBO (*polyparaphenylene benzobisoxazole*) o średnicy 6 mm w połączeniu z zaprawą nieorganiczną RureGold MJ JOINT [104],
- siatka Ruredil X Mesh Gold z włókna PBO (*polyparaphenylene benzobisoxazole*) o grubości w kierunku osnowy 0,0455 mm i grubości w kierunku wątku 0,0115 mm, szerokości 150 mm i długości 2300 mm w połączeniu z zaprawą mineralną Ruredil X Mesh M750 [106, 107].



Wszystkie prace wykonywane przez Autorkę pracy i pracownika laboratorium zostały wykonane po dokładnym zapoznaniu się z instrukcją wykonywania wzmocnień pochodzącą od producenta [106]. Na powierzchni wszystkich elementów przed wzmocnieniem wytrasowano rozkład zewnętrznych strzemion PBO oraz przygotowano do aplikacji wzmocnienia (rys. 4.8). W tym celu usunięto za pomocą papieru ściernego i kamienia szlifierskiego mleczko cementowe w miejscach wzmocnienia oraz wyoblono naroża dolne belki o promieniu 15 mm aby uniknąć w tych miejscach koncentracji naprężeń. Następnie element wyczyszczono z kurzu i przystępowano do aplikacji pierwszej warstwy zaprawy mineralnej. Siatki PBO pocięte na odpowiednią szerokość przyklejano do warstwy zaprawy i za pomocą szpachelki wciskano je w zaprawę. Kolejnym krokiem było pokrycie strzemion PBO kolejną warstwą zaprawy.



Rys. 4.8. Etapy wzmocnienia – przygotowanie powierzchni poprzez usunięcie mleczka cementowego, wyoblone naroży i aplikacja wzmocnienia

W elementach B\_P w zakładzie prefabrykacji wykonano pod półką bruzdy o wymiarach 20x20 mm za pomocą wkładek styropianowych (rys. 4.9-a). Przed wzmocnieniem bruzdy zostały wyczyszczone z kurzu i mleczka cementowego. Strzemiona PBO w tych belkach były dłuższe o 200 mm niż w pozostałych belkach, w których kończyły się równo z półką. Ten zapas długości był przeznaczony na wykonanie zakotwienia. Po każdej stronie średnika strzemiona PBO wystawały na długość ok 100 mm (rys. 4.9-b). Po wykonaniu wzmocnienia na ścinanie na średniku w bruzdę wprowadzano zaprawę oraz pokrywano nią końcówki strzemion PBO. Następnie przykładano do ich końców pręt GFRP i nawijano na niego strzemiona PBO aż do momentu, kiedy można było go wprowadzić w bruzdę pod półką (rys. 4.9-c,d). Pręt ze strzemionami PBO był dociśnięty i pokryty zaprawą (rys. 4.9-e).



Rys. 4.9. Etapy przygotowania wzmocnienia z zakotwieniem prętowym

W elementach B\_WS wykonano w środku otwory o średnicy 10 mm, które następnie zostały wyczyszczone z kurzu (rys. 4.10-a). W otwory aplikowano zaprawę RUREGOLD MJ JOINT za pomocą tuby z wyciskaczem, następnie przez otwory przeprowadzano sznur PBO (rys. 4.10-b,c). Podczas wykonywania wzmocnienia na ścinanie na środku sznur był przeprowadzany przez oczko siatki PBO i przyklejany do jej powierzchni po uformowaniu go w wachlarz, za pomocą tej samej zaprawy, która była aplikowana do środka otworu w środku (rys. 4.10-d).

W elementach B\_W po wykonaniu wzmocnienia na ścinanie na środku, pod półką naklejono pasek z siatki z włókien PBO o szerokości 150 mm i długości równej długości belki. Pasek ten naklejono tak, aby kierunek jego włókien głównych był równoległy do długości belki. Następnie pokryto go warstwą zaprawy zamykającej (rys. 4.11).



Rys. 4.10. Etapy przygotowania wzmocnienia z zakotwieniem wachlarzowym



Rys. 4.11. Etapy przygotowania wzmocnienia z zakotwieniem paskowym

### 4.2.3 Cechy odkształcalnościowe i wytrzymałościowe materiałów

#### a) Beton

W czasie betonowania elementów badawczych, w wytwórni prefabrykatów, wykonano po 6 próbek sześciennych każdego z zarobu, który był użyty do betonowania belek oraz 3 próbki walcowe. Próbkę wibrowano razem z belkami na stole wibracyjnym przez około jedną

minutę i przechowywano w takich samych warunkach termiczno-wilgotnościowych jak belki. W przeddzień badania belek określono średnią wytrzymałość betonu na ściskanie na próbkach sześciennych  $f_{cm,cube}$  oraz na próbkach walcowych  $f_{cm,cyl}$ . Dokonano inwentaryzacji próbek. Każdy z wymiarów płaszczyzny docisku siły w prasie pomierzono trzykrotnie, natomiast wysokość próbki została pomierzona czterokrotnie. Na próbkach walcowych oznaczono także średni moduł sprężystości betonu  $E_{cm}$ , wyznaczony jako wartość stosunku przyrostu naprężeń do przyrostu odkształceń w przedziale naprężeń 0,1 do 0,3 średniej wytrzymałości słupowej na ściskanie  $f_{cm,cyl}$  (siedmiokrotne obciążanie i odciążanie próbek walcowych o średnicy 150 mm i wysokości 300 mm).

Badania próbek sześciennych wykonano na maszynie wytrzymałościowej WALTER+BAI o zakresie  $0 \div 3000$  kN (rys. 4.12). Wyniki badania wytrzymałości betonu na ściskanie na próbkach sześciennych dla obu betonowań przedstawiono w tabelach 4.1 i 4.2.

Średnia wytrzymałość betonu na ściskanie  $f_{cm,cube}$  zarobu pierwszego wynosi 43,72 MPa i została ustalona z odchyleniem standardowym  $s = 2,50$  MPa i współczynnikiem zmienności na poziomie 5,7%. Średnia wytrzymałość betonu na ściskanie  $f_{cm,cube}$  zarobu drugiego wynosi 45,95 MPa i została ustalona z odchyleniem standardowym  $s = 2,22$  MPa i współczynnikiem zmienności na poziomie 4,8%.



Rys. 4.12. Badanie próbek sześciennych w maszynie wytrzymałościowej

Tabela 4.1. Wyniki badania wytrzymałości betonu na ściskanie na próbkach sześciennych z betonowania z zarobu pierwszego

Lp.	Oznaczenie próbki	Bok				Wysokość	Masa	Gęstość	Siła niszcząca	Wytrzymałość na ściskanie
		góra		dół						
		A	B	A	B	H				
		[mm]				[mm]				
1	D1/1	150,08	152,02	150,30	149,67	151,03	7680,5	2256	925,7	40,99
		150,02	149,90	149,96	149,71	150,78				
		150,47	150,02	150,96	150,27	151,21				
		powierzchnia przekroju [cm <sup>2</sup> ]			225,85	150,07				
2	D1/2	150,04	150,61	149,77	149,46	151,60	7612,5	2232	954,5	42,37
		150,33	150,51	149,89	149,85	150,81				
		150,34	150,51	149,81	149,95	151,00				
		powierzchnia przekroju [cm <sup>2</sup> ]			225,27	152,23				
3	D1/3	149,93	150,13	150,28	150,61	153,82	7751,0	2252	1070	47,42
		149,87	149,82	150,45	150,91	151,64				
		149,92	150,02	150,35	150,22	151,47				
		powierzchnia przekroju [cm <sup>2</sup> ]			225,63	153,14				
4	D1/4	151,07	151,03	149,90	149,99	152,36	7743,0	2241	983,5	43,44
		151,46	150,46	150,20	150,01	152,86				
		151,05	150,30	150,22	149,94	153,46				
		powierzchnia przekroju [cm <sup>2</sup> ]			226,41	151,78				
5	D1/5	151,49	151,11	150,05	150,20	150,68	7674,5	2245	954,3	42,06
		151,04	151,43	150,24	150,27	150,38				
		150,49	151,03	150,23	149,99	150,44				
		powierzchnia przekroju [cm <sup>2</sup> ]			226,90	151,25				
6	D1/6	150,22	150,18	150,96	150,33	151,70	7669,0	2238	1040	46,05
		150,30	150,06	150,25	149,87	151,50				
		150,16	150,91	150,21	149,92	151,89				
		powierzchnia przekroju [cm <sup>2</sup> ]			225,84	151,82				

Tabela 4.2. Wyniki badania wytrzymałości betonu na ściskanie na próbkach sześciennych z betonowania z zarobu drugiego

Lp.	Oznaczenie próbki	Bok				Wysokość	Masa	Gęstość	Siła niszcząca	Wytrzymałość na ściskanie
		góra		dół						
		A	B	A	B	H				
		[mm]				[mm]				
1	D2/1	151,13	151,25	149,97	150,40	151,40	7697,5	2239	1080	47,52
		151,23	151,06	150,25	150,28	151,93				
		151,49	151,30	150,24	150,54	151,03				
		powierzchnia przekroju [cm <sup>2</sup> ]				227,29				
2	D2/2	150,78	150,54	149,80	149,90	150,98	7570,5	2228	1010	44,78
		150,66	150,38	150,03	149,83	151,81				
		150,62	150,08	149,63	149,85	150,56				
		powierzchnia przekroju [cm <sup>2</sup> ]				225,53				
3	D2/3	150,48	150,17	150,24	150,47	151,38	7634,5	2230	1050	46,48
		150,68	150,10	150,35	150,08	150,98				
		150,11	150,35	150,14	150,36	151,47				
		powierzchnia przekroju [cm <sup>2</sup> ]				225,88				
4	D2/4	150,01	150,69	149,92	150,22	152,12	7623,0	2234	1030	45,70
		150,16	150,30	149,98	150,03	151,58				
		150,01	150,18	150,00	150,05	150,87				
		powierzchnia przekroju [cm <sup>2</sup> ]				225,39				
5	D2/5	149,96	150,07	150,13	150,10	151,68	7612,0	2241	1100	48,78
		149,93	149,91	150,91	150,23	150,38				
		150,13	150,10	150,32	150,22	149,43				
		powierzchnia przekroju [cm <sup>2</sup> ]				225,50				
6	D2/6	150,94	151,42	150,57	150,06	150,66	7650,1	2227	965,8	42,41
		151,11	151,83	150,19	150,32	149,93				
		151,91	151,15	151,18	150,11	151,35				
		powierzchnia przekroju [cm <sup>2</sup> ]				227,71				

Badania próbek walcowych wykonano na maszynie wytrzymałościowej ZD 100 o zakresie 0 ÷ 1000 kN (rys. 4.13). Wyniki badania wytrzymałości betonu na ściskanie na próbkach walcowych z pierwszego zarobu przedstawiono w tabeli 4.3. Próbkę walcową zostały wykonane tylko dla pierwszego zarobu z powodu ograniczonej liczby form walcowych.



Rys. 4.13. Widok stanowiska do badania wytrzymałości na ściskanie próbki walcowej

Tabela 4.3. Wyniki badania wytrzymałości betonu na ściskanie na próbkach walcowych

Lp	Oznaczenie próbki	Średnica		Wysokość	Masa	Gęstość	Siła niszcząca	Wytrzymałość na ściskanie
		góra	dół					
		[mm]		H				
		[mm]		[mm]				
					[g]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[kN]	[MPa]
1	DW1	150,21	150,68	303,00	12210,5	2272	780	43,90
		150,40	150,62	302,00				
		149,62	150,87	301,00				
		powierzchnia przekroju [cm <sup>2</sup> ]	177,66	304,00				
2	DW2	150,22	150,29	300,00	12073,5	2268	811	45,83
		149,78	150,28	300,00				
		150,07	150,02	301,00				
		powierzchnia przekroju [cm <sup>2</sup> ]	176,97	302,00				
3	DW3	150,12	150,89	301,00	12241,0	2276	794	44,52
		150,19	151,52	302,00				
		150,54	150,89	303,00				
		powierzchnia przekroju [cm <sup>2</sup> ]	178,35	300,00				

Średnia wytrzymałość betonu na ściskanie  $f_{cm,cyl}$  dla próbek walcowych wynosi 44,75 MPa i została ustalona z odchyleniem standardowym  $s = 0,98$  MPa i współczynnikiem zmienności na poziomie 2,2%.

Na podstawie wzorów empirycznych oznaczono wytrzymałość betonu na rozciąganie przez rozłupywanie  $f_{ctm}^{spl}$  według [32]:

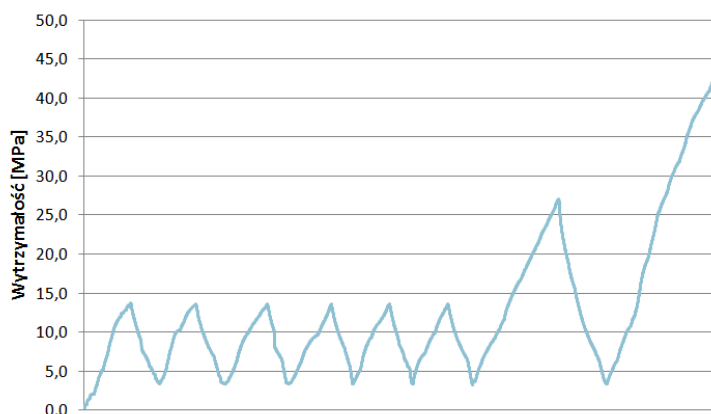
$$1,05f_{c,cube20} = f_{c,cube15}$$

$$f_{ctm}^{spl} = 0,475 \cdot \sqrt{f_{c,cube20}} = 3,07MPa$$

$$f_{ctm}^{spl} = 0,278 \cdot \sqrt[3]{(f_{c,cube20})^2} = 3,34MPa$$

### Moduł sprężystości

Oznaczenie modułu sprężystości dla betonu wykonano na maszynie wytrzymałościowej ZD 100 0 ÷ 1000 kN z wykorzystaniem naklejonych na beton tensometrów typu RL 300/50. Tensometry były rozmieszczone równomiernie po obwodzie, co 120°. Do rejestracji odkształceń użyto komputera oraz wzmacniacza SPIDER 9 firmy HOTTINGER BALDWIN MESSTECHNIK i oprogramowania Catman 2.0. Obciążanie i odciążanie próbki następowało w sposób ciągły, przy stałej prędkości zmian naprężeń równej  $0,6 \pm 0,4$  MPa. Określenie górnej i dolnej granicy przedziału naprężeń wykonano na podstawie wcześniej przeprowadzonych oznaczeń wytrzymałości na ściskanie  $f_{cm,cyl}$ . W pracy wykorzystano metodę badania opracowaną w Akredytowanym Laboratorium Badawczym Wydziału Budownictwa Lądowego i Wodnego Politechniki Wrocławskiej. Moduł sprężystości określono na próbkach cylindrycznych, które przed badaniem były odpowiednio przygotowane poprzez naklejenie stalowych kapsli na dolną i górną powierzchnię, aby zapewnić równe przyłożenie siły do całej powierzchni. Próbka była obciążana w 6 cyklach siłą odpowiadającą naprężeniu od 0,1 do 0,3 wytrzymałości walcowej na ściskanie –  $f_{cm,cyl}$ . (rys. 4.14). W 7 cyklu obciążenie zwiększono do naprężenia  $0,8 f_{cm,cyl}$ . Następnie zwiększano obciążenie do zniszczenia próbki. Sieczny moduł sprężystości określano w ostatnim cyklu obciążenia w przedziale  $0,1 - 0,3 f_{cm,cyl}$ .



Rys. 4.14. Wykres obciążenia od czasu w badaniu modułu sprężystości





Rys. 4.15. Próbką do oznaczania modułu sprężystości po zniszczeniu

Średnia wartość modułu sprężystości betonu wynosi  $E_{cm} = 31,66$  GPa i została określona z następującym odchyleniem standardowym  $s = 0,96$  GPa i współczynnikiem zmienności na poziomie 3%.

Tabela 4.4. Wyniki badań próbek betonowych

	$f_{cm,cube}$ [MPa]	$f_{cm,cyl}$ [MPa]	$E_{cm}$ [GPa]
Wartości średnie	43,72	44,75	31,66

b) Stal zbrojeniowa

Zbrojenie elementów wykonano ze stali klasy C, gatunek B500SP [103], charakteryzującej się zwiększoną ciągliwością, o średnicy 8 mm oraz 20 mm.

Dla badanych próbek określono następujące parametry:

- wytrzymałość na rozciąganie,
- granicę plastyczności,
- moduł sprężystości stali,
- wydłużenie próbek.

Zastosowane próbki do statycznej próby rozciągania charakteryzowały się długością bazy pomiarowej  $L_0 = 10d_0$  dla próbek o średnicy 8 mm oraz  $L_0 = 5d_0$  dla próbek o średnicy 20 mm. Granicę plastyczności określano na podstawie 8 próbek (4 próbek o średnicy 8 mm i 4 próbki

o średnicy 20 mm) rejestrując wydłużenie oraz siłę rozciągającą (rys. 4.17 i 4.18). Badania przeprowadzono zgodnie z wytycznymi normy [100].

Do wyznaczenia modułu sprężystości zastosowano ekstensometr umiejscowiony w środku bazy pomiarowej każdej z próbek. Próbki pochodziły ze stali wykorzystanej do zbrojenia elementów badawczych. Pomiar wydłużenia oraz siły rozciągającej dokonywano, co 0,1 s dla próbek o średnicy 8mm oraz, co 0,5 s dla próbek o średnicy 20 mm.

Badania przeprowadzono na maszynie UFP 400 Zwick Roell, o zakresie 0÷1000 kN (rys. 4.16). Moduł sprężystości został wyznaczony automatycznie za pomocą ekstensometru firmy Wick/Roell MACRO 300 – BTC300-EXMACRO.015. Do rejestracji i wstępnej obróbki wyników wykorzystano zestaw PC z zainstalowanym oprogramowaniem, dostarczonym przez producenta prasy.



Rys. 4.16. Maszyna wytrzymałościowa przeznaczona do rozciągania próbek stalowych

Wyniki przedstawiono w tabelach 4.5 i 4.6, w których przyjęto następujące oznaczenia:

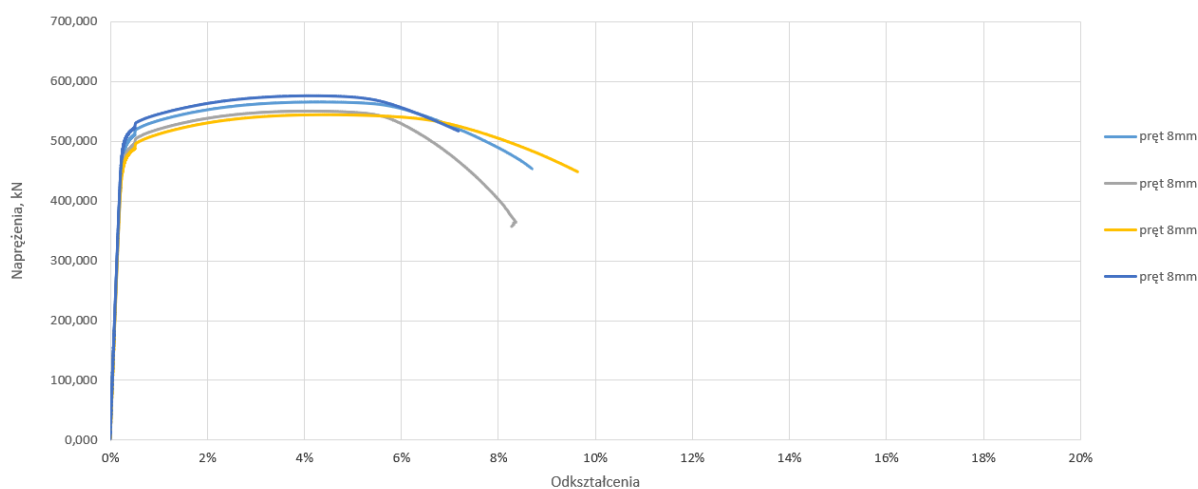
- $d_{pr}$  – średnica próbki [mm],
- $L$  – całkowita początkowa długość pręta [mm],
- $S_0$  – początkowa powierzchnia przekroju pręta [mm<sup>2</sup>],
- $L_0$  – początkowa długość bazy pomiarowej próbki [mm],
- $f_y$  – granica plastyczności stali [MPa],
- $f_u$  – wytrzymałość na rozciąganie [MPa],
- $E_s$  – moduł sprężystości stali [GPa].

Tabela 4.5. Wyniki badania cech wytrzymałościowych i odkształceniowych prętów o średnicy 8 mm

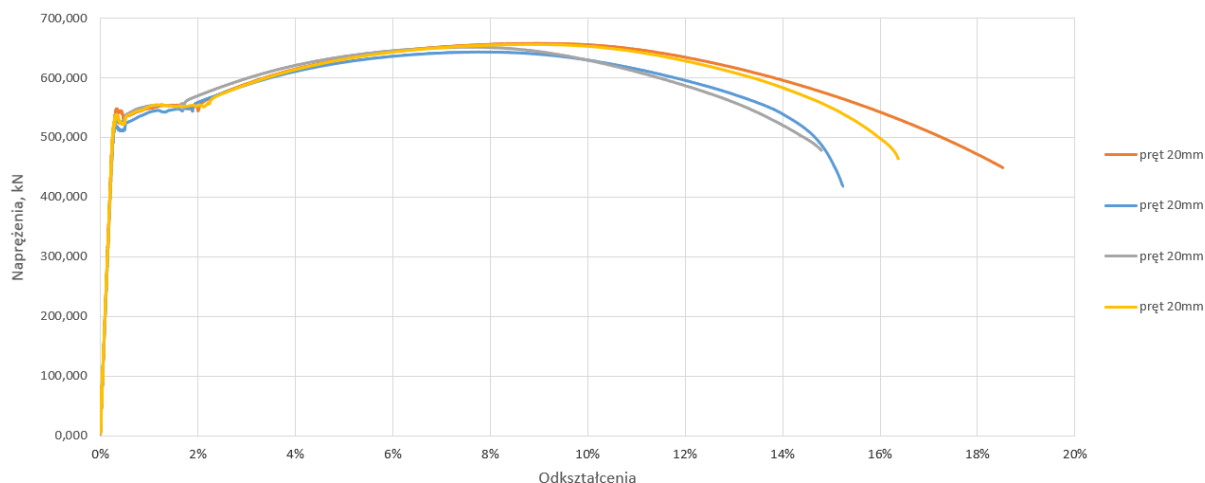
Lp.	$d_{pr}$	$S_0$	$L$	$L_0$	$f_y$	$f_u$	$E_s$
	[mm]	[mm <sup>2</sup> ]	[mm]	[mm]	[MPa]	[MPa]	[GPa]
1	8	50,27	276	80	506	566	208
2	8	50,27	277	80	483	544	206
3	8	50,27	277	80	490	550	210
4	8	50,27	275	80	519	576	210
średnia	8	50,27	276	80	499,5	559	208,5

Tabela 4.6. Wyniki badania cech wytrzymałościowych i odkształceniowych prętów o średnicy 20 mm

L.p.	$d_{pr}$	$S_0$	$L$	$L_0$	$f_y$	$f_u$	$E_s$
	[mm]	[mm <sup>2</sup> ]	[mm]	[mm]	[MPa]	[MPa]	[GPa]
1	20	314,16	355	100	537	658	203
2	20	314,16	352	100	526	651	193
3	20	314,16	356	100	513	643	198
4	20	314,16	355	100	523	656	198
średnia	20	314,16	354	100	524,8	652	196,8



Rys. 4.17. Wykres rozciągania próbek stali o średnicy 8 mm, (odkształcenia odpowiadające granicy plastyczności wynoszą ok. 4‰)



Rys. 4.18. Wykres rozciągania próbek stali o średnicy 20 mm (odkształcenia odpowiadające granicy plastyczności wynoszą ok. 4‰)

### c) Materiały kompozytowe

Do wykonania wzmocnienia elementów badawczych użyto materiałów kompozytowych z systemu RUREDIL X Mesh Gold, w skład którego wchodzi:

- siatka Ruredil X Mesh Gold z włókna PBO (*polyparaphenylene benzobisoxazole*),
- zaprawa mineralna Ruredil X Mesh M750.

Właściwości kompozytu użytego do badań przedstawiono w tabelach 4.7 - 4.9, na podstawie aprobaty technicznej producenta [106, 107] oraz badań materiałów PBO-FRCM przedstawionych w pracy [2], która była podstawą do stworzenia normy AC434 [89].

Tabela 4.7. Właściwości włókna i siatki PBO [106]

Właściwości	Wartość
Gęstość [g/cm <sup>3</sup> ]	1,56
Temperatura zniszczenia [°C]	650
Współczynnik odkształcenia termicznego [10 <sup>-6</sup> °C]	-6
Naprężenia rozciągające [GPa]	5,8
Moduł sprężystości [GPa]	270
Waga siatki [g/cm <sup>3</sup> ]	126
Ekwiwalentna grubość w kierunku osnowy [mm]	0,0455
Ekwiwalentna grubość w kierunku wątku [mm]	0,0115

Tabela 4.8. Właściwości zaprawy Ruredil X Mesh M750 [106]

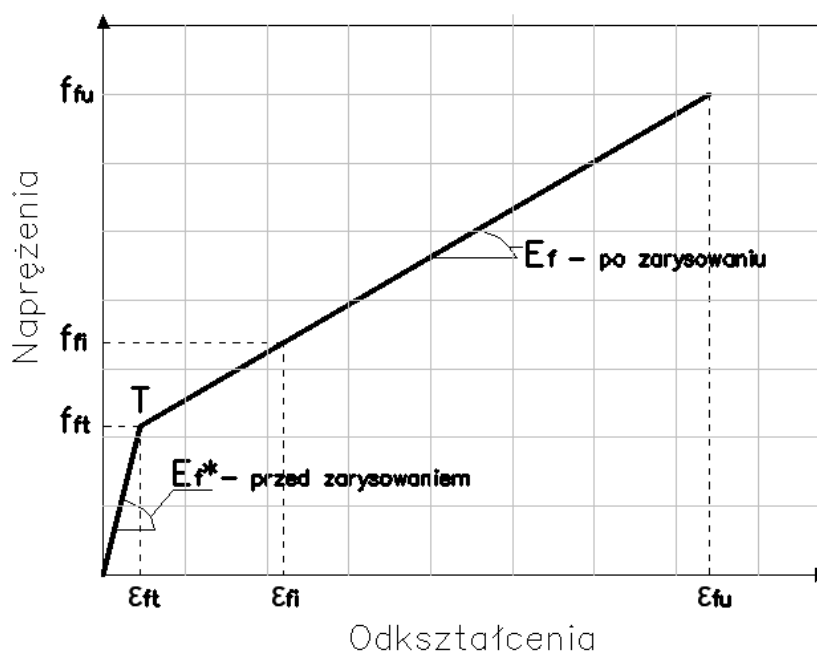
Właściwości	Wartość
Ciężar właściwy świeżej zaprawy [g/cm <sup>3</sup> ]	1,50 ± 0,05
Woda zarobowa na 100 kg suchej zaprawy	24 – 26 litrów
Naprężenia ściskające [MPa]	>15,0 (po 28 dniach)
Naprężenia rozciągające [MPa]	>2,0 (po 28 dniach)
Sieczny moduł sprężystości [MPa]	>6000 (po 28 dniach)

Tabela 4.9. Próbkki PBO-FRCM poddane badaniom według normy AC434 [89]

Właściwości FRCM	Symbol	FRCM z włóknem PBO	
		Średnia	STD
Współczynnik sprężystości niezarysowanej próbki, GPa	$E_f^*$	1805	452
Współczynnik sprężystości zarysowanej próbki, GPa	$E_f$	128	15
Napężenie rozciągające odpowiadające punktowi przejściowemu, MPa	$f_{ft}$	375	82
Odształcenie przy rozciąganiu odpowiadające punktowi przejściowemu, %	$\varepsilon_{ft}$	0,0172	0,0044
Graniczna wytrzymałość na rozciąganie, MPa	$f_{fu}$	1664	77
Graniczne odkształcenie przy rozciąganiu, %	$\varepsilon_{fu}$	1,7565	0,1338

Uwaga: Próbkki testowano z płytkami zabezpieczającymi o długości 6 in. (150 mm).

Poszczególne wartości z tabeli 4.9 przedstawiono na schematycznym wykresie (rys. 4.19). Punktem przejściowym oznacza się moment, w którym matryca zarysuje się i zmienia się kąt nachylenia krzywej napężenie-odkształcenie.



Rys. 4.19. Przewidywana krzywa napężenie rozciągające - odkształcenie przy rozciąganiu dla próbki materiału FRCM. Zaznaczono punkt przejściowy  $T$  [89].

#### 4.2.4 Metodyka badań

##### a) Stanowisko badawcze

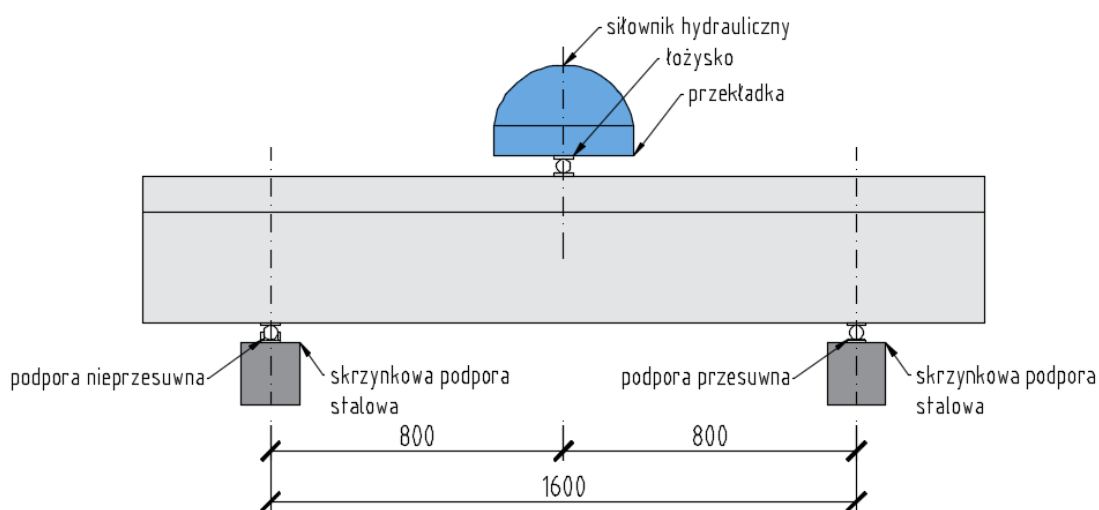
Stanowisko badawcze zaprojektowano, tak aby zrealizować swobodne podparcie belki. Badania przeprowadzono w Laboratorium Wydziału Budownictwa Lądowego i Wodnego Politechniki Wrocławskiej na maszynie wytrzymałościowej o zakresie do 6 MN. Siła skupiona

przykładana była poprzez walec umieszczony na podkładkach. Podpory skonstruowane były w postaci przegubowo przesuwnej i przegubowo nieprzesuwnej (rys. 4.20 - 4.22).

b) Aparatura badawcza

Dla każdego poziomego obciążenia rejestrowano następujące wielkości:

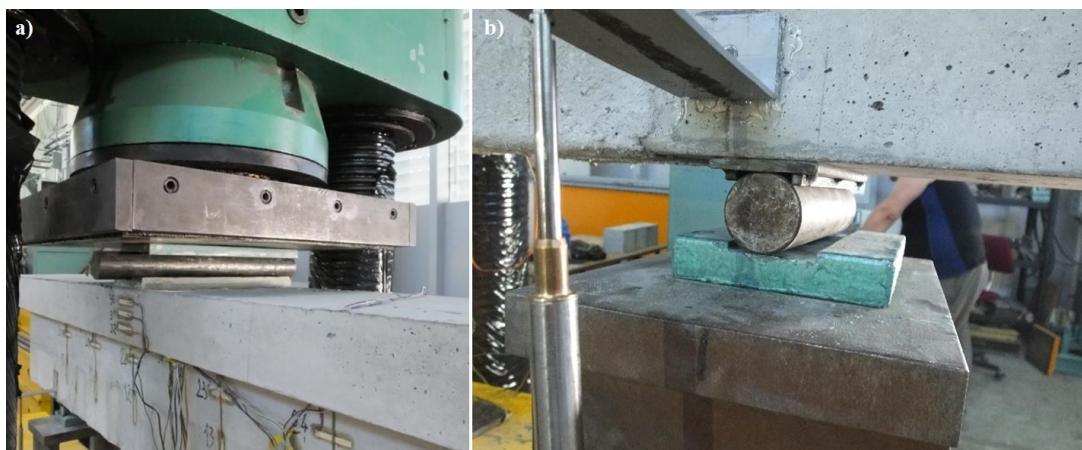
- odkształcenia podłużne betonu,
- odkształcenia strzemion z siatki z włókien PBO na bocznych ścianach środnika belki oraz w miejscu zakotwienia,
- odkształcenia prętów zbrojenia podłużnego oraz poprzecznego (strzemion).



Rys. 4.20. Schemat stanowiska badawczego

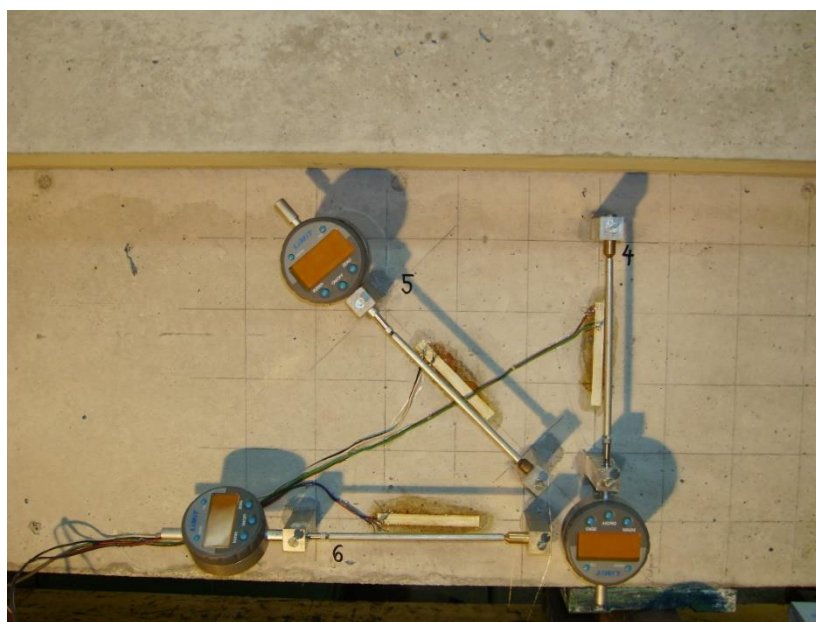


Rys. 4.21. Stanowisko badawcze wraz z belką – widok ogólny



Rys. 4.22. Szczegóły stanowiska: a) przyłożenie siły skupionej, b) widok strefy podporowej

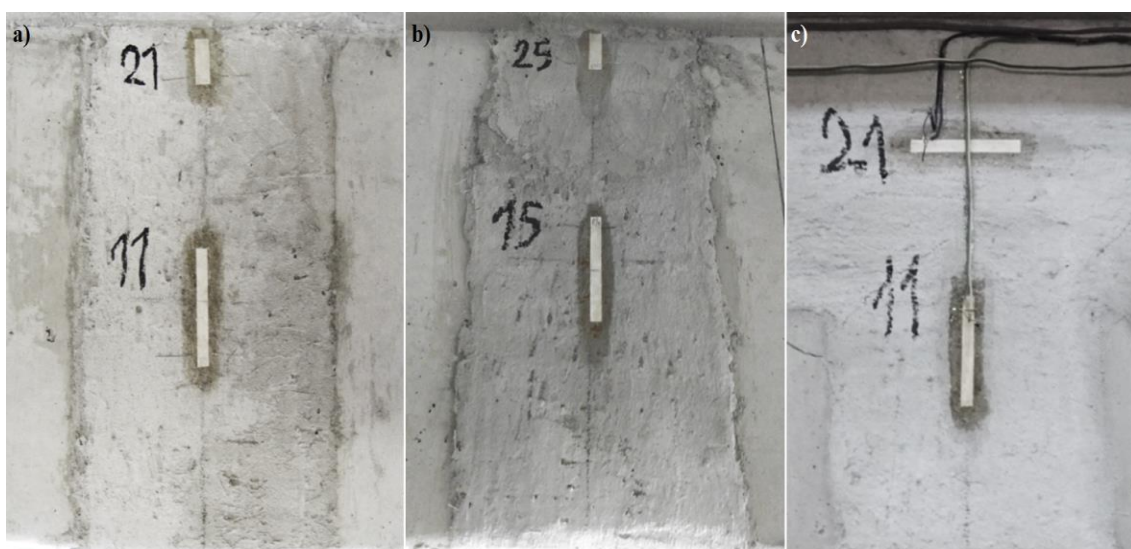
Odształcenia podłużne i poprzeczne betonu mierzono na powierzchni betonu za pomocą tensometrów elektrooporowych typu RL 300/50, które rozmieszczono w połowie długości belek, w przekroju środkowym – na górnej (ściskanej) powierzchni, na bocznej powierzchni, co 25 mm i na dolnej (rozciąganej) powierzchni. Dla belki kontrolnej odształcenia podłużne i dodatkowo poprzeczne betonu mierzone były za pomocą elektronicznych czujników przemieszczeń liniowych o zakresie 10 mm i dokładności 0,001 mm (rys. 4.23). Czujniki zlokalizowane były w strefie przypodporowej. Pomiaru dokonywano na bazie 150 mm. Czujniki mocowano równoległe do tensometrów elektrooporowych, bezpośrednio do uchwytych przyklejonych do betonu klejem na bazie żywicy epoksydowej. Na dalszym etapie badań zrezygnowano z czujników ze względu na gwałtowny proces zniszczenia elementów i możliwość ich uszkodzenia.



Rys. 4.23. Czujniki przemieszczeń w strefie przypodporowej belki kontrolnej

Odształcenia zewnętrznych strzemion z siatki z włókien PBO mierzono na ich powierzchni za pomocą tensometrów elektrooporowych typu RL 300/50 dla wzmocnienia na ścinanie na bocznych powierzchniach belki oraz typu RL 250/20 w przypadku zakotwień. Na zewnętrznych strzemionach z siatki z włókien PBO naklejono tensometry w połowie wysokości belek, zgodnie z kierunkiem włókien głównych, czyli prostopadle do osi podłużnej belki. Tensometry na zakotwieniach naklejono w zależności od rodzaju zakotwienia, możliwe jak najbliżej końca strzemienia PBO (rys. 4.24). W belkach B\_P tensometry znajdowały się w środku szerokości strzemion PBO, bezpośrednio pod półką, zgodnie z kierunkiem włókien głównych siatki PBO (rys. 4.24-a). W belkach B\_WS tensometry naklejone były na włóknach PBO ukształtowanych w wachlarz, bezpośrednio pod półką (rys. 4.24-b). W belkach B\_W tensometry przyklejone były na pasku podłużnym z siatki z włókien PBO, który pełnił rolę zakotwienia, dokładnie w połowie jego wysokości i w połowie szerokości każdego z zewnętrznych strzemion PBO (rys. 4.24-c). Miało to na celu wyznaczenie odształceń, towarzyszących zniszczeniu na skutek odspojenia/wyrwania strzemion PBO z zakotwienia.

Odształcenia zbrojenia podłużnego i poprzecznego mierzono za pomocą tensometrów elektrooporowych typu RL 120/20. Tensometry zostały naklejone w połowie wysokości strzemion i w połowie długości pręta podłużnego, na odpowiednio przygotowanym, wyszlifowanym i zagruntowanym podłożu, przed ich zabetonowaniem. Dodatkowo tensometry zostały zabezpieczone woskiem oraz osłonką chroniącą przed uszkodzeniem podczas betonowania (rys. 4.25). Przewody do tensometrów zostały odpowiednio zabezpieczone przed możliwością zerwania podczas betonowania i wibrowania.

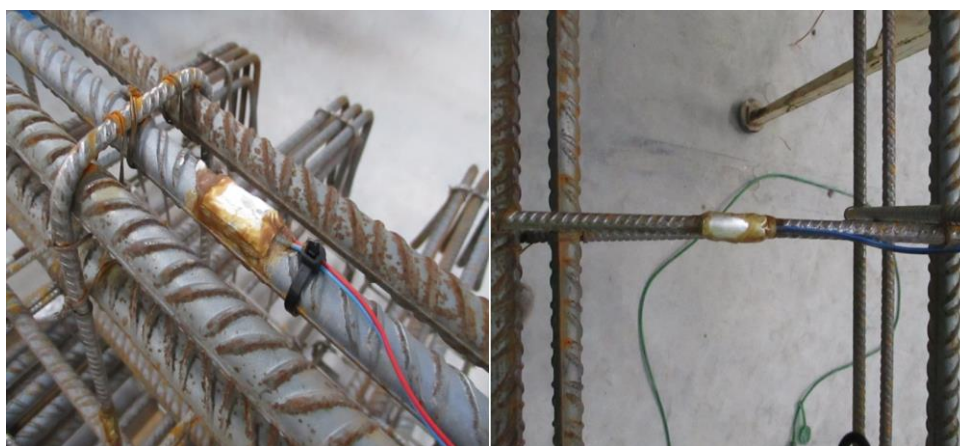


Rys. 4.24. Tensometry na wzmocnieniu kompozytowym a) B\_P, b) B\_WS, c) B\_W



Ugięcia belek mierzono za pomocą indukcyjnych czujników przemieszczeń liniowych umieszczonych przy podporach oraz w połowie rozpiętości przęsła. Mocowano je bezpośrednio do łapek, przyklejonych do betonu. Czujniki indukcyjne posiadały zakres +/- 10 mm i dokładność 0,001 mm. (rys. 4.26). Do rejestracji wyników pomiarów używano komputera oraz wielokanałowego systemu pomiarowego UPM 100 firmy Hottinger Baldwin Messtechnik i przyrządu pomiarowego z falą nośną do czujników transformatorowych CFT 510.

Belki obciążano w sposób ciągły, aż do zniszczenia. W trakcie obciążania dokonywano pomiaru szerokości rozwarcia rys za pomocą lupki z dokładnością pomiaru 0,05 mm.



Rys. 4.25. Tensometry na prętach zbrojeniowych



Rys. 4.26. Rozmieszczenie czujników indukcyjnych

### 4.3 Wyniki badań doświadczalnych serii I

W ramach serii I badań doświadczalnych wykonano i poddano obciążeniu dziewięć belek żelbetowych wzmocnianych na ścinanie za pomocą siatki z włókien PBO na zaprawie mineralnej i jedną belkę kontrolną. Belki wzmocnione podzielone zostały na 3 grupy, które różniły się rodzajem zastosowanego zakotwienia kompozytu PBO-FRCM. Szczegółowe informacje na temat wykonania i wzmocnienia belek podano w punkcie 4.2.2 pracy.

#### 4.3.1 Nośność graniczna belek i mechanizmy zniszczenia

Wyniki badań sił niszczących dla belek  $P_{max}^{LAB}$ , odkształceń kompozytu  $\epsilon_{max}^{LAB}$ , ugięć  $a^{LAB}$  oraz stopnia wzmocnienia zaprezentowano w tabeli 4.10. Jako stopień wzmocnienia przyjęto stosunek siły niszczącej dla elementu wzmocnionego do siły niszczącej dla elementu bez wzmocnienia (belka kontrolna). Dla każdej grupy podano także uśrednione wartości z uzyskanych wyników dla belek. W przypadku belki kontrolnej B\_0 i belki wzmocnionej B\_W3 brak odczytu ugięcia spowodowany jest uszkodzeniem czujnika.

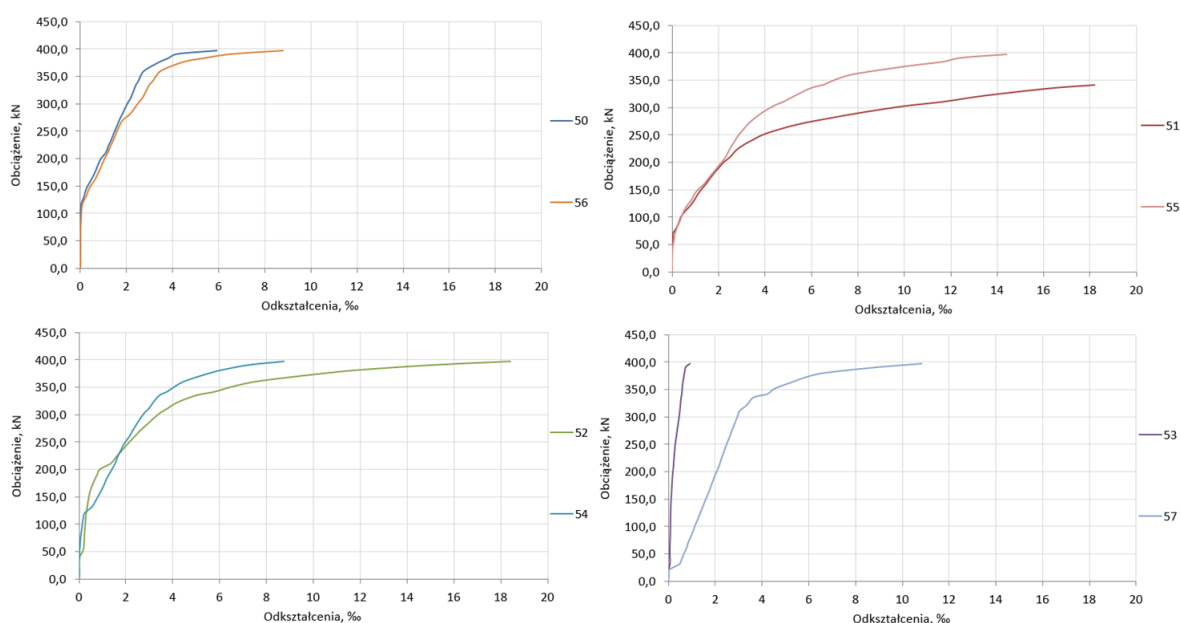
Tabela 4.10. Zestawienie wyników badań serii I

	$P_{max}^{LAB}$ [kN]		$\epsilon_{max}^{LAB}$ [%]		$a^{LAB}$ [mm]		Stopień wzmocnienia [-]	
<b>B_0</b>	396,60		-		-		-	
<b>B_P1</b>	432,37	460,77	6,96 (strzemię 14)	7,76	11,77	12,68	1,10	1,16
<b>B_P2</b>	485,92		8,27 (strzemię 10)		14,87		1,23	
<b>B_P3</b>	464,01		8,05 (strzemię 10)		11,40		1,17	
<b>B_WS1</b>	472,87	474,88	7,59 (strzemię 13)	7,48	12,67	11,43	1,19	1,20
<b>B_WS2</b>	479,52		7,85 (strzemię 14)		11,24		1,21	
<b>B_WS3</b>	472,24		7,01 (strzemię 10)		10,39		1,19	
<b>B_W1</b>	505,58	479,44	5,18 (strzemię 12)	5,27	14,75	14,98	1,27	1,21
<b>B_W2</b>	474,72		6,34 (strzemię 11)		15,23		1,20	
<b>B_W3</b>	458,03		4,30 (strzemię 11)		-		1,15	

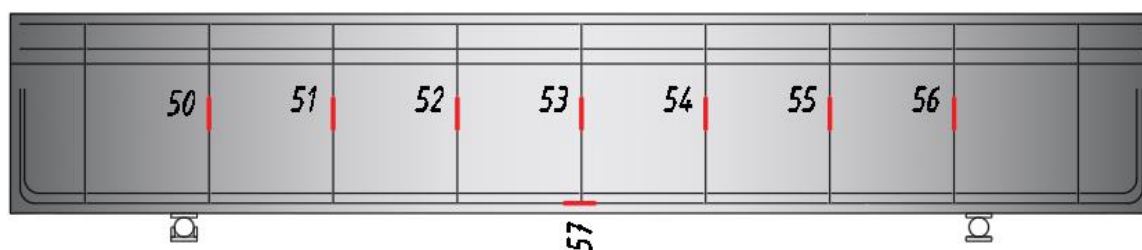
Wszystkie belki zniszczyły się na ścinanie w wyniku powstania ukośnej rysy niszczącej. Obserwacja mechanizmu zniszczenia a także późniejsza inwentaryzacja elementów pozwoliła stwierdzić, że zniszczenie elementów wzmocnionych nastąpiło na skutek odspojenia się od

elementu siatki z włókien PBO na pewnym odcinku, co pozwalało na rozwój rysy ukośnej i uplastycznienie strzemion stalowych. Siatka PBO odspajała się od warstwy zaprawy, bez warstwy otuliny betonowej. Odspojenie siatki PBO było poprzedzone uszkodzeniem zakotwienia.

Poniższe wykresy (rys. 4.27) przedstawiają odkształcenia zbrojenia stalowego w belce kontrolnej (bez wzmocnienia). Numeracja tensometrów na zbrojeniu jest przedstawiona na rysunku 4.28. Jak widać, doszło do uplastycznienia prawie wszystkich prętów, zarówno strzemion, jak i pręta podłużnego. Na wykresie odkształceń pręta podłużnego widać wyraźny moment powstania rysy pionowej, która spowodowała wzrost odkształceń w pręcie. Wzrost odkształceń w strzemionach zarejestrowano przy obciążeniu równym 50 kN, a więc w momencie pojawienia się pierwszej rysy ukośnej. Do uplastycznienia strzemion dochodziło na poziomie obciążenia 220-350 kN, a maksymalne odkształcenia w strzemionach wynosiły 1,84%. Strzemię znajdujące się pod siłą skupioną w środku rozpiętości przęsła, doznało uplastycznienia dopiero w końcowej fazie badania, przed samym zniszczeniem.



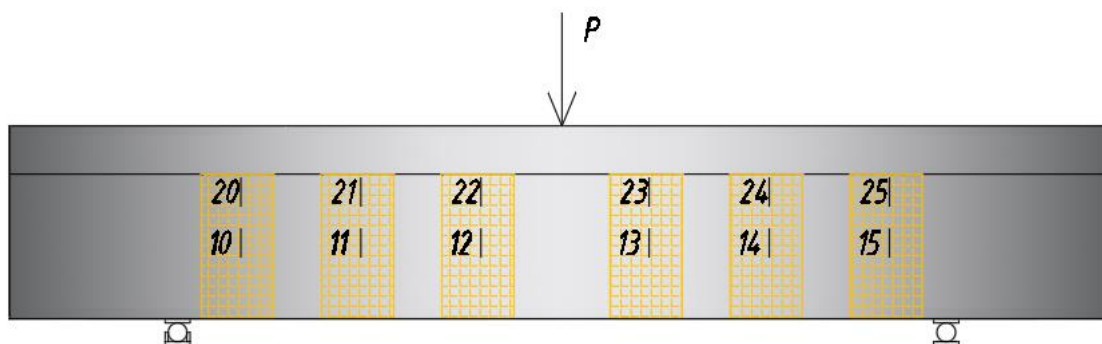
Rys. 4.27. Wykresy odkształceń prętów zbrojeniowych w belce kontrolnej



Rys. 4.28. Numeracja tensometrów umieszczonych na prętach zbrojeniowych

a) Belki B\_P

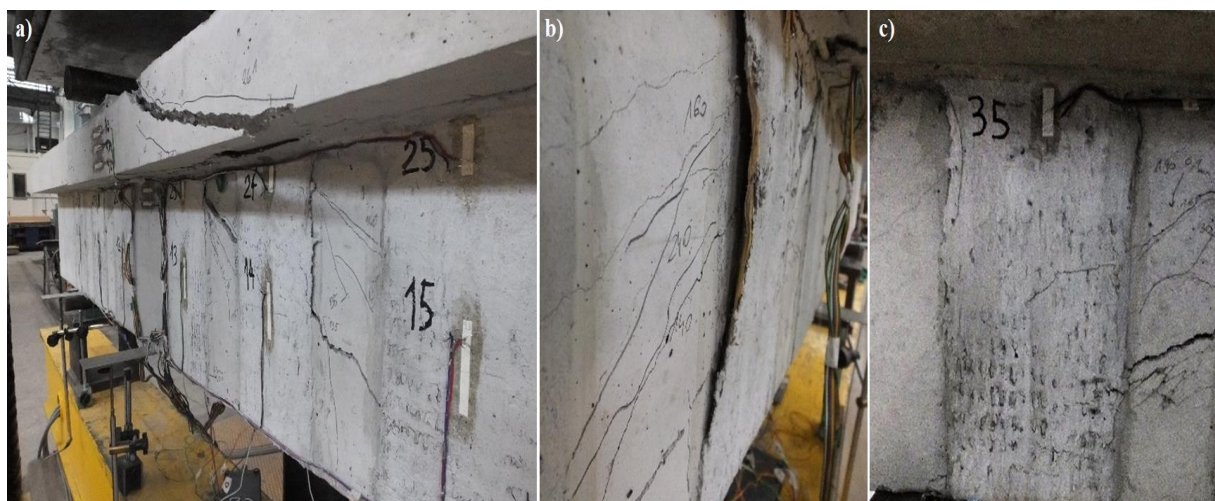
Dla elementów z grupy B\_P otrzymano przyrost nośności rzędu 10-23%. Rysy ukośne powstały w środku pod obciążeniem równym 100-140 kN, pomiędzy strzemionami PBO 13-14 i 11-12 (rys. 4.29), w połowie wysokości belki. W belce kontrolnej rysy ukośne zaczęły powstawać przy mniejszym obciążeniu, które wynosiło 50 kN. Wynika z tego, że zastosowanie wzmocnienia opóźniło powstanie pierwszych rys ukośnych.



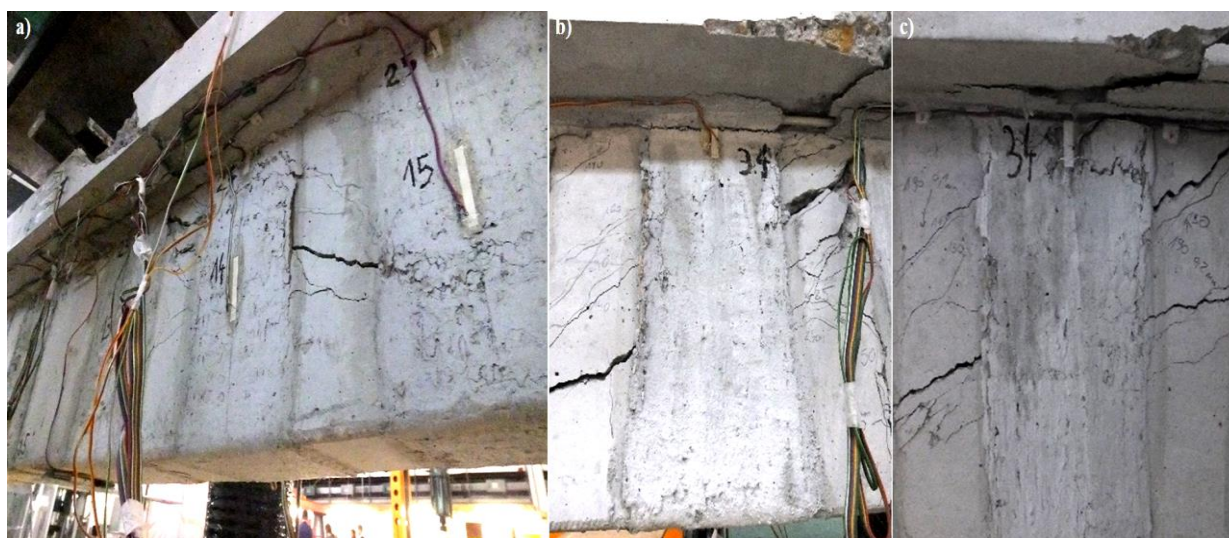
Rys. 4.29. Numeracja tensometrów umieszczonych na strzemionach PBO

Przed zniszczeniem nastąpiło powstanie ukośnej rysy niszczącej w półce, przy obciążeniu wynoszącym 225 kN dla belki B\_P1, 200 kN dla belki B\_P2 i 240 kN dla belki B\_P3. Rysa ta rozwijała się gwałtownie, a jej rozwarście osiągało wartość 2-3 mm. Rysa rozwijała się od miejsca przyłożenia siły do zakotwienia pod półką i była nachylona pod kątem około 30°. Następnie rysa przebiegała pod półką wzdłuż pręta GFRP, powodując rozluźnienie zakotwienia, możliwość deformacji strzemion PBO i rozwój rys ukośnych w środku belki (rys. 4.30-a, 4.31-a). W wyniku przekroczenia wytrzymałości zaprawy mineralnej na rozciąganie dochodziło do zarysowania zaprawy i odspojenia siatki PBO, a rysy ukośne rozwijały się pod nią, aż do zniszczenia belki (rys. 4.31-b,c). Odspojenie siatki miało charakter miejscowy i występowało na fragmencie strzemion PBO znajdujących się nad rysą ukośną. W żadnej z belek nie doszło do zerwania włókien PBO ani wyrwania ich z zakotwienia. W wyniku zarysowania wzdłuż zakotwienia, dochodziło do odspojenia całego pręta wraz z nawiniętą na niego siatką PBO. Strzemiona PBO odpajały się od elementu w warstwie zaprawy, bez warstwy otuliny betonowej (rys. 4.30-b). Na wierzchu zaprawy widoczne były spękania, będące efektem poślizgu wiązek włókien na warstwie zaprawy (rys. 4.30-c). Po zarysowaniu i spękaniu zaprawy, można było zauważyć, że włókna w środku wiązek były suche, nie pokryte zaprawą (rys 4.30-b). Jest to związane z dużą ziarnistością zaprawy, która

nie jest w stanie dotrzeć do wszystkich włókien w każdej poszczególnej wiązce siatki. Mechanizm ten opisany był dokładniej w punkcie 2.2.3 tej pracy.



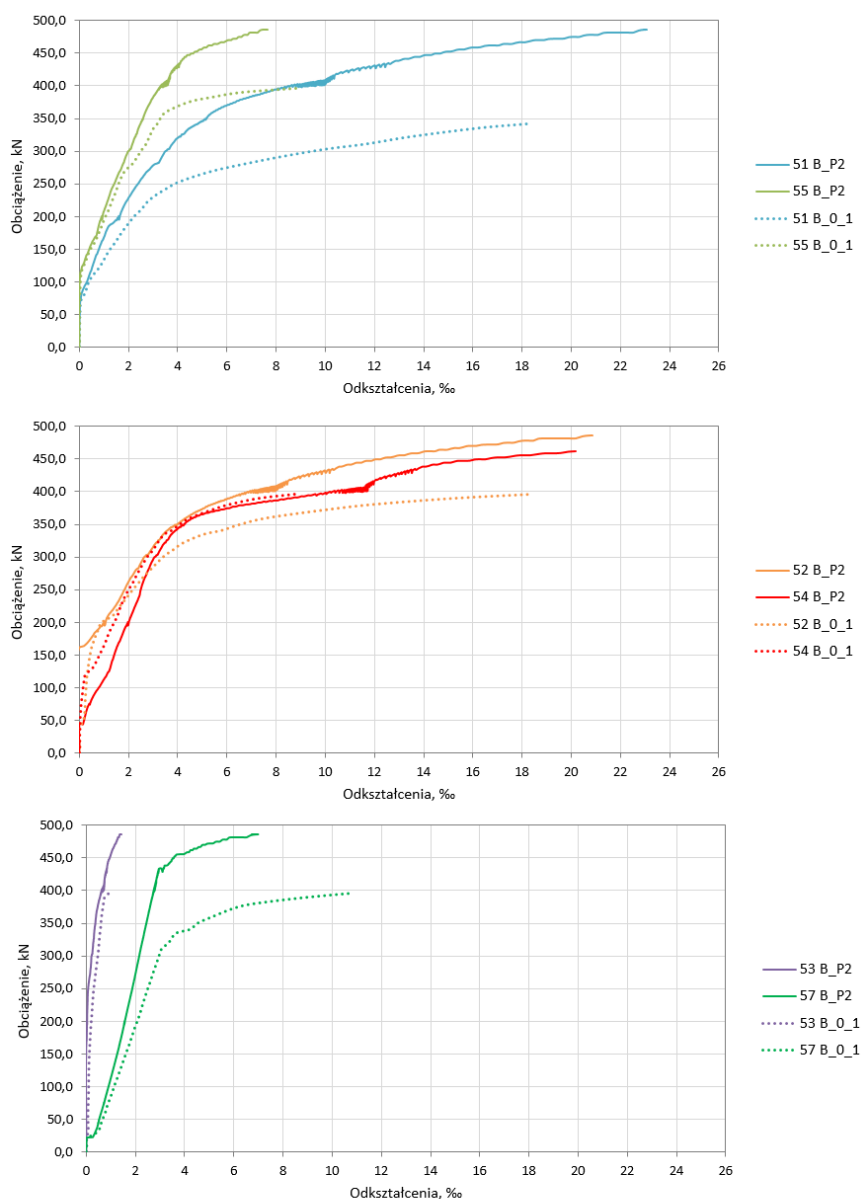
Rys. 4.30. Zniszczenie belek B\_P: a) zarysowanie wzdłuż pręta GFRP, b) odspojenie strzemienia PBO w warstwie zaprawy, c) widoczne zarysowanie i poślizg włókien na zewnętrznej warstwie zaprawy



Rys. 4.31. Zniszczenie belek B\_P: a) zarysowanie wzdłuż pręta GFRP, b) odspojenie strzemienia PBO i rozwój rysy ukośnej pod nim

Na rys. 4.32 przedstawiono porównanie odkształceń stali zbrojeniowej w belce wzmocnionej (linia ciągła) oraz w belce kontrolnej (linia przerywana). Tensometry o numerze 57 znajdowały się na pręcie podłużnym, natomiast 51-55 na strzemionach. Brak wyników z tensometrów 50 i 56 jest spowodowany ich zniszczeniem, które nastąpiło prawdopodobnie podczas betonowania i wibrowania. Analizując wykres odkształceń prętów zbrojeniowych można stwierdzić, że do uplastycznienia wewnętrznego zbrojenia na ścinanie dochodziło pod

większym obciążeniem niż dla belki kontrolnej (rys. 4.32). W belkach wzmocnionych do uplastycznienia strzemion dochodziło na poziomie obciążenia równym około 270-420 kN a maksymalne odkształcenia wynosiły 2,3%.

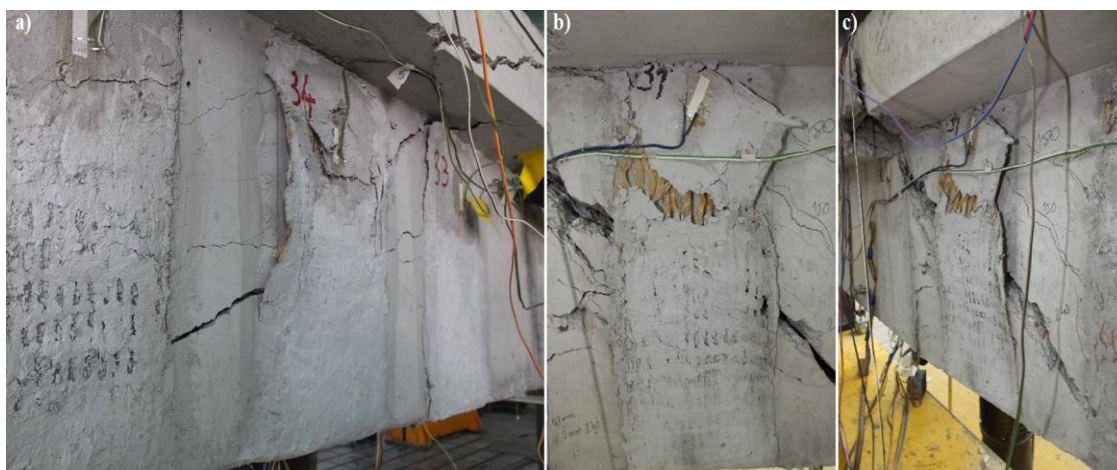


Rys. 4.32. Wykresy odkształceń prętów zbrojonych w belce B\_P2 (linia ciągła) porównanych do belki kontrolnej (linia przerywana)

Zastosowanie wzmocnienia kompozytowego opóźniło także uplastycznienie zbrojenia podłużnego (tensometry 57). W belce kontrolnej do uplastycznienia zbrojenia podłużnego doszło przy sile 300 kN natomiast w belce wzmocnionej przy sile 430 kN.

b) Belki B\_WS

Dla elementów z grupy B\_WS otrzymano przyrost nośności rzędu 19-21%. Rysy ukośne zaczęły powstawać w środku pod obciążeniem równym 80-90 kN, pomiędzy strzemiionami 13-14 i 11-12 (rys. 4.29), w połowie wysokości belki. Wynika z tego, że powstawanie rys ukośnych w belkach B\_WS także zostało opóźnione, w stosunku do belki kontrolnej. Przed zniszczeniem nastąpiło powstanie ukośnej rysy niszczącej na półce, przy obciążeniu wynoszącym 180 kN dla belki B\_WS1, 200 kN dla belki B\_WS2 i 210 kN dla belki B\_WS3. Rysa ta, podobnie jak w belkach B\_P, rozwijała się gwałtownie i jej rozwarcie osiągało wartość 2-3 mm. Rysa rozwijała się od miejsca przyłożenia siły do zakotwienia pod półką i była nachylona pod kątem około  $30^{\circ}$ , a więc w sposób analogiczny jak dla belek B\_P. Podczas przyrostu obciążenia rysy na półce rozwijały się w kierunku środka. Rysy pojawiały się także wokół zakotwienia – wachlarza, przy obciążeniu równym 210-300 kN, czyli po zarysowaniu półki (rys. 4.33-a). W wyniku przekroczenia wytrzymałości zaprawy mineralnej na rozciąganie dochodziło zarysowania zaprawy i odspojenia strzemion PBO, a rysy ukośne rozwijały się pod nimi, aż do zniszczenia belki.



Rys. 4.33. Zniszczenie belek B\_WS: a) odspojenie strzemienia PBO w warstwie zaprawy, b) rotacja zakotwienia, c) rotacja zakotwienia i odspojenie strzemienia PBO

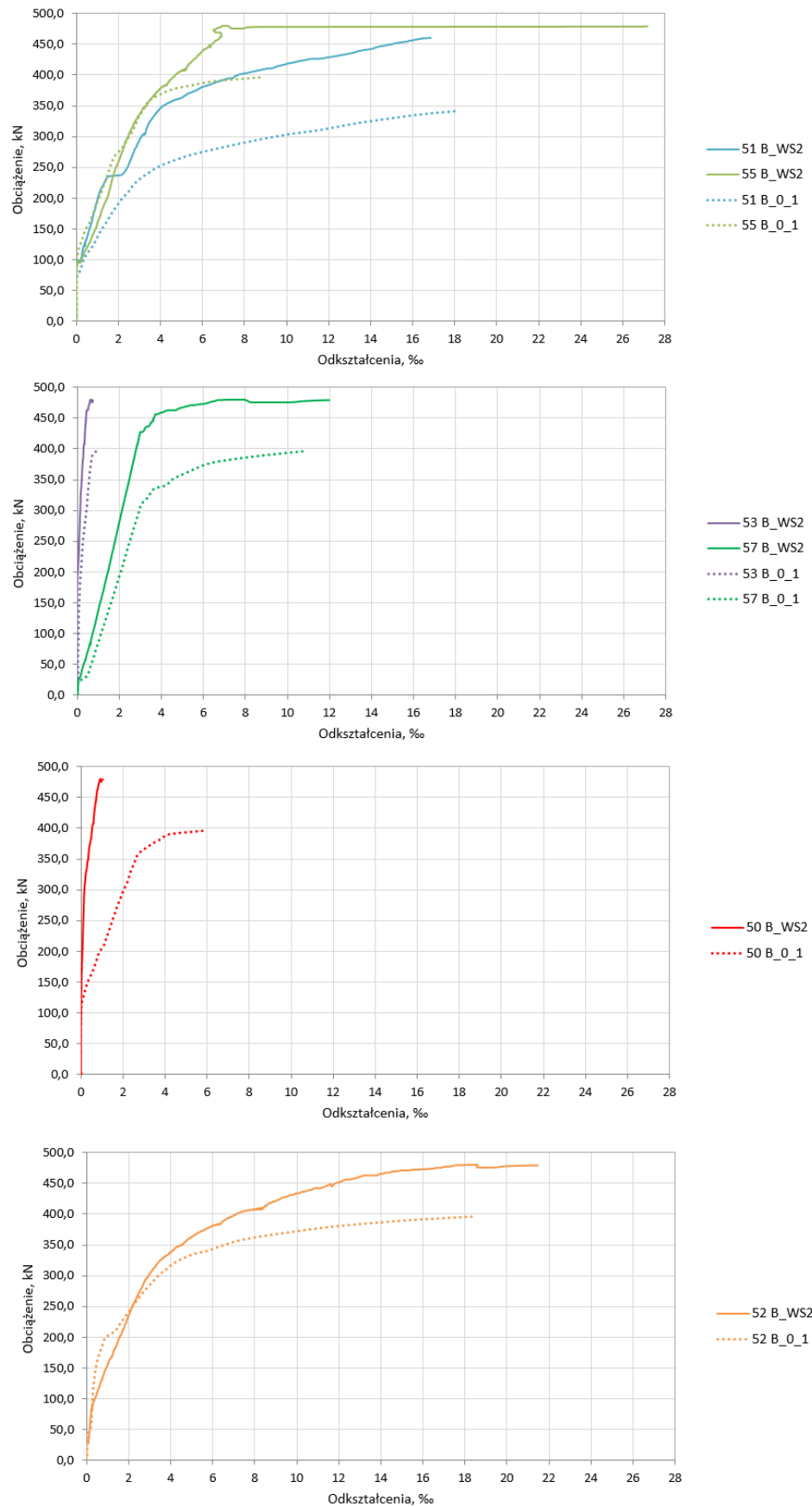
W żadnej z belek nie doszło do zerwania włókien PBO ani do odspojenia wachlarza od siatki PBO. W jednej belce zaobserwowano wyrwanie wiązki włókien z zakotwienia (rys. 4.34-a). W wyniku zarysowania wzdłuż wachlarza dochodziło do jego obrotu o kąt około  $22^{\circ}$  wraz z siatką PBO (rys. 4.33-b). Podobnie, jak w belkach B\_P, strzemiona PBO odspajały się od elementu w warstwie zaprawy (rys. 4.33-c) bez warstwy otuliny betonowej. Widoczne było również zarysowanie zewnętrznej warstwy zaprawy w wyniku poślizgu włókien na zaprawie (rys. 4.34-b).



Rys. 4.34. Zniszczenie belek B\_WS: a) zarysowanie zakotwienia i wyrwanie włókien PBO, b) zarysowanie zewnętrznej zaprawy świadczącej o poślizgu włókien na zaprawie

Analizując wykres odkształceń prętów zbrojeniowych można stwierdzić, że podobnie jak dla belek B\_P do uplastycznienia wewnętrznego zbrojenia na ścinanie dochodziło pod większym obciążeniem niż dla belki kontrolnej. Do uplastycznienia strzemion dochodziło na poziomie obciążenia równym około 300-400 kN a maksymalne odkształcenia wynosiły 2,7%. Na rys. 4.35 przedstawiono porównanie odkształceń stali zbrojeniowej w belce wzmocnionej (linia ciągła) oraz w belce kontrolnej (linia przerywana). Tensometr o numerze 57 znajdował się na pręcie podłużnym, natomiast tensometry 50-55 na strzemionach. Brak wyników z tensometrów 54 i 56 jest spowodowany ich zniszczeniem podczas betonowania i wibrowania. Zastosowanie wzmocnienia kompozytowego opóźniło uplastycznienie zbrojenia podłużnego, podobnie jak w belkach grupy B\_P. W belce kontrolnej do uplastycznienia zbrojenia podłużnego doszło przy sile 300 kN natomiast w belce wzmocnionej B\_WS przy sile 420 kN.





Rys. 4.35. Wykresy odkształceń prętów zbrojeniowych w belce B\_WS2 (linia ciągła) porównanych do belki kontrolnej (linia przerywana)

c) Belki B\_W

Dla elementów z grupy B\_W otrzymano przyrost nośności rzędu 15-27%. W belkach tej serii przez większość badania nie zaobserwowano powstawania rys ukośnych w środku, jedynie powstawały rysy prostopadłe między strzemiionami PBO 13-14 i 11-12 (rys. 4.29), które przy obciążeniu około 200 kN rozwijały się pod zakotwieniem i zmieniały przebieg na równoległy do osi podłużnej belki (rys. 4.36). Pierwsze rysy ukośne powstawały w półce przy obciążeniu równym 400 kN dla belki B\_W1, 340 kN dla B\_W2 i 300 dla B\_W3. Rysy te rozwijały się bardzo gwałtownie, a ich rozwartość osiągała podobnie, jak w poprzednich belkach wartość 2-3 mm. Rysy propagowały od miejsca przyłożenia siły do zakotwienia pod półką i również były nachylone pod kątem około 30°. Podczas przyrostu obciążenia rysy w półce rozwijały się w kierunku środnika oraz powstawały rysy ukośne w środku. W tym samym czasie rysy prostopadłe osiągały rozwartość 2-2,5 mm. W wyniku przekroczenia wytrzymałości zaprawy mineralnej na rozciąganie dochodziło do odspojenia strzemion PBO wraz z podłużnym paskiem zakotwienia z siatki PBO, a rysy ukośne rozwijały się pod nimi, aż do zniszczenia belki (rys. 4.36-b). Podobnie, jak dla poprzednich grup belek nie doszło do zerwania włókien PBO ani wyrwania ich z zakotwienia. Za podporami dochodziło do zarysowania ukośnego w kierunku końca paska PBO pełniącego rolę zakotwienia (rys. 4.36-a).

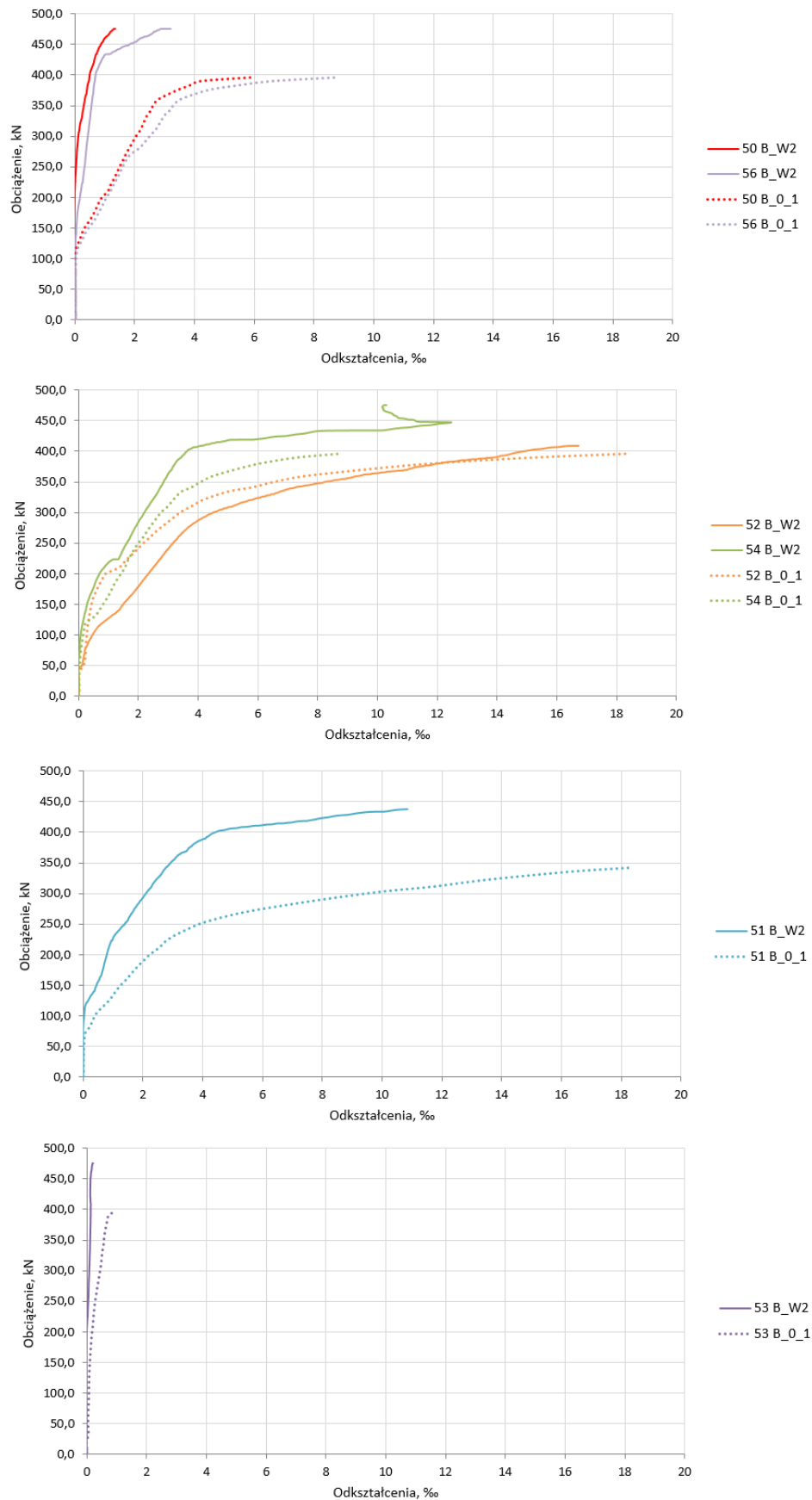


Rys. 4.36. Zniszczenie belek B\_W: a) zarysowanie za podporą, b) zarysowanie zewnętrznej zaprawy świadczące o poślizgu włókien na zaprawie, c) pionowe zarysowanie w miejscu strzemion PBO

Podobnie, jak w poprzednich belkach, strzemiona PBO odspajały się od elementu w warstwie zaprawy, bez warstwy otuliny betonowej. Na paskach podłużnych PBO

w miejscach, gdzie znajdowały się strzemiona PBO, widoczne były rysy pionowe, które powstały w momencie odspojenia strzemion, a także zarysowanie świadczące o poślizgu włókien (rys. 4.36-c). Do odspojenia zakotwienia dochodziło tylko na długości odcinka ścinania. Końce podłużnego paska PBO, które były przyklejone poza podporą, nie uległy odspojeniu, ale był na nich widoczny wyraźny poślizg włókien PBO na zaprawie mineralnej. Można zatem stwierdzić, że zastosowana długość zakotwienia podłużnego paska PBO poza podporę, która wynosiła 350 mm, była wystarczająca.

Analizując wykres odkształceń prętów zbrojeniowych można stwierdzić, że do uplastycznienia wewnętrznego zbrojenia na ścinanie dochodziło pod większym obciążeniem niż dla belki kontrolnej oraz zastosowanie wzmocnienia zredukowało maksymalne odkształcenia w strzemionach stalowych, co nie miało miejsca w przypadku belek B\_P i B\_WS. W belkach wzmocnionych do uplastycznienia strzemion dochodziło na poziomie obciążenia równym około 270-400 kN a maksymalne odkształcenia wynosiły 1,7%, czyli mniej niż dla belki kontrolnej, przy jednocześnie większym obciążeniu. Zjawisko to ma związek z dużą sztywnością osiową kompozytu. Belki B\_W zostały wzmocnione przy użyciu większej ilości kompozytu, niż pozostałe belki, ponieważ oprócz strzemion PBO zakotwienie składało się z paska z siatki PBO o szerokości 150 mm, czyli równemu połowie wysokości środnika, przyklejonego wzdłuż osi podłużnej belki, który pełnił rolę zakotwienia. Na rys. 4.37 przedstawiono porównanie odkształceń stali zbrojeniowej w belce wzmocnionej (linia ciągła) oraz w belce kontrolnej (linia przerywana). Tensometry o numerze 57 znajdowały się na przecie podłużnym, natomiast tensometry 51-56 na strzemionach. Brak wyników z tensometrów 55 i 57 jest spowodowany ich zniszczeniem, które nastąpiło prawdopodobnie, podobnie jak w poprzednich belkach, podczas betonowania i wibrowania.



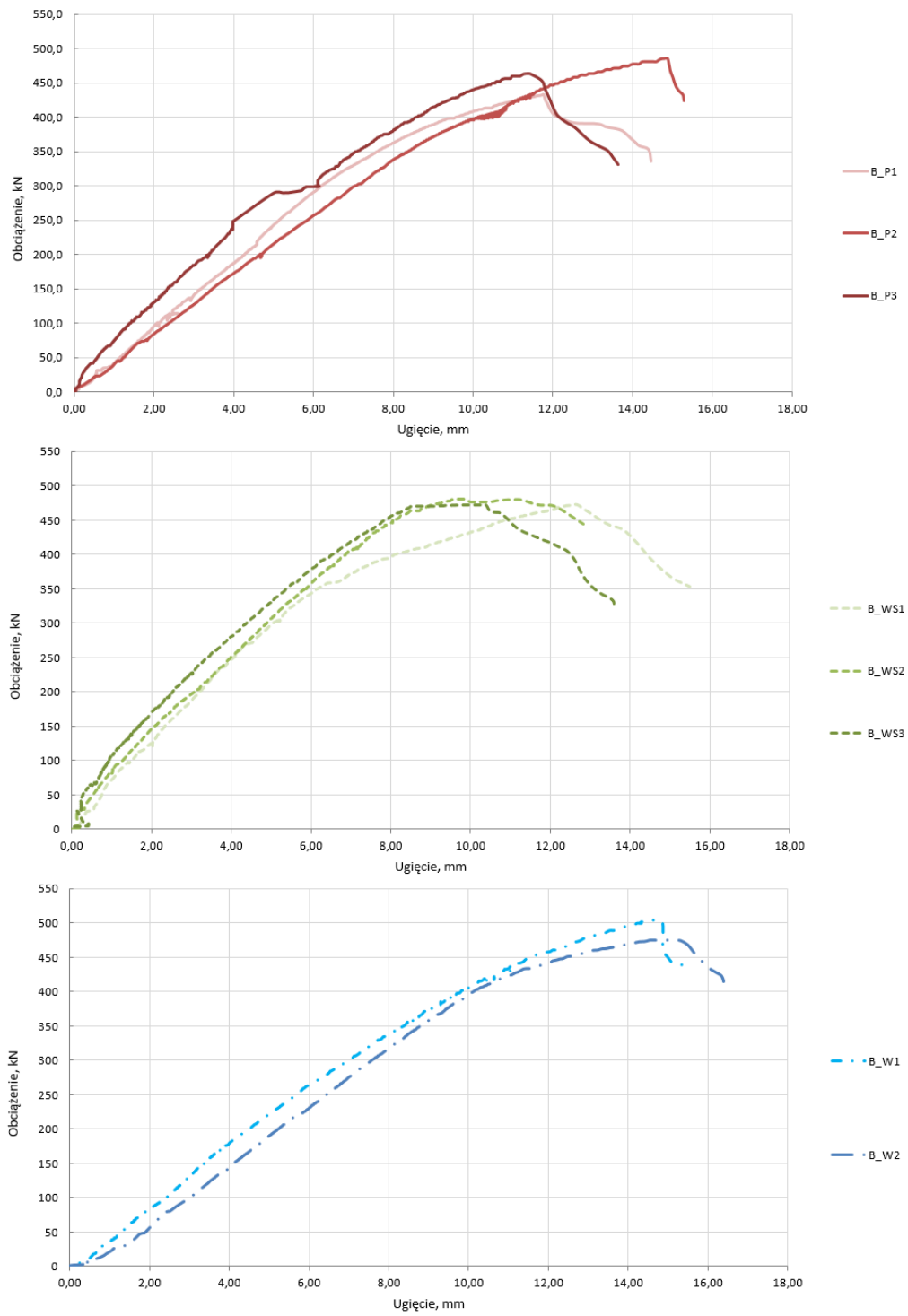
Rys. 4.37. Wykresy odształceń prętów zbrojonych w belce B\_W2 (linia ciągła) porównanych do belki kontrolnej (linia przerywana)

### **4.3.2 Ugięcie i zarysowanie**

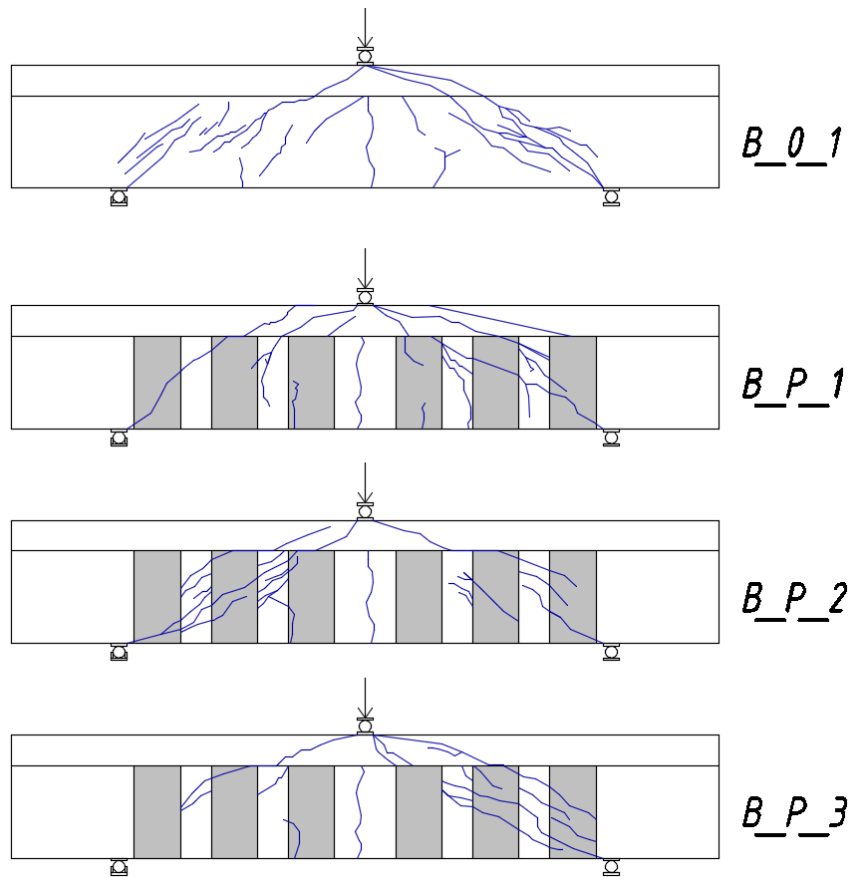
Na wykresie 4.38 przedstawiono ugięcia wzmocnionych belek w zależności od wartości obciążenia. Przyrost ugięcia jest liniowy aż do momentu zniszczenia. Największe wartości ugięć otrzymano dla belek z grupy B\_W. Dla takiego samego poziomu obciążenia, wartości ugięć belek B\_W i B\_P są zbliżone, natomiast ugięcia w belkach B\_WS są mniejsze. Dla przykładu dla obciążenia 400 kN ugięcie belek B\_P1, B\_P2, B\_W1 i B\_W2 wynosi około 9-10 mm podczas gdy ugięcie belek B\_WS2 i B\_WS3 wynosi około 7 mm. Warto zauważyć, że dla tego typu belek żelbetowych wg normy [102] przyjmuje się, że dopuszczalne ugięcie wynosi  $a_{dop}=l_{eff}/250$ , co dla belek będących przedmiotem badań wynosi 6,4 mm. Wynika z tego, że belki wzmocnione osiągały większe ugięcia niż dopuszczalne.

Obrazy zarysowania belek przedstawiono na rys. 4.39-4.41. Analizując belki wzmocnione oraz belkę kontrolną można zauważyć, że zarysowanie ma podobną morfologię. Rysy ukośne powstawały pod kątem 30-35°. Najbardziej zbliżone do belki kontrolnej zarysowanie wykazywały belki z grupy B\_WS z zakotwieniem wachlarzowym. W przypadku belek z grupy B\_P rysy także miały podobny przebieg, jak w belce kontrolnej, ale było ich nieznacznie mniej. Różnica w zarysowaniu była zauważalna dla belek z grupy B\_W. Dochodziło tutaj do powstawania rys pionowych, a same rysy ukośne powstawały dopiero w końcowym stadium obciążenia i było ich mniej niż w belce kontrolnej. Zmienił się również kierunek zarysowania. Rysy pionowe w momencie osiągnięcia wysokości zakotwienia, zmieniały kierunek na równoległy do zakotwienia. W przypadku belek grupy B\_W powstawały także rysy pionowe na pasku z siatki PBO pełniącym rolę zakotwienia, między strzemionami PBO.

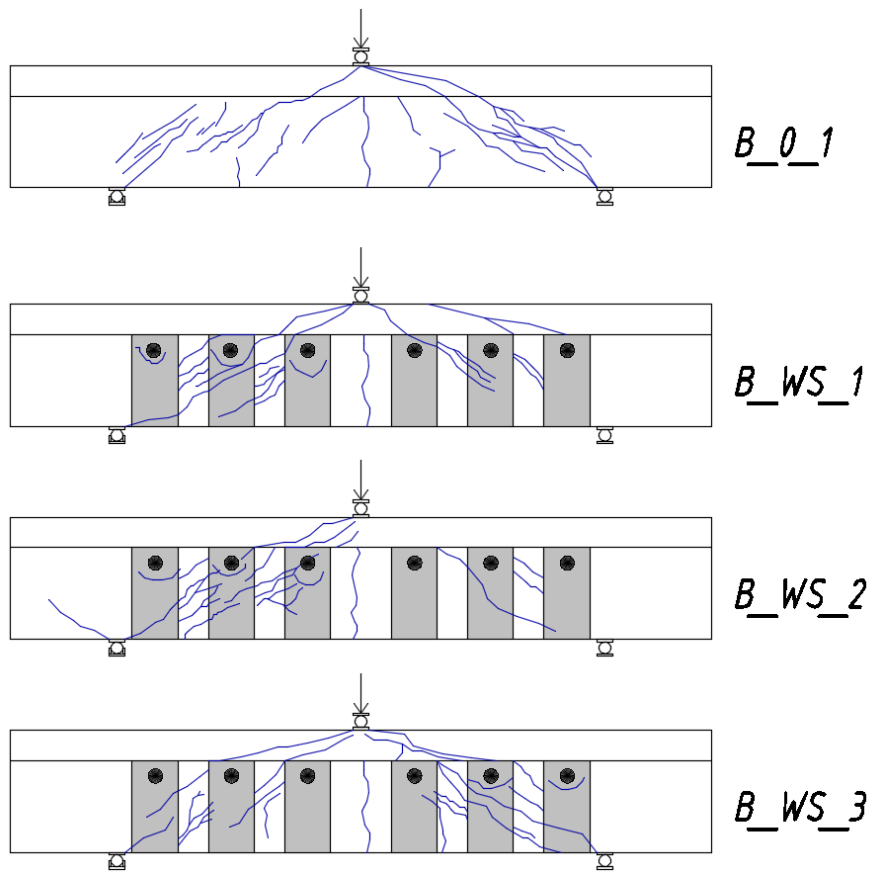
Obserwacje dotyczące rozwoju rys w zależności od obciążenia przedstawiono w tabeli 4.11. Brak odczytu niektórych wartości sił związany był z brakiem uchwycenia momentu wystąpienia danego zjawiska. Na podstawie wyników można zauważyć, że wzmocnienie PBO-FRCM na ścinanie opóźniło nieznacznie moment pojawienia się rys prostopadłych, i spowodowało także wolniejszy przyrost rozwarcia tych rys. W belkach wzmocnionych rysy ukośne w środku powstawały przy większym obciążeniu niż w belce kontrolnej, przy czym dla belek B\_WS różnica pomiędzy momentem powstania rys ukośnych w belce wzmocnionej i kontrolnej była najmniejsza. Dla belek B\_W podczas przyrostu siły rysy ukośne w środku nie były widoczne, powstawały natomiast rysy prostopadłe które rozwijały się następnie w rysy równoległe do osi podłużnej belki, pod zakotwieniem kompozytowym.



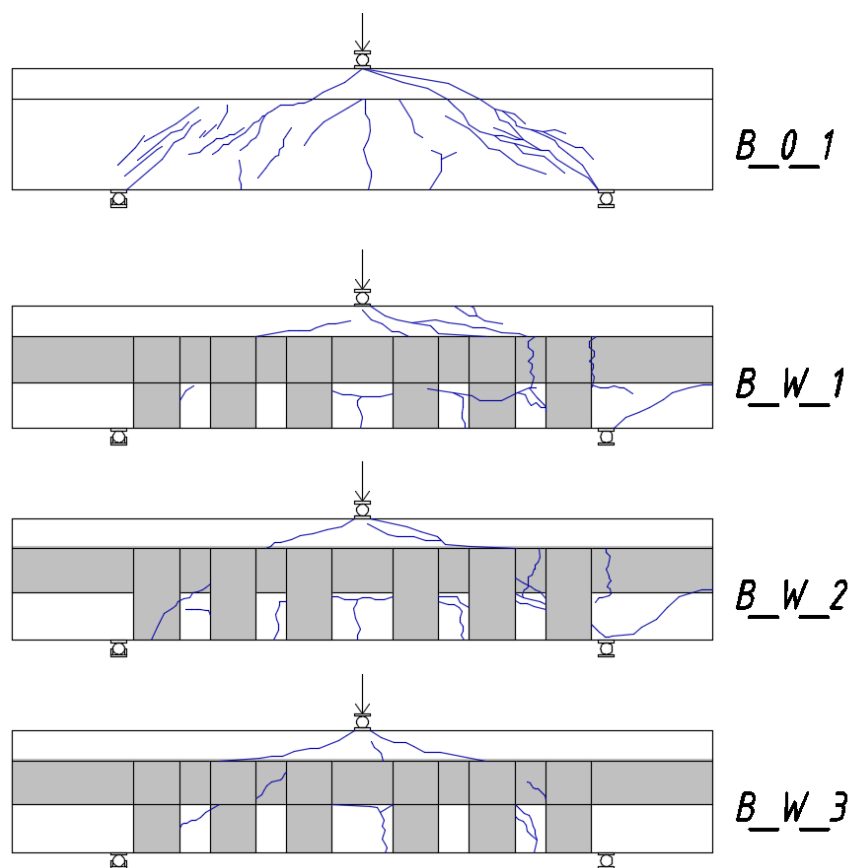
Rys. 4.38. Ugięcia belek w serii I



Rys. 4.39 Obrazy zarysowania belek B\_P



Rys. 4.40. Obrazy zarysowania belek B\_WS



Rys. 4.41. Obrazy zarysowania belek B\_W

Tabela 4.11 Obserwacje rozwoju rys w zależności od obciążenia

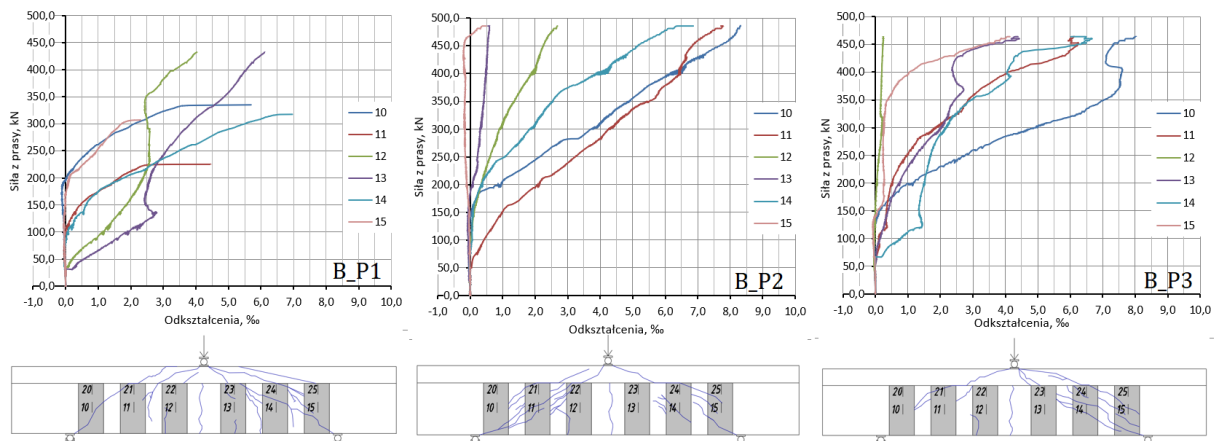
Obserwacja	Obciążenie [kN]									
	B_0	B_P 1	B_P 2	B_P 3	B_WS 1	B_WS 2	B_WS 3	B_W 1	B_W 2	B_W 3
Powstanie rysy prostopadłej	20	36	25	25	30	30	27	30	30	30
Rozwartość rysy prostopadłej 0,3 mm	60	100	120	110	100	90	90	50	80	90
Powstanie rysy ukośnej	50	105	140	100	80	90	85	-	-	370
Powstanie rysy ukośnej na półce	-	225	200	284	180	200	210	400	340	300
Rysa ukośna rozwartość 0,2 mm	-	200	200	180	160	120	145	-	-	-
Rysa ukośna rozwartość 0,3 mm	-	220	230	200	170	150	165	-	-	-
Rozwartość rysy prostopadłej 1,0 mm	140	200	280	220	180	170	220	220	250	250



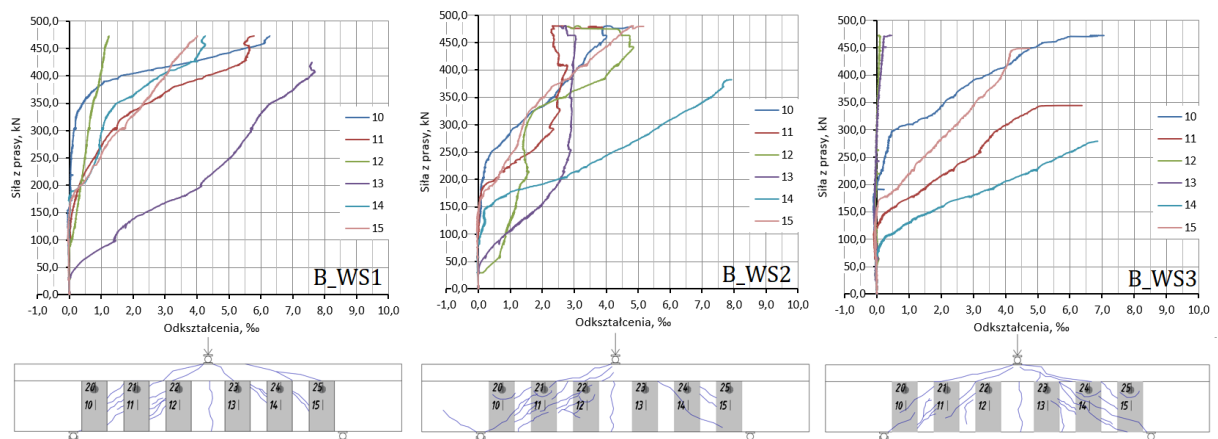
Porównując belki z grupy B\_P i B\_WS można zauważyć, że rodzaj zakotwienia miał wpływ na rozwój zarysowania. Dla belek B\_P rysy ukośne powstawały przy większym obciążeniu niż dla belek B\_WS, co skutkowało mniejszą rozwartością tych rys. Podobnie wnioski można wyciągnąć analizując moment powstania rys ukośnych w półce. Dla belek B\_WS powstawały one przy mniejszym obciążeniu niż dla belek B\_P. Dla belek z grupy B\_W otrzymano największe obciążenie, przy którym powstawały rysy w półce, i było ono prawie dwukrotnie większe niż dla belek B\_WS.

### 4.3.3 Odształcenia wzmocnienia kompozytowego

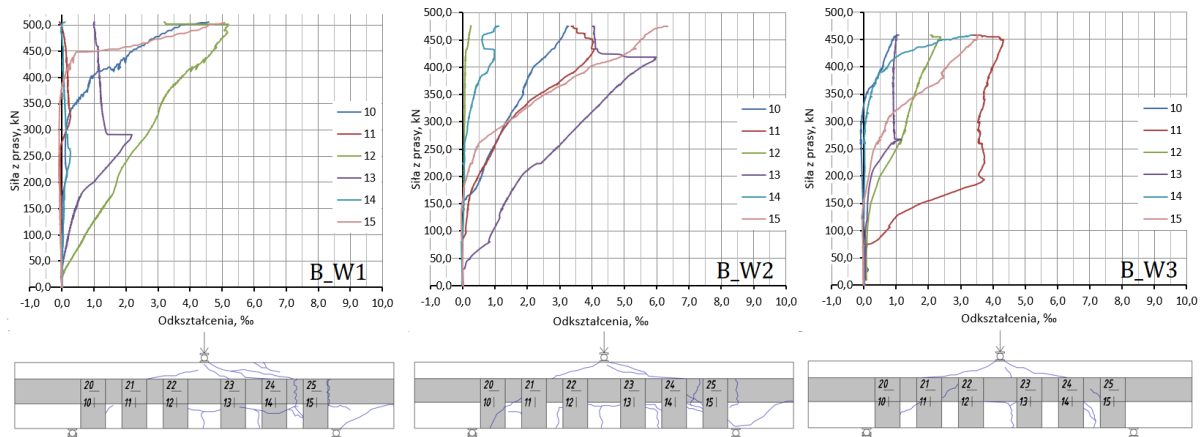
Na kolejnych trzech rysunkach 4.42 - 4.44 przedstawiono rozkład odkształceń w funkcji obciążenia, odpowiednio dla belek B\_P, B\_WS i B\_P.



Rys. 4.42. Zestawienie odkształceń kompozytu dla belek z zakotwieniem prętowym, B\_P

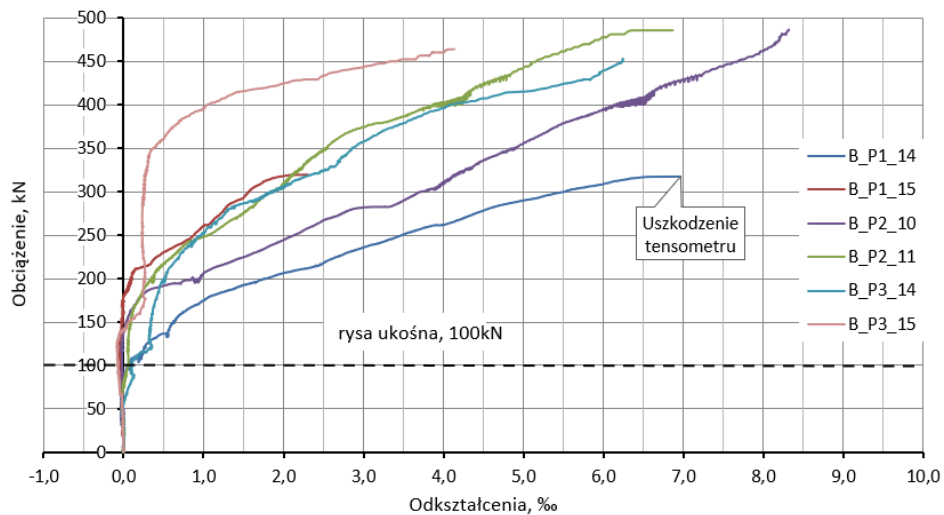


Rys. 4.43. Zestawienie odkształceń kompozytu dla belek z zakotwieniem wachlarzowym, B\_WS

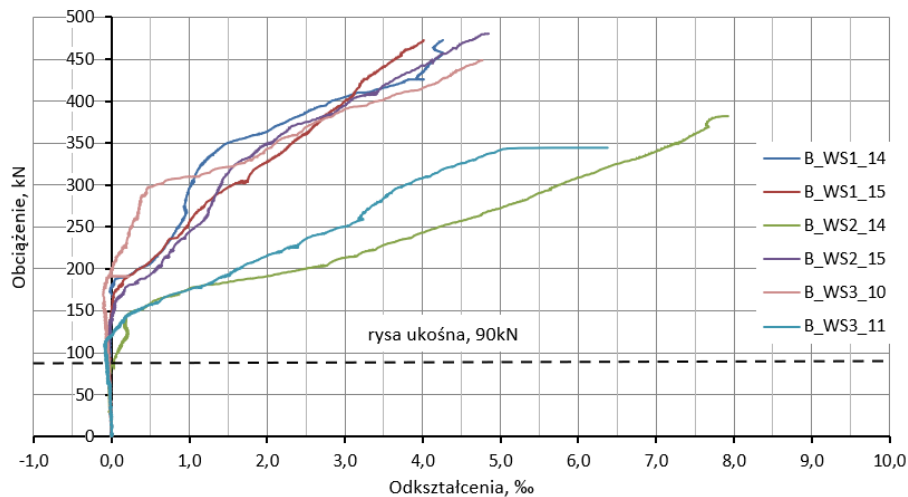


Rys. 4.44. Zestawienie odkształceń kompozytu dla belek z zakotwieniem paskowym, B\_W

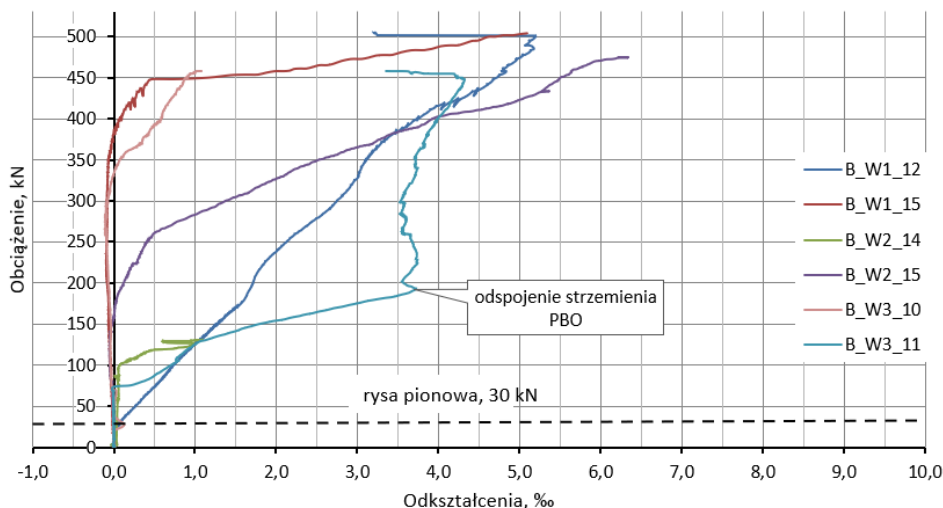
Na kolejnych wykresach wyodrębniono tensometry znajdujące się w miejscu przebiegu rysy ukośnej, dla belek z grupy B\_P, B\_WS i B\_W (rys. 4.45 - 4.47).



Rys. 4.45. Odształcenia kompozytu dla belek B\_P



Rys. 4.46. Odształcenia kompozytu dla belek B\_WS

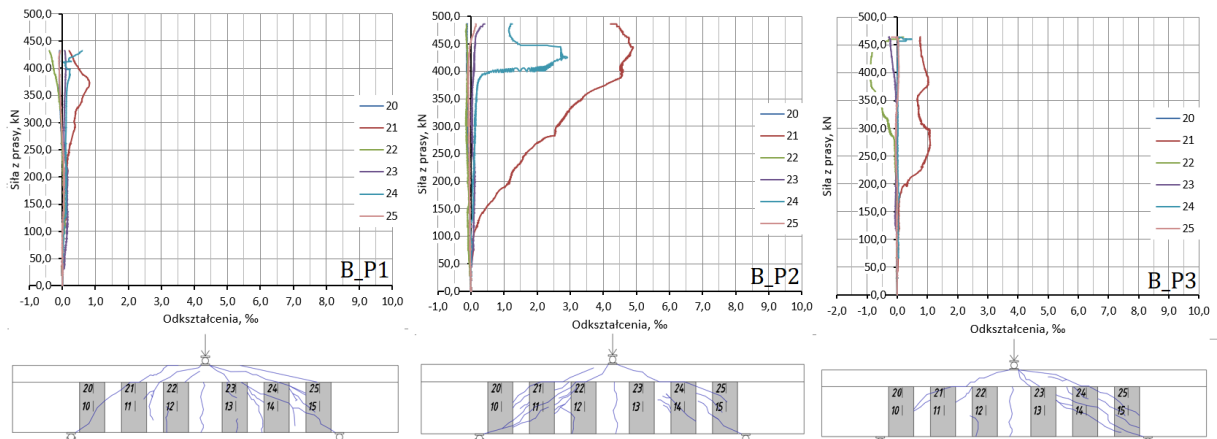


Rys. 4.47. Odkształcenia kompozytu dla belek B\_W

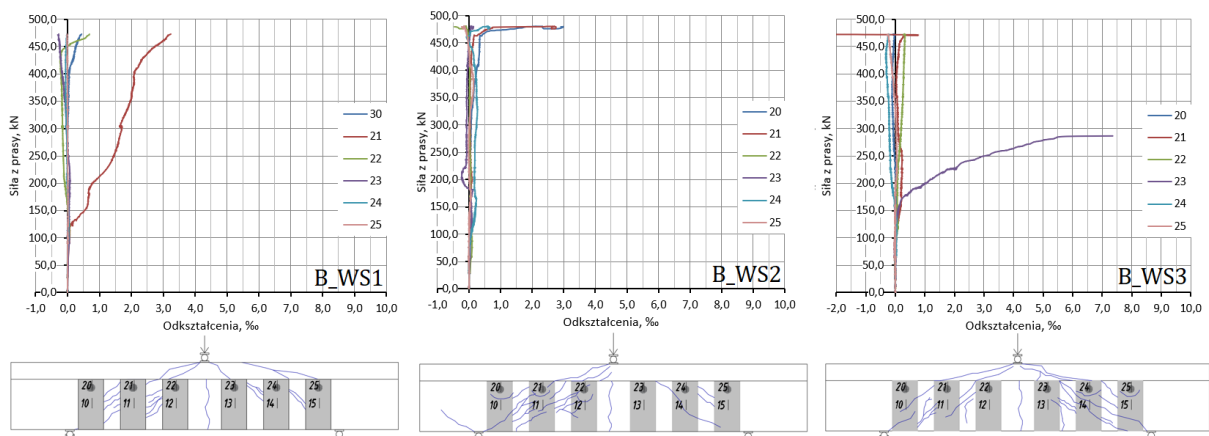
Linia przerywaną oznaczono moment pojawienia się rysy ukośnej, co spowodowało nagły przyrost odkształceń w strzemionach PBO, znajdujących się na bocznych powierzchniach belek w miejscu przebiegu rysy. Wynika z tego, że strzemiona PBO włączyły się do przenoszenia naprężeń rozciągających w zarysowanym przekroju. Strzemiona znajdujące się bliżej podpory włączały się do współpracy odpowiednio później, w momencie kiedy rysa ukośna rozwijała się w kierunku podpory. Dla belek B\_W linią przerywaną zaznaczono pojawienie się rysy pionowej, ponieważ powodowała ona przyrost odkształceń strzemion PBO, a rysa ukośna pojawiała się dopiero w końcowej fazie obciążenia. Maksymalne odkształcenia kompozytu, mierzone w połowie wysokości strzemienia PBO, dla belek z grupy B\_P wyniosły 8,27%, dla belek B\_WS 7,85% a dla belek B\_W 6,34%. Porównując te wartości do granicznych odkształceń kompozytu PBO-FRCM w testach rozciągania, która wynosi 1,7% (tabela 4.9), można przyjąć, że kompozyt został wykorzystany w 50% dla belek B\_P, 45% dla belek B\_WS i 35% dla belek B\_W. Natomiast porównując odkształcenia otrzymane w badaniach do granicznych odkształceń włókien PBO w testach rozciągania, osiągnięto odpowiednio 38%, 37% i 30% odkształcalności suchych włókien PBO.

Z analizy wykresów odkształceń kompozytu wynika, że dla belek B\_P i B\_WS strzemiona PBO włączają się do współpracy na podobnym poziomie obciążenia. W belkach B\_W, w wyniku powstania rysy pionowej, przyrost odkształceń w strzemionach PBO znajdujących się bliżej środka przęsła następuje gwałtowniej, a w strzemionach PBO znajdujących się bliżej podpory przyrost odkształceń następuje pod koniec obciążenia, podczas gdy przez większość część badania nie są rejestrowane zmiany w wartościach odkształceń tych kompozytów. Można także zauważyć, że w belkach B\_P i B\_WS zarejestrowano większe

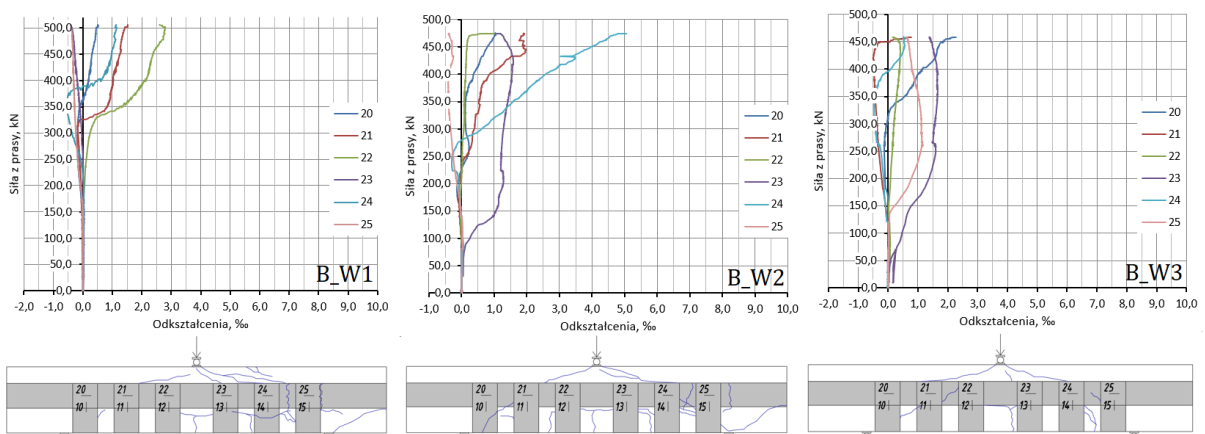
wartości odkształceń strzemion PBO niż w belkach B\_W, co świadczy o lepszym wykorzystaniu ich właściwości. Belki B\_W posiadały więcej wzmocnienia z siatki PBO, co oznaczało, że miały większą sztywność osiową i tym samym zarejestrowano w nich mniejsze odkształcenia. Na kolejnych wykresach (rys. 4.48 - 4.50) przedstawiono również rozkłady odkształceń w miejscach zakotwień.



Rys. 4.48. Zestawienie odkształceń kompozytu dla belek z zakotwieniem prętowym, B\_P

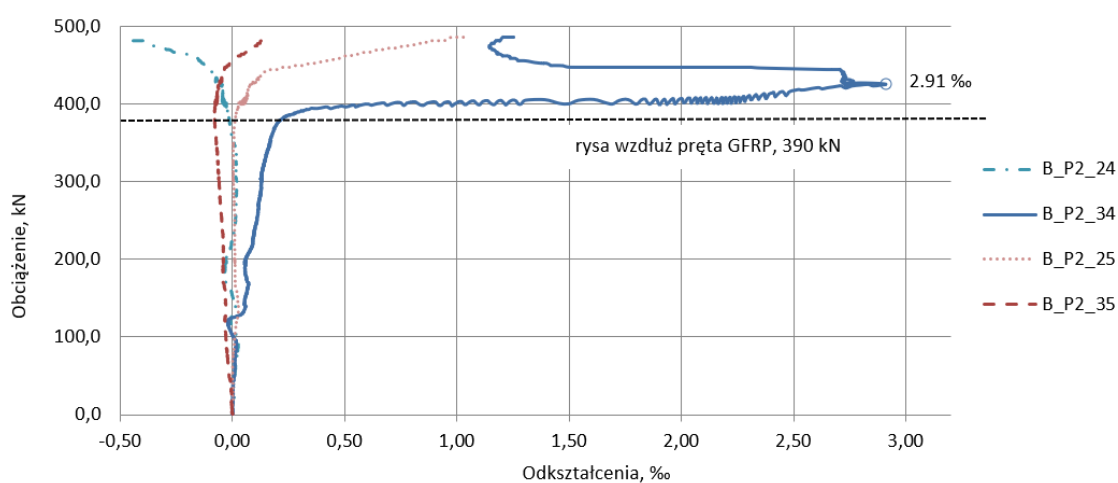


Rys. 4.49. Zestawienie odkształceń kompozytu dla belek z zakotwieniem wachlarzowym, B\_WS



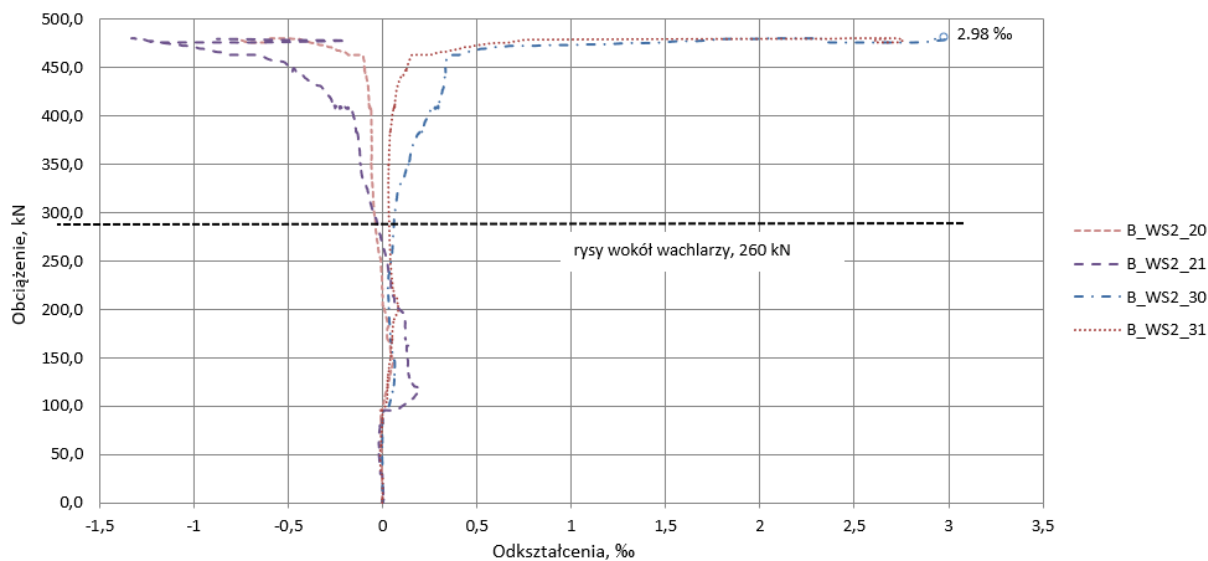
Rys. 4.50. Zestawienie odkształceń kompozytu dla belek z zakotwieniem paskowym, B\_W

Na wykresie (rys. 4.51) przedstawiono odkształcenia kompozytu w strefie zakotwienia dla belki B\_P2, która osiągnęła najwyższą nośność. Tensometry były przyklejone bezpośrednio pod zakotwieniem po obu stronach belki (tensometry z numerami 24-25 i 34-35 odpowiednio po drugiej stronie belki) zgodnie z kierunkiem głównych włókien strzemion PBO. Linia przerywaną zaznaczono moment powstania rysy wzdłuż zakotwienia, która spowodowała nagły przyrost odkształceń w kompozycie pod zakotwieniem. Moment ten odpowiada wartości nośności belki kontrolnej B\_0. Zakotwienie włączało się wtedy w pełni do współpracy, aż do momentu jego odspojenia. Maksymalne odkształcenia kompozytu w miejscu zakotwienia wyniosły 1,00‰ dla belki B\_P1, 4,91‰ dla belki B\_P2 i 4,65‰ dla belki B\_P3.

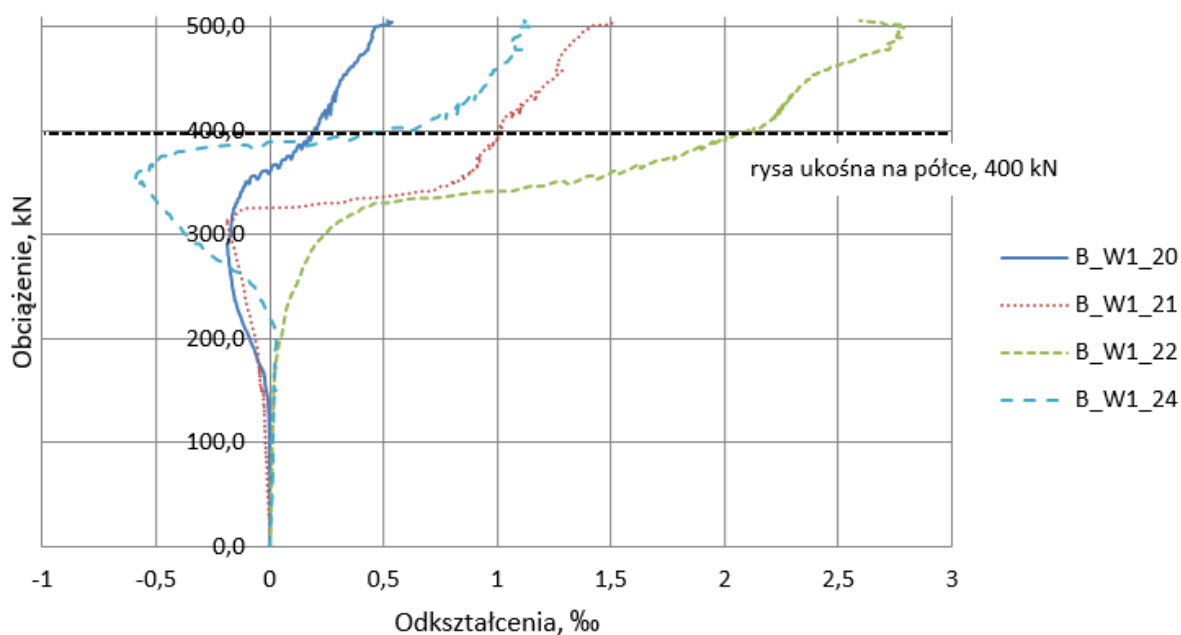


Rys. 4.51. Odkształcenia kompozytu w miejscu zakotwienia dla belki B\_P2

Na wykresie Rys. 4.52 przedstawiono odkształcenia kompozytu w strefie zakotwienia dla belki B\_WS2. Tensometry były przyklejone na wachlarzach po obu stronach belki. Linia przerywaną zaznaczono moment pojawienia się rysy wokół zakotwienia, która spowodowała przyrost odkształceń w zakotwieniu. Przyrost odkształceń ma dalej charakter liniowy, aż do końcowego etapu obciążenia belki, kiedy gwałtownie rośnie. Jest to moment, w którym zakotwienia doznawały rotacji w wyniku powstania ukośnej rysy niszczącej. Maksymalne odkształcenia kompozytu w miejscu zakotwienia wyniosły 3,24‰ dla belki B\_WS1, 2,98‰ dla belki B\_WS2 i 1,58‰ dla belki B\_WS3. Duża wartość odkształceń tensometru 23 na rys. 4.49 ma związek z jego zerwaniem, po przejściu przez niego rysy, w związku z czym nie jest miarodajna i brana pod uwagę.



Rys. 4.52. Odkształcenia kompozytu w miejscu zakotwienia dla belki B\_WS2



Rys. 4.53. Odkształcenia kompozytu w miejscu zakotwienia dla belki B\_W1

Na wykresie (rys. 4.53) przedstawiono odkształcenia kompozytu w strefie zakotwienia dla belki B\_W1. Tensometry były przyklejone na podłużnym pasku z siatki PBO w połowie jego wysokości, w miejscach gdzie znajdowały się strzemiiona PBO. W początkowym stadium obciążenia odkształcenia kompozytu są bardzo niewielkie. Ich nagły wzrost obserwowany jest w momencie powstania rys ukośnych, co nie było dokładnie widoczne w trakcie badania, bo rysy znajdowały się pod kompozytem. Linia przerywaną zaznaczono moment powstania rys

ukośnych w półce. Największe odkształcenia zarejestrowano dla tensometru numer 22 znajdującego się najbliżej siły skupionej, następnie dla tensometrów 21 i 24 znajdujących się w połowie odcinka ścinania. Maksymalne odkształcenia kompozytu w miejscu zakotwienia wyniosły 2,77‰ dla belki B\_W1, 4,64‰ dla belki B\_W2 i 2,78‰ dla belki B\_W3.

Porównując wyniki otrzymane ze wszystkich wzmocnionych belek można zauważyć, że maksymalne odkształcenia w zakotwieniach osiągały zbliżone wartości dla różnych sposobów zakotwienia.

#### **4.4 Wnioski po I serii badań**

Na podstawie I serii badań można sformułować następujące wnioski:

1. Zastosowanie systemu PBO-FRCM zwiększa nośność na ścinanie żelbetowych belek zginanych. W badaniach belek wzmocnionych otrzymano przyrosty nośności rzędu 10-27% w porównaniu z belką niewzmocnioną. W badaniach zastosowano beton o dużej wytrzymałości na ściskanie oraz wewnętrzne stalowe zbrojenie na ścinanie, w związku z czym przyrosty nośności ze względu na dodatkowe wzmocnienie PBO-FRCM są stosunkowo niewielkie. Z przedstawionego podsumowania stanu wiedzy można stwierdzić, że przy braku wewnętrznego zbrojenia na ścinanie lub zastosowaniu betonu o niższej wytrzymałości na ściskanie przyrosty nośności ze względu na obecność wzmocnienia kompozytowego będą większe. Często, nie pokrywa się to jednak ze stanem realnych belek żelbetowych wymagających wzmocnienia, które zazwyczaj posiadają wewnętrzne zbrojenie na ścinanie.
2. Ze względu na charakter pracy wzmocnienia PBO-FRCM, w którym występuje poślizg pomiędzy włóknami a matrycą, ważnym elementem jest odpowiednie zakotwienie kompozytu, które zapobiega przedwczesnemu odspojeniu się siatki PBO od powierzchni betonu.
3. W każdej ze wzmocnionych belek zaobserwowano ten sam mechanizm zniszczenia, który polegał na rozwoju rysy ukośnej w środku i w półce, powstaniu rysy wzdłuż/wokół zakotwienia, która powodowała jego odspojenie oraz delaminacji zewnętrznych strzemion PBO od powierzchni betonu, w warstwie pomiędzy włóknami a matrycą.
4. Zaproponowany sposób zakotwienia zewnętrznych strzemion PBO nie zapewnia pełnego wykorzystania wytrzymałości siatki PBO na rozciąganie. W żadnej z belek nie doszło do zerwania włókien PBO, a jedynie poślizgu tych włókien w warstwie zaprawy mineralnej.

5. Zastosowanie zakotwienia pozwala na lepsze wykorzystanie parametrów wytrzymałościowych siatki PBO. W przeprowadzonych badaniach uzyskano maksymalne odkształcenia kompozytu wynoszące 8,27%, co stanowi około 47% jego granicznych odkształceń przy próbie rozciągania. Porównując te wyniki do badań przedstawionych w podsumowaniu stanu wiedzy, dla belek wzmocnionych w systemie PBO-FRCM bez zakotwienia, maksymalne odkształcenia kompozytu wynosiły 3,5% [53], co potwierdza efektywność zastosowanych zakotwień.
6. Największy przyrost nośności otrzymano dla belki B\_W, która posiadała zakotwienie w postaci podłużnego paska z włókien PBO przyklejonego pod półką na całej długości belki. Jest to związane z wprowadzeniem dodatkowego wzmocnienia podłużnego, które nie występowało w pozostałych typach belek. Dla belek z tym zakotwieniem otrzymano najmniejsze odkształcenia strzemion PBO.
7. Zastosowanie zewnętrznego wzmocnienia PBO-FRCM na ścinanie pozwoliło na redukcję odkształceń wewnętrznego zbrojenia stalowego na ścinanie. Dla tego samego poziomu obciążenia w belce kontrolnej obserwowano większe, niż w belkach wzmocnionych, odkształcenia strzemion. Moment uplastycznienia stalowych strzemion związany był z większym obciążeniem w belkach wzmocnionych, niż w belce bez wzmocnienia. Redukcja odkształceń w stali była największa dla belek z grupy B\_W, i co więcej tylko w przypadku tych belek osiągnięto mniejszą wartość końcowych odkształceń zbrojenia stalowego niż w belce kontrolnej. Miało to związek z największą sztywnością osiową kompozytu w tych belkach oraz z najmniejszym rozwojem zarysowania.
8. Obecność wzmocnienia PBO-FRCM nie zmieniło nachylenia ukośnej rysy niszczącej. Jej nachylenie do osi podłużnej belek wynosiło około 30-35° zarówno dla belki kontrolnej, jak i belek wzmocnionych. Rodzaj zakotwienia wpłynął na morfologię rys. Wzmocnienie PBO-FRCM opóźniło moment pojawienia się rys prostopadłych i ukośnych. Największa różnica w zarysowaniu była obserwowana dla belek z zakotwieniem paskowym B\_W. Rysy ukośne zaczęły powstawać przy obciążeniu prawie dwukrotnie większym, a początkowy obraz zarysowania był zbliżony do powstającego od dominującego zginania.
9. Na podstawie kryterium najlepszego wykorzystania parametrów wytrzymałościowych kompozytu PBO-FRCM, po przeprowadzeniu badań i analiz w I serii, do dalszych badań wybrano zakotwienie zrealizowane dla belek typu B\_P, dla których uzyskano ok. 50% wykorzystanie kompozytu.



## **4.5 Badania doświadczalne – seria II**

### **4.5.1 Cel i program badań**

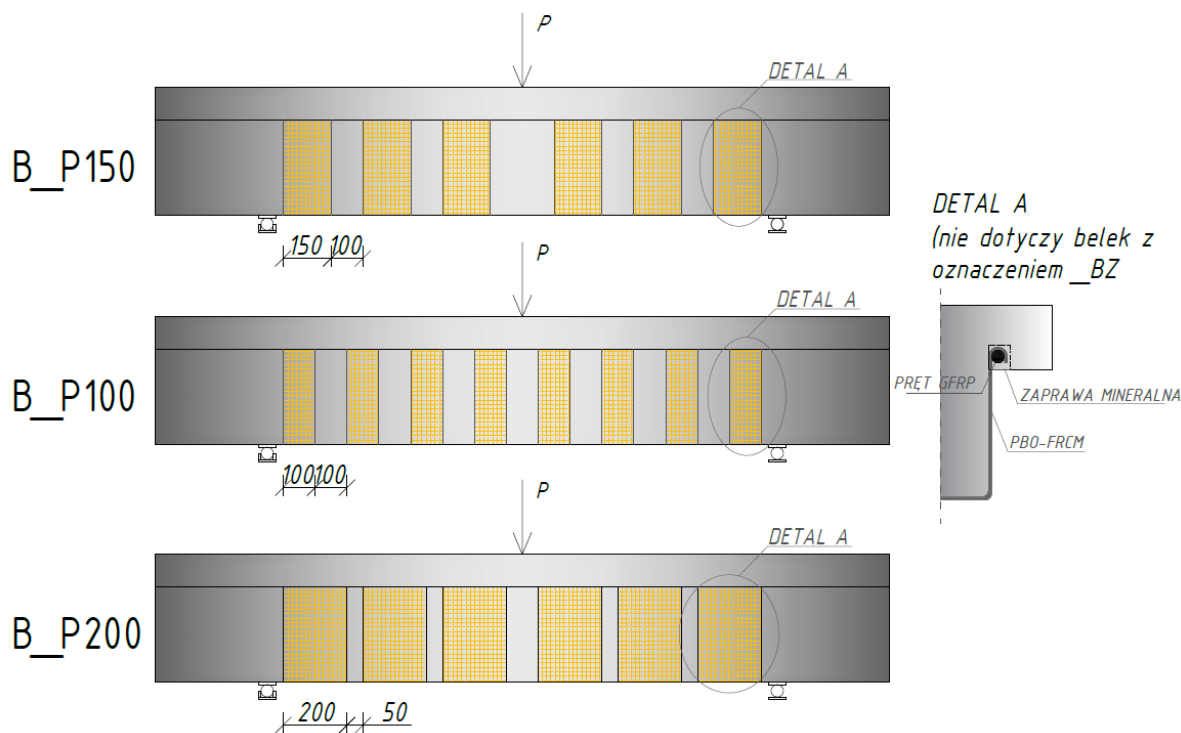
Badania przeprowadzono w roku 2017, w celu określenia wpływu sposobu ukształtowania wzmocnienia PBO-FRCM na efektywność jego wykorzystania i nośność na ścinanie żelbetowych belek zginanych. Badania były kontynuacją badań serii I opisanych w punktach 4.2, 4.3 i 4.4.

W badaniach zastosowano belki o takim samym schemacie statycznym i takim samym zbrojeniu stalowym i kompozytowym. Parametrem zmiennym miał być sposób ukształtowania wzmocnienia na ścinanie zewnętrznymi strzemionami z włókien PBO na zaprawie mineralnej – ich szerokość i rozstaw. Analizie poddano także wpływ obecności zakotwienia kompozytu pod półką przekroju teowego oraz rodzaj zastosowanej zaprawy. W badaniach zastosowano trzy sposoby ukształtowania strzemion PBO oraz jeden rodzaj zakotwienia z I serii badań. Za kryterium wyboru sposobu zakotwienia przyjęto najlepsze wykorzystanie materiału kompozytowego, rozumiane przez maksymalne uzyskane odkształcenia kompozytu, w I serii badań.

Przedmiotem badań było 12 belek żelbetowych o przekroju teowym. Belki miały takie same gabaryty, jak belki w I serii badań. Jedna belka była belką kontrolną bez wzmocnienia – B\_0\_1, a kolejne 11 belek podzielono na 3 grupy, które różniły się między sobą sposobem ukształtowania wzmocnienia (rys. 4.54).

Belki w grupie B\_P\_150 zostały wzmocnione za pomocą strzemion z siatki PBO o szerokości 150 mm w rozstawie w świetle, co 100 mm. Belki B\_P150 i B\_P150\_Z były belkami z zakotwieniem kompozytu, a B\_P150\_BZ belką bez zakotwienia kompozytu. Belka B\_P150\_Z została wzmocniona przy użyciu elastycznej zaprawy naprawczej, w miejsce dedykowanej zaprawy wchodzącej w skład systemu PBO-FRCM. Belki w grupie B\_P100 zostały wzmocnione za pomocą strzemion z siatki PBO o szerokości 100 mm w rozstawie w świetle, co 100 mm. Jedna z belek była belką bez zakotwienia kompozytu (B\_P\_100BZ), natomiast pozostałe 3 belki były belkami z zakotwieniem kompozytu. Belki w grupie B\_P200 zostały wzmocnione za pomocą strzemion z siatki PBO o szerokości 200 mm w rozstawie w świetle, co 50 mm. Podobnie, jak w grupie B\_P100, jedna z belek była belką bez zakotwienia kompozytu (B\_P200\_BZ) natomiast pozostałe 3 belki były belkami z zakotwieniem kompozytu. We wszystkich belkach z zakotwieniem zastosowano ten sam rodzaj zakotwienia, który w poprzedniej serii badań pozwalał na osiągnięcie największych odkształceń kompozytu. Na podstawie tej klasyfikacji wybrano zakotwienie prętowe, jak dla belek B\_P z serii I. Belki

posiadały pod półką bruzdy o wymiarach 20x20 mm i długości równej długości belki. W bruzdy wklejony był pręt kompozytowy z włókien szklanych o średnicy 6 mm, na który nawinięte były końce strzemion PBO o długości 100 mm. Pręt z nawiniętymi włóknami wprowadzany był w bruzdy pod półką i wklejony za pomocą tej samej zaprawy mineralnej którą używano do wykonania wzmocnienia na ścinanie (rys. 4.54).



Rys. 4.54. Schematy wzmocnienia belek serii II

#### 4.5.2 Wykonanie i przygotowanie elementów badawczych

##### a) Elementy badawcze

Badania przeprowadzono na modelach belek przedstawionych w punkcie 4.2.2 o przekroju poprzecznym 350 mm x 400 mm i szerokości środnika 150 mm oraz długości całkowitej 2300 mm. Zbrojenie podłużne i poprzeczne zostało wykonane w taki sam sposób, jak w belkach z I serii badań (rys. 4.4). Przyjęte wymiary przekrojów zapewniają możliwie mały wpływ efektu skali (w porównaniu do rzeczywistych wymiarów konstrukcji).

##### b) Wykonanie elementów badawczych

Elementy wykonano na zamówienie w Zakładzie Prefabrykacji BETARD w Długołęce, według przekazanego rysunku wykonawczego. Mieszanka betonowa została wykonana na miejscu przez firmę BETARD wg zamówienia, gdzie określona została minimalna wytrzymałość betonu na ściskanie odpowiadająca klasie C25/30. Przed przystąpieniem do

betonowania na strzemionach oraz pręcie podłużnym zostały naklejone, podobnie jak w etapie I, tensometry elektrooporowe typu RL120/20 w celu pomiaru odkształceń stali zbrojeniowej. Tensometry zostały naklejone w połowie wysokości strzemion i w połowie długości pręta, na odpowiednio przygotowanym, wyszlifowanym i zagruntowanym podłożu. Dodatkowo tensometry zostały zabezpieczone, podobnie jak poprzednio, woskiem oraz folią chroniącą przed uszkodzeniem podczas betonowania (rys. 4.55). Betonowanie elementów odbywało się w pozycji poziomej, gdzie półka przekroju teowego znajdowała się na górze formy i jej górna powierzchnia była powierzchnią zacieraną (rys. 4.56). Betonowanie 12 belek odbywało się w dwóch fazach, z dwóch jednakowych mieszanek betonowych, na stole wibracyjnym. Beton w formie zagęszczano poprzez wibrowanie przez około 1 minuty (rys. 4.56, 4.57). Elementy zostały rozformowane w zakładzie prefabrykacji i przewiezione do Laboratorium Wydziału Budownictwa Lądowego i Wodnego Politechniki Wrocławskiej.



Rys. 4.55. Naklejanie tensometrów na prętach zbrojeniowych



Rys. 4.56. Układanie zbrojenia w formach i betonowanie



Rys. 4.57. Belki i próbki po zabetonowaniu

#### c) **Wzmocnienie elementów badawczych**

Do wykonania wzmocnienia na ścinanie, podobnie jak w poprzedniej serii badań, wykorzystano materiały systemu Ruredil X Mesh Gold [106] w skład którego wchodzi:

- siatka Ruredil X Mesh Gold z włókna PBO (*polyparaphenylene benzobisoxazole*) o grubości w kierunku osnowy 0,0455 mm i grubości w kierunku wątku 0,0115 mm [106, 107],
- zaprawa mineralna Ruredil X Mesh M750 [106, 107].

Jako zakotwienie zastosowano pręt z włókien szklanych GFRP o średnicy 6 mm i długości 2300 mm. Przygotowanie elementu do badań oraz wykonanie zakotwienia prętowego wykonano identycznie, według procedury opisanej w punkcie 4.2.2.3. Wszystkie prace wykonywane przez Autorkę pracy i pracownika laboratorium zostały wykonane po dokładnym zapoznaniu się z instrukcją wykonywania wzmocnień pochodzącą od producenta [106].

W belce B\_P150\_Z wprowadzono modyfikację matrycy w kompozycie, stosując zamiast dedykowanej zaprawy mineralnej elastyczną zaprawę naprawczą Sikalastic 152 [108]. Miało to na celu sprawdzenie, jak zastosowanie zaprawy o innej wytrzymałości na rozciąganie wpłynie na morfologię rys i efektywność wzmocnienia [74].

### 4.5.3 Cechy odkształcalnościowe i wytrzymałościowe materiałów

#### a) **Beton**

W czasie betonowania elementów badawczych w wytwórni prefabrykatów wykonano po 4 próbki sześciennie oraz 3 próbki walcowe każdego z zarobu, który był użyty do

betonowania belek. Metodyka przygotowania i badań próbek oraz sposób opracowania wyników był taki sam, jak poprzednio, co opisano w punkcie 4.2.3.1.

Wyniki badania wytrzymałości betonu na ściskanie na próbkach sześciennych dla obydwu betonowań przedstawiono w tabelach 4.12 i 4.13. Średnia wytrzymałość betonu na ściskanie  $f_{cm,cube}$  zarobu pierwszego wynosi 51,87 MPa i została ustalona z odchyleniem standardowym  $s = 4,97$  MPa i współczynnikiem zmienności na poziomie 9%. Średnia wytrzymałość betonu na ściskanie  $f_{cm,cube}$  zarobu drugiego wynosi 48,38 MPa i została ustalona z odchyleniem standardowym  $s = 0,96$  MPa i współczynnikiem zmienności na poziomie 2%.

Tabela 4.12. Wyniki badania wytrzymałości betonu na ściskanie na próbkach sześciennych z betonowania z zarobu pierwszego

Lp.	Oznaczenie próbki	Bok				Wysokość	Masa	Gęstość	Siła niszcząca	Wytrzymałość na ściskanie
		góra		dół						
		A	B	A	B	H	[g]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[kN]	[MPa]
		[mm]					[mm]			
1	D1/1	151,45	149,79	150,42	149,71	149,79	7708	2278	1240	54,86
		151,62	149,88	150,80	149,15	149,63				
		150,88	149,80	150,89	149,66	149,75				
		powierzchnia przekroju [cm <sup>2</sup> ]			226,01	149,67				
2	D1/2	150,22	149,80	149,67	149,90	149,88	7661,5	2277	1160	51,65
		149,50	149,72	149,88	149,77	149,67				
		149,43	149,64	151,11	149,63	149,85				
		powierzchnia przekroju [cm <sup>2</sup> ]			224,57	149,82				
3	D1/3	150,63	149,97	149,66	150,08	149,89	7676,5	2279	1260	56,01
		150,88	149,70	149,62	149,93	149,33				
		150,25	149,52	149,99	149,66	149,65				
		powierzchnia przekroju [cm <sup>2</sup> ]			224,97	149,97				
4	D1/4	149,82	150,50	149,75	150,66	150,06	7664,0	2269	1010	44,95
		149,37	150,15	149,34	150,01	149,67				
		149,75	149,46	150,24	149,82	150,12				
		powierzchnia przekroju [cm <sup>2</sup> ]			224,73	151,27				

Badania próbek walcowych wykonano na maszynie wytrzymałościowej WALTER+BAI (rys. 4.58), według procedury opisanej w punkcie 4.2.3.1. Wyniki badania wytrzymałościowych betonu na ściskanie na próbkach walcowych przedstawiono w tabelach 4.14 i 4.15. Średnia wytrzymałość betonu na ściskanie  $f_{cm,cyl}$  dla próbek walcowych z zarobu pierwszego wynosi 47,79 MPa i została ustalona z odchyleniem standardowym  $s = 4,27$  MPa i współczynnikiem zmienności na poziomie 8,9%. Średnia wytrzymałość betonu na ściskanie  $f_{cm,cyl}$  dla próbek walcowych z zarobu drugiego wynosi 42,25 MPa i została ustalona z odchyleniem standardowym  $s = 1,79$  MPa i współczynnikiem zmienności na poziomie 4,2%.



Rys. 4.58. Widok stanowiska do badania wytrzymałości na ściskanie próbki walcowej

Tabela 4.13. Wyniki badania wytrzymałości betonu na ściskanie na próbkach sześciennych z betonowania z zarobu drugiego

Lp.	Oznaczenie próbki	Bok				Wysokość	Masa	Gęstość	Siła niszcząca	Wytrzymałość na ściskanie
		górną		dół						
		A	B	A	B	H				
		[mm]				[mm]				
1	D2/1	151,43	150,15	152,90	149,98	149,90	7812,5	2284	1090	47,79
		151,60	150,01	153,11	149,58	149,72				
		151,72	149,65	152,58	149,69	149,80				
		powierzchnia przekroju [cm <sup>2</sup> ]				228,10				
2	D2/2	150,05	149,97	151,30	149,92	149,80	7683,5	2270	1100	48,69
		150,28	149,85	151,52	149,90	149,76				
		150,38	149,72	151,11	149,74	149,92				
		powierzchnia przekroju [cm <sup>2</sup> ]				225,93				
3	D2/3	151,74	149,90	149,50	150,19	149,80	7669,0	2266	1120	49,60
		151,68	149,88	149,88	149,94	149,76				
		151,62	149,86	149,97	149,15	149,92				
		powierzchnia przekroju [cm <sup>2</sup> ]				225,83				
4	D2/4	150,12	149,80	150,80	149,87	149,80	7662,0	2269	1070	47,46
		150,18	149,84	150,76	149,80	149,76				
		150,38	149,86	150,69	149,74	149,87				
		powierzchnia przekroju [cm <sup>2</sup> ]				225,46				

Tabela 4.14. Wyniki badania wytrzymałości betonu na ściskanie na próbkach walcowych z betonowania z zarobu pierwszego

Lp	Oznaczenie próbki	Średnica		Wysokość	Masa	Gęstość	Siła niszcząca	Wytrzymałość na ściskanie
		góra	dół					
		[mm]		H				
1	DW1	149,98	149,88	299,81	12190	2304	760,3	43,10
		149,77	149,86	300,06				
		149,91	149,84	300,01				
		powierzchnia przekroju [cm <sup>2</sup> ]	176,42					
2	DW2	149,97	149,91	300,31	12232	2306	908,9	51,44
		150,01	150,07	300,22				
		149,98	149,99	300,30				
		powierzchnia przekroju [cm <sup>2</sup> ]	176,69					
3	DW3	150,11	150,48	300,77	12215,5	2291	866,1	48,84
		150,03	150,39	300,61				
		150,10	150,47	300,58				
		powierzchnia przekroju [cm <sup>2</sup> ]	177,34					

Tabela 4.15. Wyniki badania wytrzymałości betonu na ściskanie na próbkach walcowych z betonowania z zarobu drugiego

Lp	Oznaczenie próbki	Średnica		Wysokość	Masa	Gęstość	Siła niszcząca	Wytrzymałość na ściskanie
		góra	dół					
		[mm]		H				
1	DW1	149,90	149,87	299,45	12116,5	2291	779,1	44,10
		150,07	150,01	299,07				
		150,11	149,93	299,37				
		powierzchnia przekroju [cm <sup>2</sup> ]	176,67					
2	DW2	149,91	150,07	301,45	12206,5	2293	744,7	42,13
		150,03	150,03	301,10				
		150,01	150,08	301,00				
		powierzchnia przekroju [cm <sup>2</sup> ]	176,77					
3	DW3	150,11	150,07	300,51	12223,0	2298	717,1	40,51
		150,03	150,20	300,47				
		150,10	150,21	300,44				
		powierzchnia przekroju [cm <sup>2</sup> ]	177,00					

### Wytrzymałość na rozciąganie

Wytrzymałość na rozciąganie określono dla 3 próbek walcowych pobranych z belek po przeprowadzeniu badań. Próbki były pobierane z obszaru niezarysowanego za podporami. Do określenia wytrzymałości na rozciąganie stosowano procedurę z [101]. Badania próbek

walcowych wykonano na maszynie wytrzymałościowej ZD 100 o zakresie  $0 \div 1000\text{kN}$  (rys. 4.59). Wyniki badań przedstawiono w tabeli 4.16.



Rys. 4.59. Widok próbki w maszynie wytrzymałościowej w próbie rozłupywania oraz po zniszczeniu

Tabela 4.16. Wyniki badania wytrzymałości betonu na rozciąganie na próbkach walcowych z pobranych z belek B\_P150

Lp	Oznaczenie próbki	Średnica		Wysokość	Siła niszcząca	Wytrzymałość na ściskanie
		góra	dół			
		[mm]		H		
		[mm]		[mm]		
		[kN]	[MPa]			
1	W1	99,12	99,73	100,32	69	4,40
		99,99	99,82	99,87		
		99,81	99,71	100,30		
		wartość średnia	99,70	100,16		
2	W2	100,20	99,80	100,65	54	3,42
		99,67	99,74	100,62		
		99,77	99,74	100,81		
		wartość średnia	99,82	100,69		
3	W3	99,87	99,99	100,78	72	4,56
		99,65	99,87	100,82		
		100,01	99,94	100,20		
		wartość średnia	99,89	100,60		

Średnia wytrzymałość betonu na rozciąganie  $f_{ctm}$  dla próbek walcowych wynosi  $4,13\text{MPa}$  i została ustalona z odchyleniem standardowym  $s = 0,62\text{MPa}$ .

#### Moduł sprężystości

Oznaczenie modułu sprężystości dla betonu wykonano na maszynie wytrzymałościowej WALTER+BAI z wykorzystaniem naklejonych na beton tensometrów typu RL 300/50. Metodyka badań i sposób opracowania wyników był taki sam, jak w punkcie 4.2.3.1.





Rys. 4.60. Próbkę podczas oznaczania modułu sprężystości (po lewej) oraz po zniszczeniu (po prawej)

Średnia wartość modułu sprężystości betonu z zarobu pierwszego wynosi  $E_{cm} = 33,19$  GPa i została określona z odchyleniem standardowym  $s = 0,82$  GPa i współczynnikiem zmienności na poziomie 2,5%. Średnia wartość modułu sprężystości betonu z zarobu drugiego wynosi  $E_{cm} = 33,70$  GPa i została określona z odchyleniem standardowym  $s = 0,43$  GPa i współczynnikiem zmienności na poziomie 1,3%.

Tabela 4.17. Wyniki badań próbek betonowych

	$f_{cm,cube}$ [MPa]	$f_{cm,cyl}$ [MPa]	$E_{cm}$ [GPa]
Beton z zarobu pierwszego	51,87	47,79	33,19
Beton z zarobu drugiego	48,38	42,25	33,70

#### b) Stal zbrojeniowa

W belkach zastosowano taki sam gatunek stali zbrojeniowej, której sposób badań i parametry opisano w punkcie 4.2.3.b pracy.

#### c) Materiały kompozytowe

Do wykonania wzmocnień użyto tych samych materiałów systemu kompozytowego PBO-FRCM, co w poprzednim etapie (Ruredil X Mesh Gold [106, 107]). Parametry wytrzymałościowe siatki z włókien PBO i zaprawy mineralnej opisano w punkcie 4.2.3.c.

#### **4.5.4 Metodyka badań**

##### **a) Stanowisko badawcze**

Z uwagi na poprawność interpretacji wyników i możliwość porównania belek z serii I zastosowano takie same stanowisko badawcze, jak opisane w punkcie 4.2.4.a.

##### **b) Aparatura badawcza**

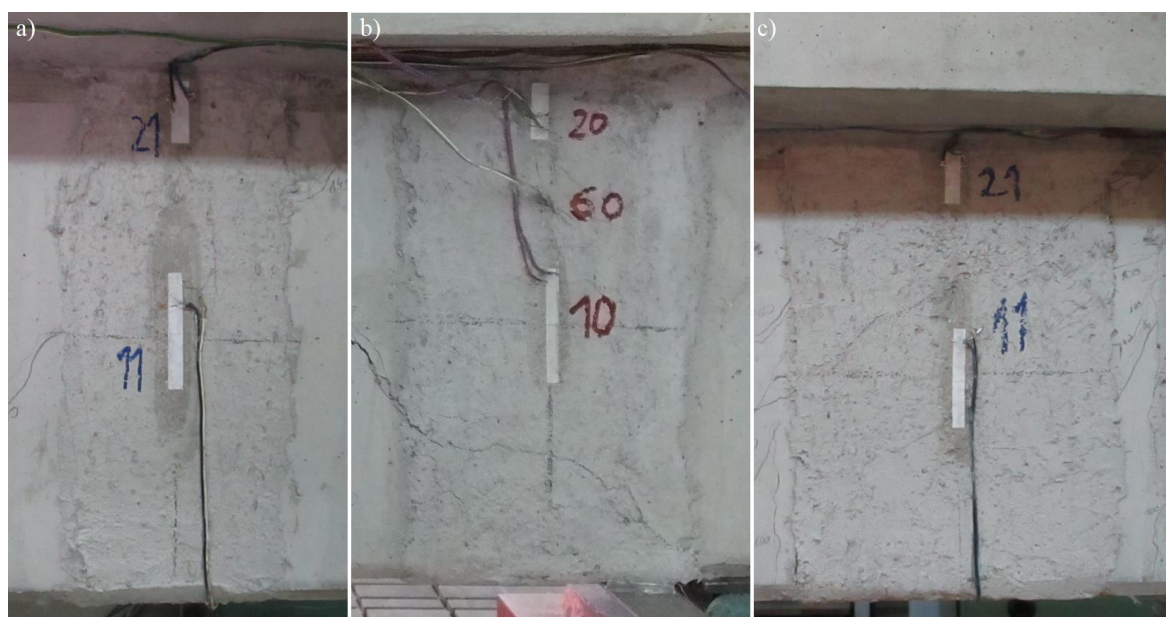
Dla każdego poziomego obciążenia rejestrowano następujące wielkości:

- odkształcenia podłużne betonu,
- odkształcenia strzemion z siatki z włókien PBO na bocznych ścianach środnika belki oraz w miejscu zakotwienia,
- odkształcenia prętów zbrojenia podłużnego oraz poprzecznego (strzemion).

Odkształcenia podłużne i poprzeczne betonu mierzono na powierzchni betonu za pomocą tensometrów elektrooporowych typu RL 300/50, które rozmieszczono w połowie długości belek, w przekroju środkowym – na górnej (ściskanej) powierzchni, na bocznej powierzchni, co 25 mm i na dolnej (rozciąganej) powierzchni.

Odkształcenia zewnętrznych strzemion z siatki z włókien PBO mierzono na ich powierzchni za pomocą tensometrów elektrooporowych typu RL 300/50 dla wzmocnienia na ścinanie na bocznych powierzchniach belki oraz typu RL 250/20 w przypadku zakotwienia. Na zewnętrznych strzemionach z siatki z włókien PBO naklejono tensometry w połowie wysokości belek, zgodnie z kierunkiem włókien głównych, czyli prostopadle do osi podłużnej belki. Tensometry na zakotwieniach znajdowały się w środku szerokości strzemion PBO, bezpośrednio pod półką, zgodnie z kierunkiem włókien głównych siatki PBO (rys. 4.61).

Odkształcenia zbrojenia podłużnego i poprzecznego mierzono za pomocą tensometrów elektrooporowych typu RL 120/20. Tensometry zostały naklejone w połowie wysokości strzemion i w połowie długości pręta podłużnego, jak opisano to w punkcie 4.2.2.b. Przewody do tensometrów zostały odpowiednio zabezpieczone przed możliwością zerwania podczas betonowania i wibrowania.



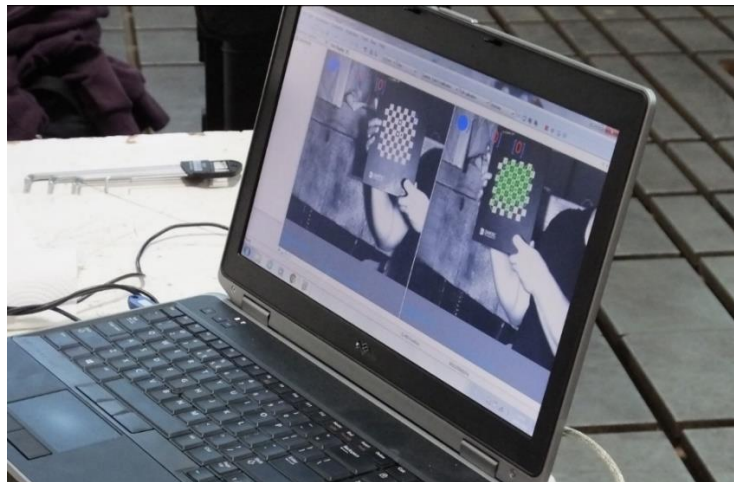
Rys. 4.61. Tensometry na wzmocnieniu kompozytowym: a) belki grupy B\_P100, b) belki grupy B\_P150, c) belki grupy B\_P200

Ugięcia belek mierzono za pomocą indukcyjnych czujników przemieszczeń liniowych o zakresie  $\pm 10$  mm i dokładności 0,001 mm, umieszczonych przy podporach oraz w połowie rozpiętości przęsła, jak opisano to w punkcie 4.2.4.a. Belki obciążano w sposób ciągły aż do zniszczenia. W trakcie obciążania dokonywano pomiaru szerokości rozwarcia rys.

#### 4.5.5 Cyfrowa Korelacja Obrazu (DIC – Digital Image Correlation)

W ramach nawiązanej współpracy z Wydziałem Mechanicznym Politechniki Wrocławskiej jako dodatkowy pomiar odkształceń powierzchniowych strzemion PBO zastosowano metodę Cyfrowej Korelacji Obrazu. Metodę zastosowano dla jednej belki (B\_P150). Cyfrowa Korelacja Obrazu (ang. DIC - *Digital Image Correlation*) umożliwia bezkontaktowe pomiary zmian składowych stanu przemieszczenia zarówno w płaszczyźnie, jak i w trójmiarze. Pomiar polega na wykonaniu serii cyfrowych zdjęć badanego obiektu przed obciążeniem i w trakcie obciążenia. Powierzchnia badanego elementu musi być odpowiednio przygotowana, poprzez naniesienie na nią losowej struktury plamkowej. Najczęściej w badaniach na obiektach żelbetowych strukturę plamkową wykonuje się przy użyciu farby w sprayu. Przed obciążeniem wykonuje się zdjęcie referencyjne, do którego porównywane są zdjęcia wykonywane w trakcie obciążenia. Wyniki pomiaru uzyskiwane są w pikselach, następnie przeskalowywane są na jednostkę miar (np. mm) z wykorzystaniem specjalnych tablic kalibracyjnych z naniesionym wzorcem, których obraz jest rejestrowany na zdjęciu referencyjnym (rys. 4.62). Algorytm DIC śledzi pozycję naniesionych na powierzchni

elementu punktów, co pozwala na mierzenie przemieszczeń powierzchni i budowę wektorowego pola przemieszczeń, które następnie mogą być wykorzystane do obliczeń odkształceń.



Rys. 4.62. Kalibracja kamer przy użyciu tablicy wzorcowej

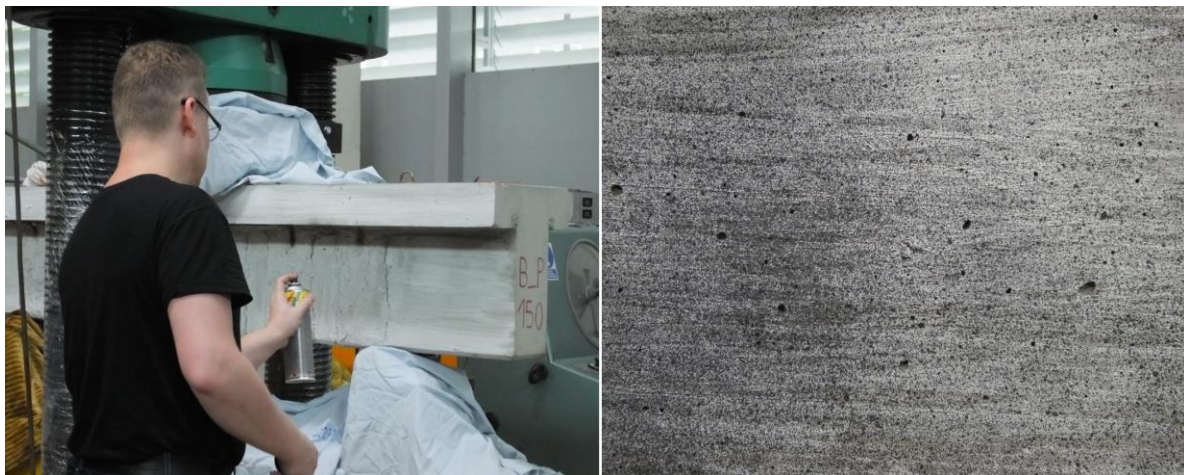
Zastosowany system DIC był wyposażony w układ dwóch kamer cyfrowych, mocowanych na statywie z poprzeczną belką, na której można regulować ich rozstaw. W pobliżu kamer znajdowało się źródło światła monochromatycznego, aby ograniczyć odbłaski na badanym elemencie. Warunkiem koniecznym do poprawności pomiaru jest zasada, że obraz z obu kamer musi przedstawiać tę samą powierzchnię badanego elementu. Elementy stanowiska pomiarowego przedstawiono na rys 4.63.



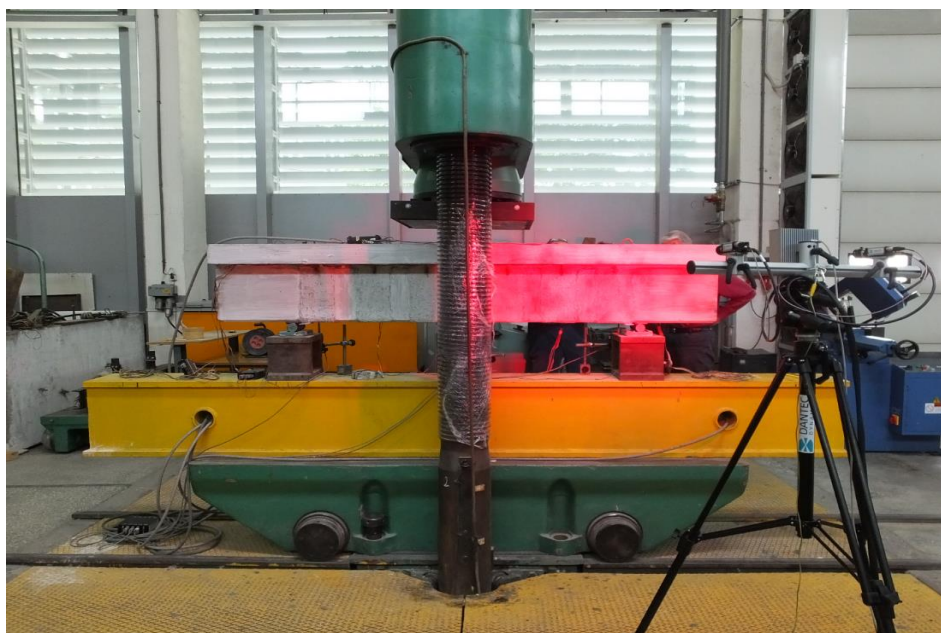
Rys. 4.63. Elementy systemu DIC firmy DANTEC, źródło: <https://www.ita-polska.com.pl>

Ze względu na budowę maszyny wytrzymałościowej, która posiada filary na środku rozpiętości przęsła, nie można było użyć metody DIC do analizy całej belki, ponieważ obraz z obu kamer nie przedstawiałby tej samej powierzchni. Do analizy wybrano więc połowę przęsła. Połowa belki została przygotowana do pomiarów DIC, poprzez pobielenie powierzchni

betonu wapnem oraz spryskanie jej czarnym sprayem, aby nadać strukturę plamkową. Powstałe plamki na powierzchni betonu przedstawiono na rys. 4.64, a stanowisko badawcze na rys. 4.65.



Rys. 4.64. Nanoszenie struktury plamkowej na powierzchnię badanej belki za pomocą farby w sprayu



Rys. 4.65. Stanowisko pomiarowe metodą DIC

## 4.6 Wyniki badań doświadczalnych serii II

W ramach serii II badań doświadczalnych wykonano i poddano obciążeniu jednaście belek żelbetowych wzmocnianych na ścinanie za pomocą strzemion z siatki z włókien PBO na zaprawie mineralnej i jedną belkę kontrolną. Belki wzmocnione podzielone zostały na 3 grupy, które różniły się rodzajem zastosowanego zakotwienia kompozytu PBO-FRCM. Szczegółowe informacje na temat wykonania i wzmocnienia belek podano w punkcie 4.5.2 pracy.

#### 4.6.1 Nośność graniczna belek i mechanizmy zniszczenia

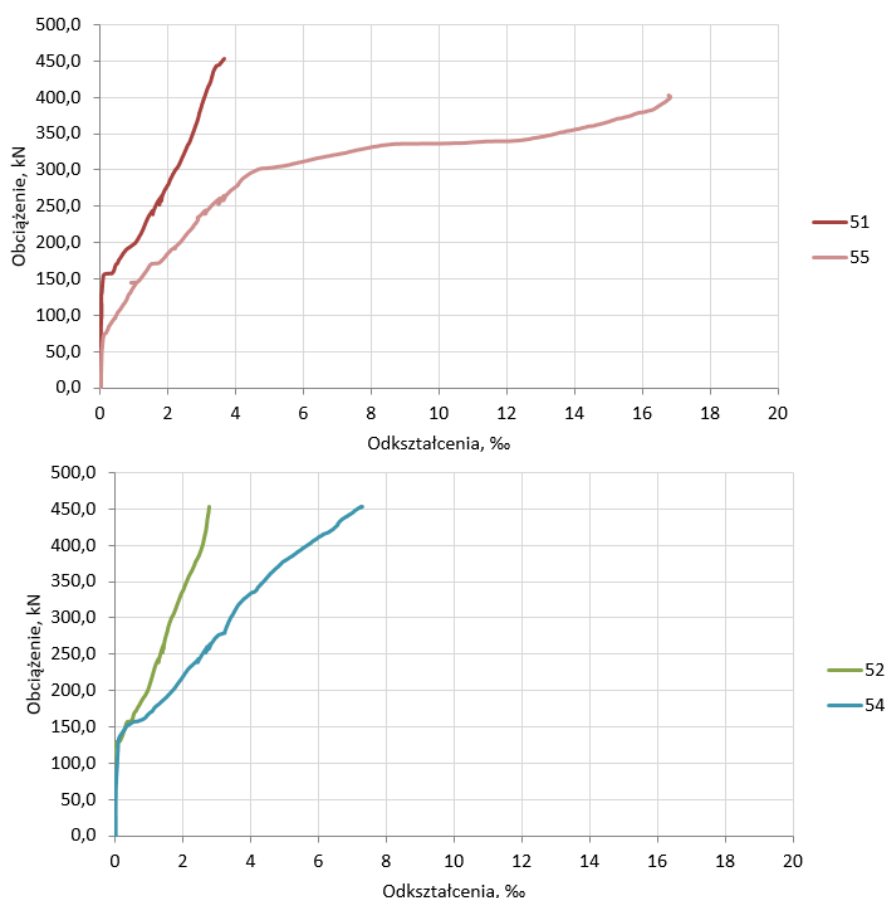
Wyniki badań sił niszczących dla belek  $P_{max}^{LAB}$ , odkształceń kompozytu  $\varepsilon_{max}^{LAB}$ , ugięć  $a^{LAB}$  oraz stopnia wzmocnienia zaprezentowano w tabeli 4.18. Jako stopień wzmocnienia przyjęto, podobnie jak poprzednio, stosunek siły niszczącej dla elementu wzmocnionego do siły niszczącej dla elementu bez wzmocnienia (belka kontrolna). Dla każdej grupy podano także uśrednione wartości z uzyskanych wyników dla belek. Kolorem niebieskim oznaczono belki, które były badane po 40 dniach od wykonania wzmocnienia, natomiast pozostałe belki badane były po 7 dniach od wykonania wzmocnienia.

Tabela 4.18. Zestawienie wyników badań serii II

	$P_{max}^{LAB}$ [kN]	$\varepsilon_{max}^{LAB}$ [%]	$a^{LAB}$ [mm]	Stopień wzmocnienia [-]
<b>B_0</b>	453,67	-	3,47	-
<b>B_P150</b>	527,4	3,33	5,06	1,16
<b>B_P150_Z</b>	511,19	7,77	6,44	1,13
<b>B_150_BZ</b>	506,6	5,20	7,31	1,12
<b>B_P100_1</b>	508,1	9,90	7,00	1,12
<b>B_P100_2</b>	499,35	11,6	6,70	1,10
<b>B_P100_3</b>	499,17	8,27	7,38	1,10
<b>B_100_BZ</b>	477,34	6,39	5,39	1,05
<b>B_P200_1</b>	547,0	7,36	7,03	1,20
<b>B_P200_2</b>	603,8	9,37	7,88	1,33
<b>B_P200_3</b>	521,9	12,9	5,83	1,15
<b>B_200_BZ</b>	535,0	6,03	7,45	1,18

Wszystkie belki zniszczyły się na ścinanie w wyniku powstania ukośnej rysy niszczącej. Obserwacja mechanizmu zniszczenia a także późniejsza inwentaryzacja elementów pozwoliła stwierdzić, że zniszczenie elementów wzmocnionych nastąpiło wskutek odspojenia się siatki z włókien PBO na pewnym odcinku, co pozwalało na rozwój rysy ukośnej i uplastycznienie strzemion stalowych. Siatka PBO odspajała się od warstwy zaprawy, bez warstwy otuliny betonowej. Odspojenie się siatki PBO było poprzedzone uszkodzeniem zakotwienia.

Poniższe wykresy (rys. 4.66) przedstawiają odkształcenia zbrojenia stalowego w belce kontrolnej (bez wzmocnienia). Numeracja tensometrów na zbrojeniu jest przedstawiona na rys. 4.28. Jak widać, doszło do uplastycznienia strzemion znajdujących się w środku przęsła, tj. 51, 54, 55. Nie doszło do uplastycznienia strzemion przy podporach oraz pręta podłużnego. Wzrost odkształceń w strzemionach zarejestrowano przy obciążeniu równym 80 kN dla strzemienia nr 55 oraz 150 kN dla strzemion nr 51, 52 i 54, co odpowiada momentowi powstania rysy ukośnej. Do uplastycznienia strzemienia nr 56 doszło na poziomie obciążenia 300 kN a maksymalne odkształcenia wyniosły 1,67%.



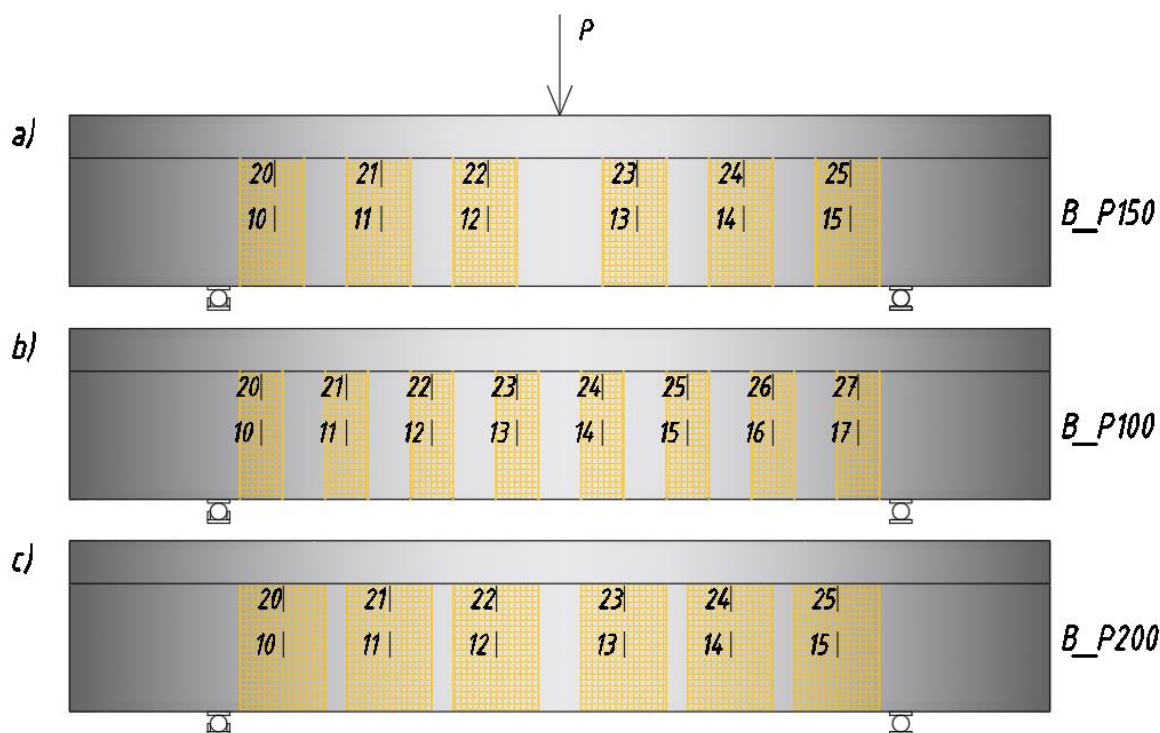
Rys. 4.66. Wykresy odkształceń prętów zbrojeniowych w belce kontrolnej

a) Belki B\_P150

Dla elementów z grupy B\_P150 otrzymano przyrost nośności rzędu 12-16%. Największy przyrost nośności otrzymano dla belki z zakotwieniem, wzmocnianej przy użyciu dedykowanej dla systemu PBO-FRCM zaprawy mineralnej. Najmniejszy przyrost nośności

otrzymano dla belki bez zakotwienia. Użycie elastycznej zaprawy naprawczej zamiast zaprawy mineralnej nie wykazało przyrostu nośności, jednak należy zauważyć, że ta modyfikacja dotyczyła tylko jednej belki więc nie można postawić jednoznacznego wniosku i należałoby przeprowadzić więcej badań.

Pierwsze rysy ukośne powstały w środku pod obciążeniem równym 90-100 kN, pomiędzy strzemiionami PBO 13-14 i 11-12 (rys. 4.67-a), w połowie wysokości belki. W belce kontrolnej rysy ukośne zaczęły powstawać przy mniejszym obciążeniu, które wynosiło 80 kN. Wynika z tego, że zastosowanie wzmocnienia opóźniło powstanie pierwszych rys ukośnych.



Rys. 4.67. Numeracja tensometrów umieszczonych na strzemiionach PBO

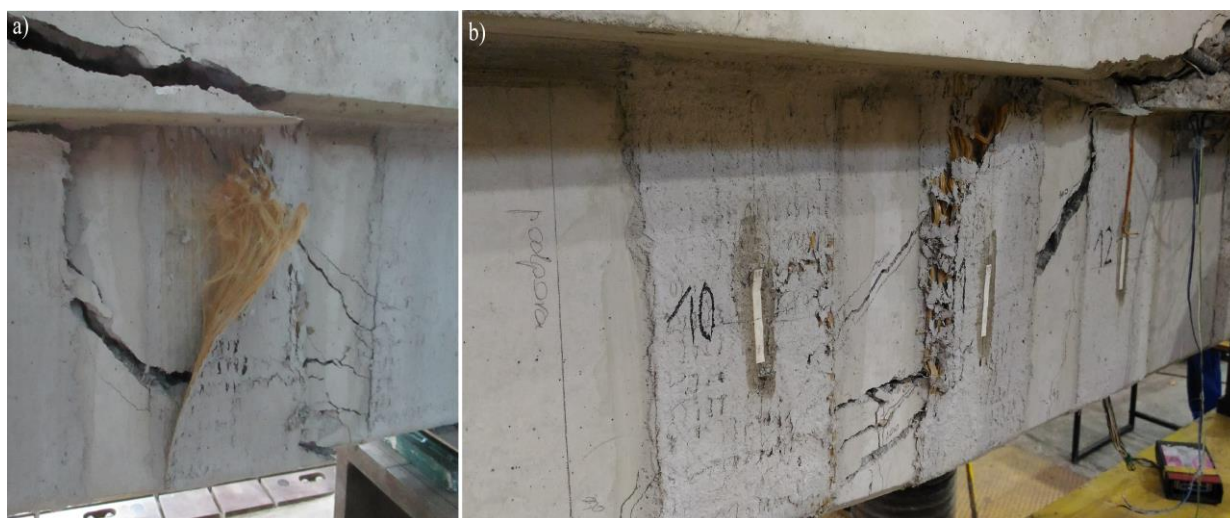
Przed zniszczeniem nastąpiło powstanie niszczącej ukośnej rysy w półce, przy obciążeniu wynoszącym 380-400 kN. Rysa ta rozwijała się gwałtownie, a jej rozwartość osiągała wartość 2-3 mm. Rysa rozwijała się od miejsca przyłożenia siły i była nachylona pod kątem około 30°. W belkach z zakotwieniem (B\_P150 i B\_P150\_Z) rysa przebiegała pod półką wzdłuż pręta GFRP, powodując rozluźnienie zakotwienia, możliwość deformacji strzemiion PBO i rozwój rys ukośnych w środku belki (rys. 4.68-a,b). Dla belki bez zakotwienia (B\_P150\_BZ) zaobserwowano odspojenie końców strzemiion PBO pod półką, gdyż nie były one przytrzymane przez zakotwienie. Odspojenie to występowało na całym obszarze nad rysą ukośną, a po odspojeniu widoczne były suche włókna PBO, nie pokryte zaprawą mineralną (rys. 4.69-a,b). W wyniku przekroczenia wytrzymałości zaprawy mineralnej na rozciąganie



dochodziło do zarysowania zaprawy i odspojenia strzemion PBO w miejscu rys ukośnych oraz do rozwoju tych rys, aż do zniszczenia belki (rys. 4.68, 4.69). W żadnej z belek nie doszło do zerwania włókien PBO ani wyrwania ich z zakotwienia. W wyniku zarysowania wzdłuż zakotwienia, dochodziło do odspojenia całego pręta wraz z nawiniętą na niego siatką PBO.



Rys. 4.68. Zniszczenie belek B\_P150: a) odspojenie strzemienia PBO nad rysą ukośną w belce B\_P150, b) odspojenie strzemienia PBO nad rysą ukośną w belce B\_P150\_Z, c) widoczne zarysowanie, poślizg włókien na elastycznej zaprawie naprawczej oraz suche włókna

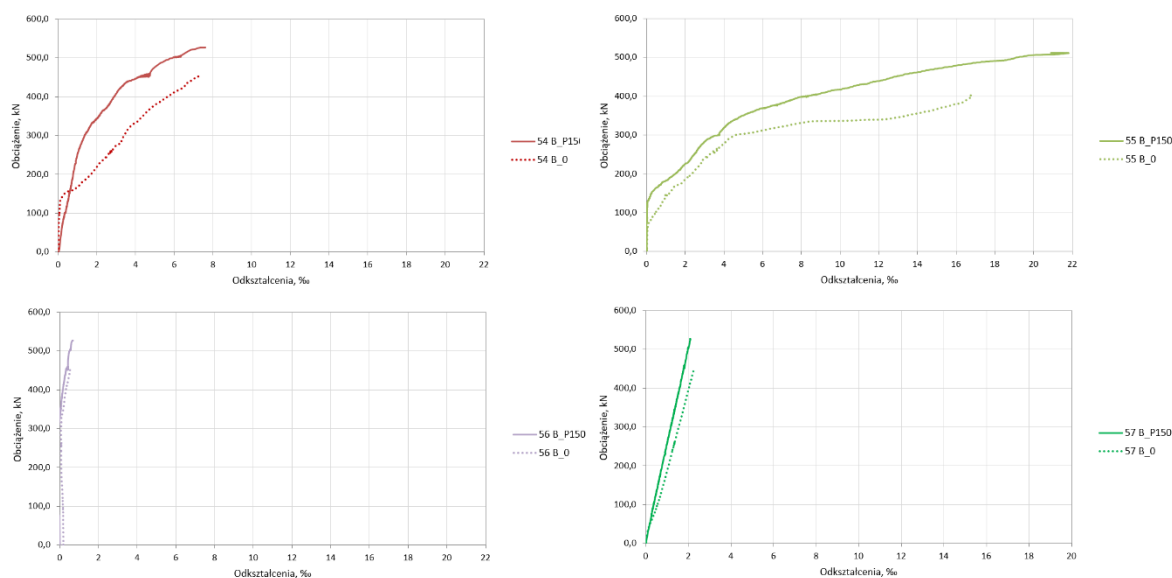


Rys. 4.69. Zniszczenie belki B\_P150\_BZ bez zakotwienia: a) suche włókna PBO i odspojenie strzemienia PBO na całej wysokości nad rysą ukośną, b) odspojenie strzemienia PBO i widoczne zarysowanie i poślizg włókien

Strzemiona PBO odspajały się od elementu w warstwie zaprawy, bez warstwy otuliny betonowej (rys. 4.69-a). Na wierzchu zaprawy widoczne były spękania, będące efektem poślizgu wiązek włókien w warstwie zaprawy (rys. 4.68-a,c). Dla belki ze strzemionami PBO pokrytymi elastyczną zaprawą naprawczą (B\_P150\_Z) również zaobserwowano zarysowanie świadczące o poślizgu włókien na zaprawie. Mechanizm zniszczenia tej belki był również związany z odspojeniem się strzemion PBO w warstwie pomiędzy włóknami a zaprawą (rys.

4.68-b). Po zniszczeniu można było również zaobserwować suche włókna w miejscu odspojenia się strzemion PBO, więc modyfikacja zaprawy nie przyniosła spodziewanego efektu w postaci lepszej impregnacji włókien i lepszej jej odkształcalności (rys. 4.68-c).

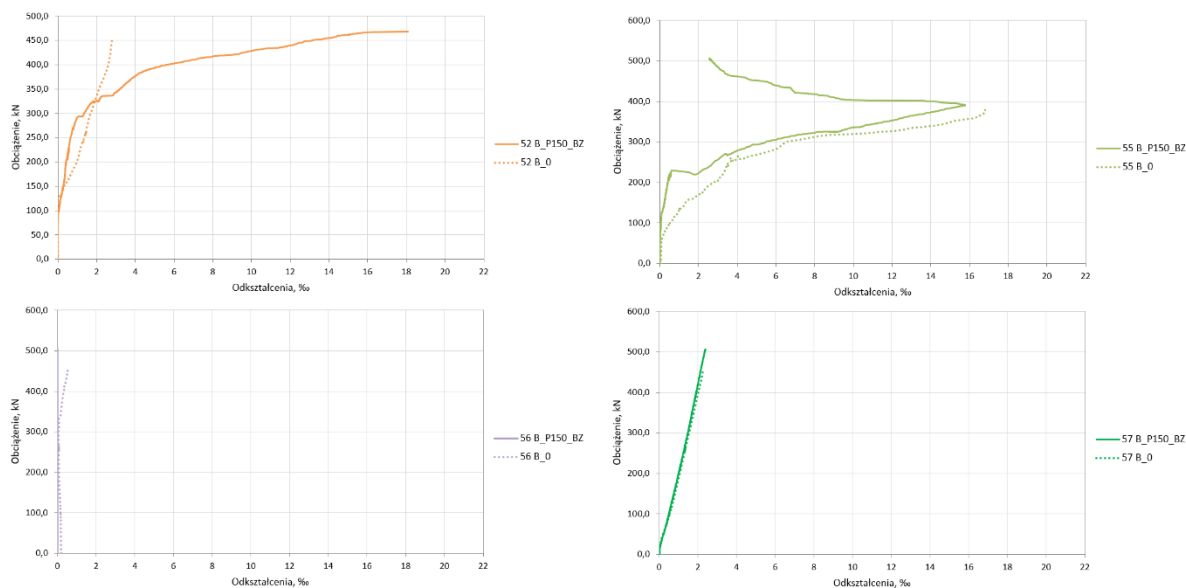
Analizując wykresy odkształceń prętów zbrojeniowych można stwierdzić, że do uplastycznienia wewnętrznego zbrojenia na ścinanie dochodziło pod większym obciążeniem niż dla belki kontrolnej. W belkach wzmocnionych do uplastycznienia strzemion dochodziło na poziomie obciążenia równym około 300-420 kN a maksymalne odkształcenia wynosiły 2,15%. Na wykresach (rys. 4.70) przedstawiono porównanie odkształceń stali zbrojeniowej w belce wzmocnionej z zakotwieniem (linia ciągła) oraz w belce kontrolnej (linia przerywana), z części przęsła w której powstała ukośna rysa niszcząca. Tensometry o numerze 57 znajdował się na pręcie podłużnym, natomiast tensometry 54-56 na strzemionach. Dzięki zastosowaniu wzmocnienia kompozytowego otrzymano także mniejsze odkształcenia pręta podłużnego na danym poziomie obciążenia (tensometry 57), co oznacza, że zastosowanie wzmocnienie PBO-FRCM na ścinanie ma wpływ na pracę zbrojenia na zginanie. Dla strzemion najbardziej wyężonych (nr 54 i 55) widać, że odkształcenia dla belki B\_0 są odpowiednio mniejsze, na tych samych poziomach obciążenia, co belek wzmocnionych. Świadczy to o korzystnym wpływie wzmocnienia na stan odkształcenia w belce i współpracy wzmocnienia kompozytowego.



Rys. 4.70. Wykresy odkształceń prętów zbrojeniowych w belce B\_P150 (linia ciągła) porównanych do belki kontrolnej (linia przerywana)

Na kolejnych wykresach (rys. 4.71) przedstawiono porównanie odkształceń stali zbrojeniowej w belce wzmocnionej bez zakotwienia oraz w belce kontrolnej. Analizując

wykres można stwierdzić, że także w przypadku belki bez zakotwienia do uplastycznienia wewnętrznego zbrojenia na ścinanie dochodziło pod większym obciążeniem niż dla belki kontrolnej. Porównując te wyniki do wyników belek z zakotwieniem można jednak stwierdzić, że ta różnica jest mniej zauważalna. W belce bez zakotwienia zaobserwowano również mniejszy wpływ wzmocnienia na ścinanie na pręty podłużne, gdyż różnica w odkształceniach tych prętów jest prawie niezauważalna.

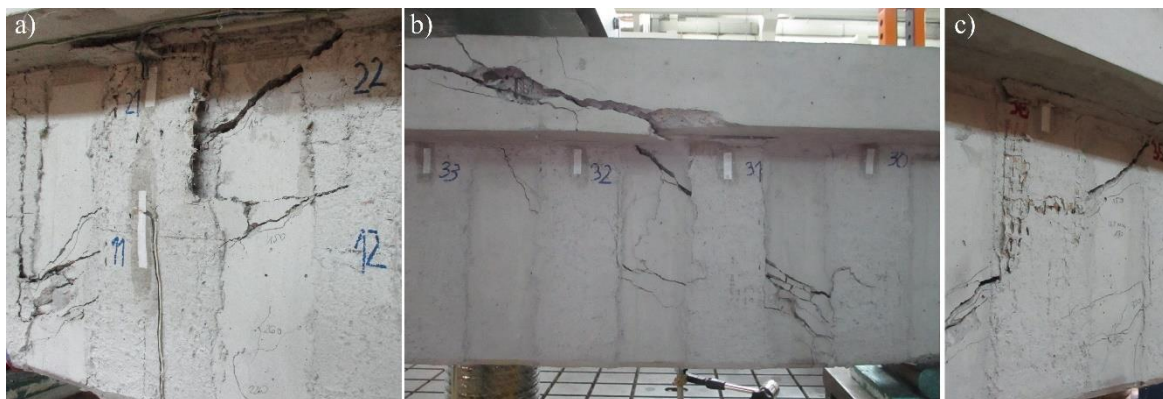


Rys. 4.71. Wykresy odkształceń prętów zbrojeniowych w belce B\_P150\_BZ (linia ciągła) porównanych do belki kontrolnej (linia przerywana)

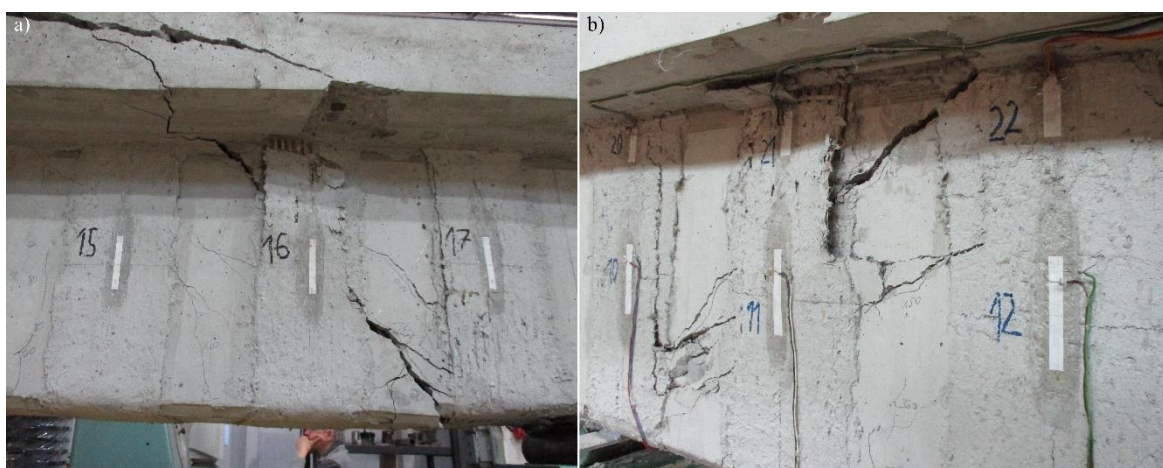
#### b) Belki B\_P100

Dla elementów z grupy B\_P100 otrzymano przyrost nośności rzędu 5-12%, przy czym najmniejszy przyrost nośności otrzymano dla belki bez zakotwienia (B\_P100\_BZ). Pierwsze rysy ukośne pojawiły się w środku pod obciążeniem równym 80-90 kN, pomiędzy strzemiionami PBO 10-11, 11-12, 15-16 i 16-17 (rys. 4.67-b), w połowie wysokości belki. Wynika z tego, że powstanie rys ukośnych w belkach B\_P100 także zostało opóźnione przez obecność wzmocnienia, w porównaniu do belki kontrolnej. Przed zniszczeniem nastąpiło powstanie ukośnej rysy niszczącej w półce, przy obciążeniu wynoszącym ok. 320-350 kN. Rysa ta rozwijała się gwałtownie, a jej rozwarcie osiągało wartość 2-3 mm (rys. 4.72). Jej przebieg rozpoczynał się od miejsca przyłożenia siły, aż do zakotwienia pod półką, a jej nachylenie do osi podłużnej belki wynosiło w przybliżeniu, podobnie jak dla belek B\_P150 około 30°. Wraz ze wzrostem obciążenia rysy ukośne w środku rozwijały się pomiędzy strzemiionami PBO, aż

do zniszczenia belki. Dla belki bez zakotwienia (B\_P100\_BZ) zaobserwowano odspojenie końców strzemion PBO pod półką, gdyż nie były one przytrzymane przez zakotwienie. Odspojenie to występowało na całym obszarze nad rysą ukośną na strzemieniu PBO o numerze 16, w warstwie pomiędzy włóknami a zaprawą (rys. 4.73-a).



Rys. 4.72. Zniszczenie belek B\_P100: a) odspojenie strzemienia PBO w warstwie zaprawy, b) przebieg rysy ukośnej, c) zarysowanie i odspojenie strzemienia PBO

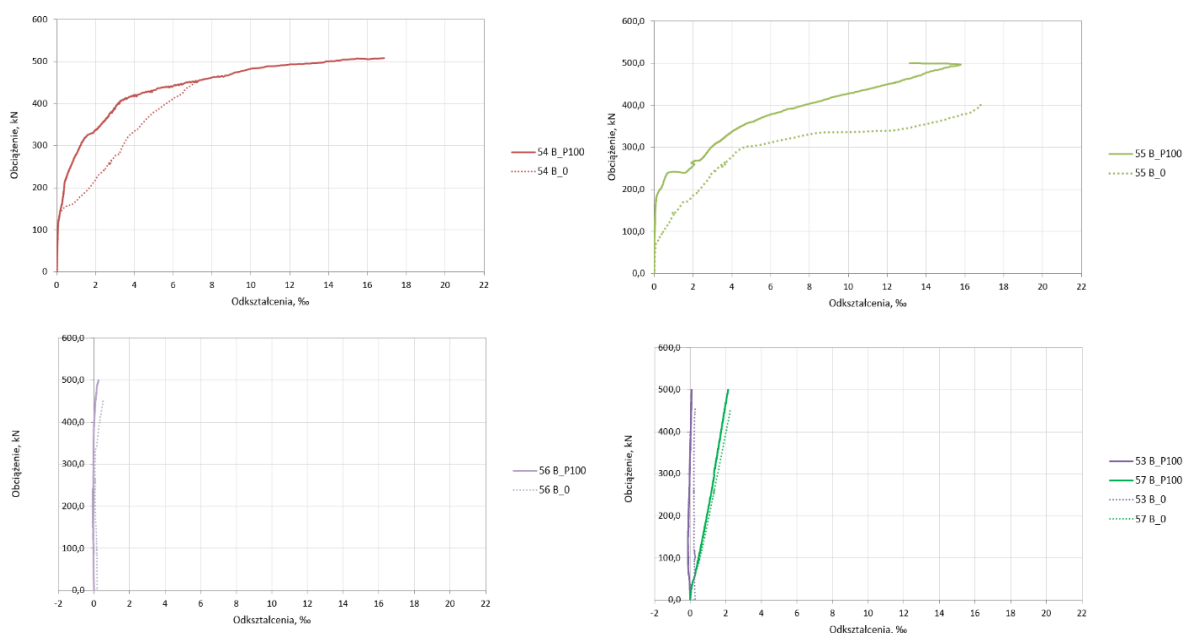


Rys. 4.73. Zniszczenie belek B\_P100: a) belka bez zakotwienia – odspojenie końców strzemienia PBO, b) belka z zakotwieniem – odspojenie w miejscu rysy ukośnej i zarysowanie wzdłuż zakotwienia.

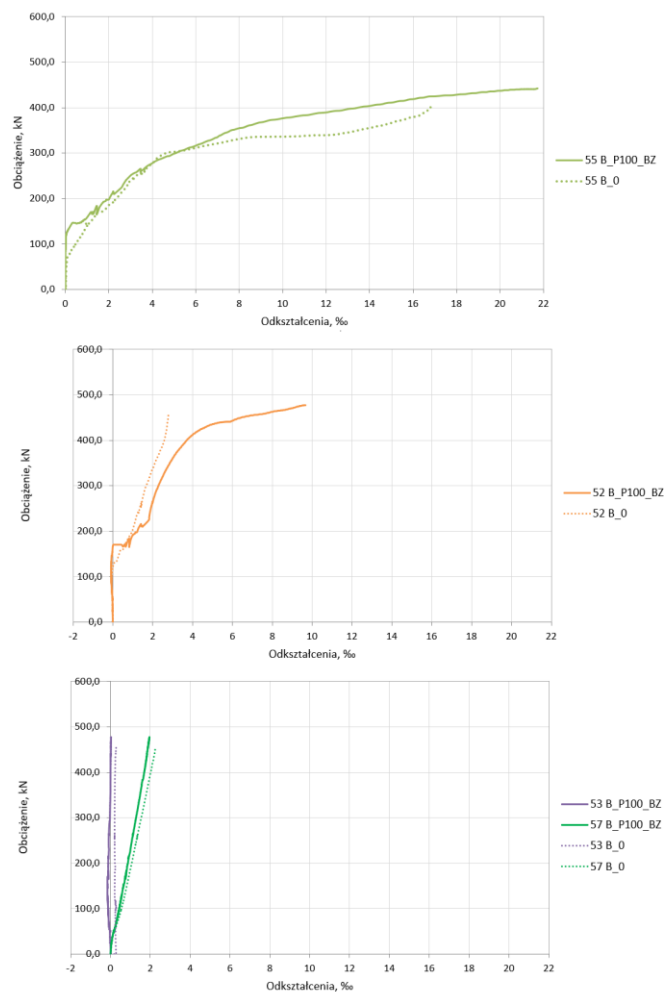
Na zewnętrznej warstwie zaprawy widoczne było zarysowanie i poślizg włókien, jednak obszar występowania tego zjawiska był mniejszy niż dla belek B\_P150 i B\_P200 (rys. 4.72, 4.73). Ma to związek z mniejszą ilością kompozytu oraz dużym rozstawem pomiędzy strzemionami PBO, w wyniku czego materiał kompozytowy miał mniejszy udział w nośności na ścinanie. W żadnej z belek nie doszło do zerwania włókien PBO ani wyrwania ich z zakotwienia. Nie wykazano również wpływu dłuższego czasu (40 dni) oczekiwania od wzmocnienia do obciążenia belki. Siła niszcząca i mechanizm zniszczenia dla belek obciążanych po 7 i 40 dniach były zbliżone.

Analizując wykresy odkształceń prętów zbrojeniowych (rys. 4.74 i 4.75) można stwierdzić, że podobnie jak dla belek B\_P150, do uplastycznienia wewnętrznego zbrojenia na ścinanie dochodziło pod większym obciążeniem niż dla belki kontrolnej, na poziomie obciążenia równym około 250-400 kN. Rys 4.74 przedstawia porównanie odkształceń stali zbrojeniowej w belce wzmocnionej (linia ciągła) oraz w belce kontrolnej (linia przerywana), z tej części przęsła, w której powstała ukośna rysa niszcząca. Podobnie, jak w pozostałych elementach, tensometr o numerze 57 znajdował się na pręcie podłużnym, a tensometry 54-56 na strzemionach. Poza korzystnym wpływem wzmocnienia PBO-FRCM na zmniejszenie odkształceń strzemion, można zaobserwować także zmniejszenie odkształcenia pręta podłużnego.

Rys. 4.75 przedstawia porównanie odkształceń stali zbrojeniowej w belce wzmocnionej bez zakotwienia oraz w belce kontrolnej. Analizując wykres można stwierdzić, że do uplastycznienia wewnętrznego zbrojenia na ścinanie dochodziło na porównywalnym poziomie obciążenia, jak dla belki kontrolnej (ok. 150-200 kN), ale osiągnięto mniejsze odkształcenia pręta podłużnego.



Rys. 4.74. Wykresy odkształceń prętów zbrojeniowych w belce B\_P100 (linia ciągła) porównanych do belki kontrolnej (linia przerywana)



Rys. 4.75. Wykresy odkształceń prętów zbrojonych w belce B\_P100\_BZ (linia ciągła) porównanych do belki kontrolnej (linia przerywana)

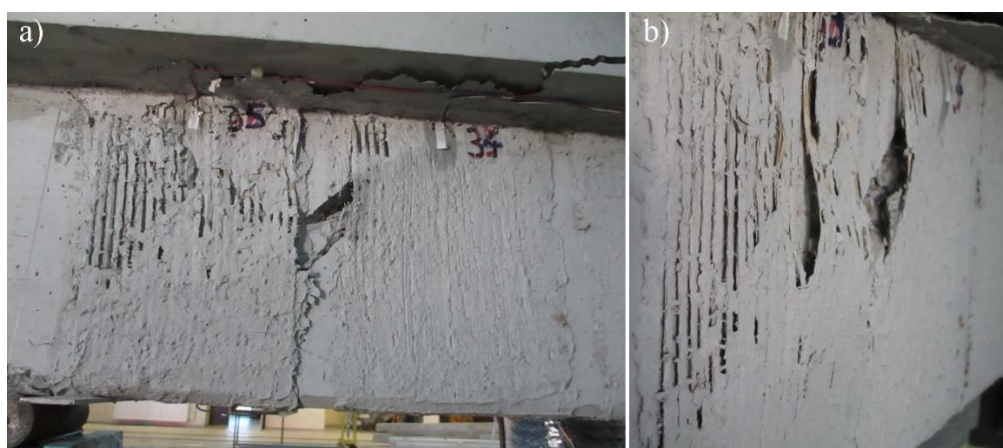
c) Belki B\_P200

Dla elementów grupy B\_200 otrzymano przyrost nośności rzędu 15-33%, przy czym największy przyrost nośności zaobserwowano dla belki z zakotwieniem (B\_P200\_2). Moment pojawienia się pierwszych rys ukośnych odpowiadał obciążeniu 80-90 kN, co potwierdza, że również i w przypadku tej grupy belek zastosowane wzmocnienia PBO-FRCM pozwoliło na opóźnienie momentu powstania rys ukośnych, w stosunku do belki kontrolnej. Rysy ukośne zaczęły powstawać pomiędzy strzemionami PBO o numerach 14-15 (rys. 4.67-c), w połowie wysokości belki. Przed zniszczeniem nastąpiło powstanie ukośnej rysy niszczącej w półce, przy obciążeniu wynoszącym 300-400 kN. Rysa, podobnie jak w pozostałych elementach, rozwijała się gwałtownie od miejsca przyłożenia siły do zakotwienia pod półką, ale była nachylona pod kątem około  $45^{\circ}$ , więc jej zasięg w półce był mniejszy, niż dla belek B\_P150 i B\_P100. Wraz ze wzrostem obciążenia rysy ukośne w środku rozwijały się pomiędzy strzemionami PBO, aż

do zniszczenia belki (rys. 4.76). Dla belki bez zakotwienia (B\_P200\_BZ) zaobserwowano odspojenie końców strzemion PBO na całym obszarze nad rysą ukośną na strzemionach PBO o numerach 14 i 15, w warstwie pomiędzy włóknami a zaprawą (rys. 4.78). Dla belek z zakotwieniem widać wyraźnie poślizg włókien oraz zarysowanie i odspojenie zewnętrznej warstwy zaprawy, również w miejscach rysy ukośnej i nad nią (rys. 4.76, 4.77). Można zaobserwować, że odspojeniu ulegał tylko fragment strzemienia PBO, w miejscu przebiegu rysy i nad nią, natomiast cała reszta strzemienia nie wykazywała oznak odspojenia (rys. 4.77-a). Zaobserwowano również zarysowanie wzdłuż zakotwienia i jego odspojenie. W żadnej z belek nie doszło do zerwania włókien PBO ani wyrwania ich z zakotwienia. Analogicznie jak w pozostałych belkach nie wykazano pozytywnego wpływu dłuższego czasu wiązania i twardnienia zaprawy od momentu wzmocnienia do obciążenia belki.



Rys. 4.76. Zniszczenie belek B\_P200 w wyniku odspojenia strzemion PBO nad rysą ukośną

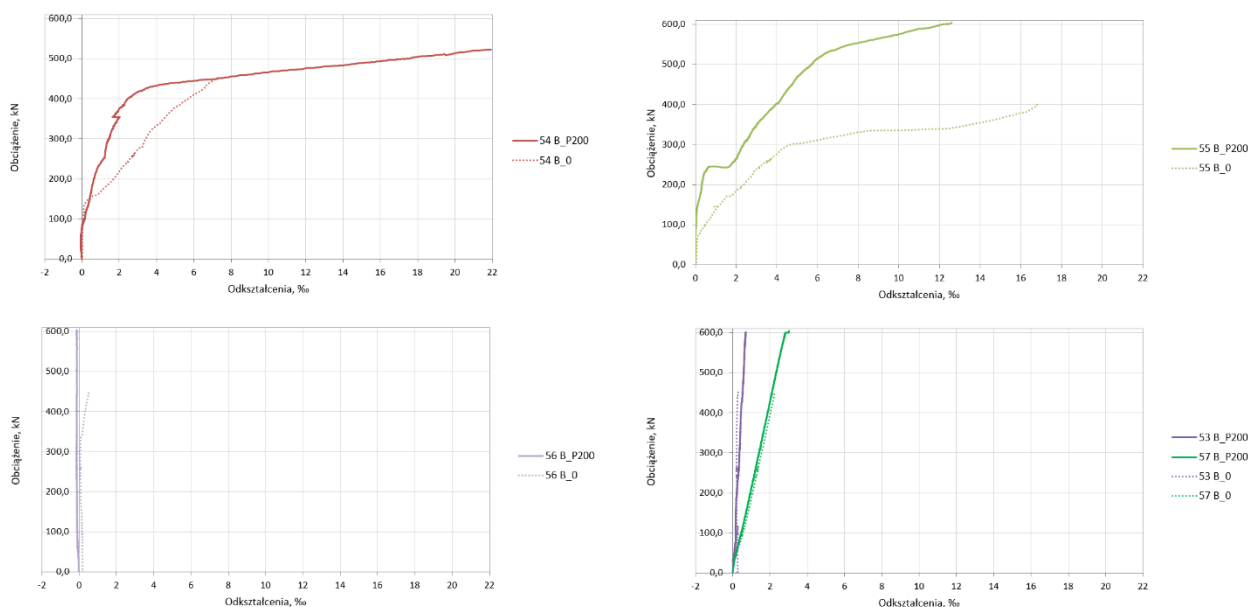


Rys. 4.77. Zniszczenie belek B\_P200: a) zarysowanie zakotwienia i wyrwanie włókien PBO, b) zarysowanie zewnętrznej zaprawy świadczące o poślizgu włókien na zaprawie



Rys. 4.78. Zniszczenie belki B\_P200\_BZ – odspojenie końców strzemion PBO nad rysą ukośną.

Na wykresie rys. 4.79 przedstawiono odkształcenia prętów zbrojeniowych dla belki z zakotwieniem (linia ciągła) i dla belki kontrolnej (linia przerywana). Można zauważyć, że podobnie, jak dla belek B\_P150 i B\_P100, obecność wzmocnienia miała wpływ na odkształcenia w zbrojeniu stalowym. Do uplastycznienia wewnętrznych strzemion dochodziło pod większym obciążeniem niż dla belki kontrolnej (około 250-400 kN dla belki wzmocnionej). Analogicznie, jak w belkach B\_P150 i B\_P100 otrzymano także mniejsze odkształcenia pręta podłużnego przy danym poziomie obciążenia (tensometr 57) dla belki ze wzmocnieniem.

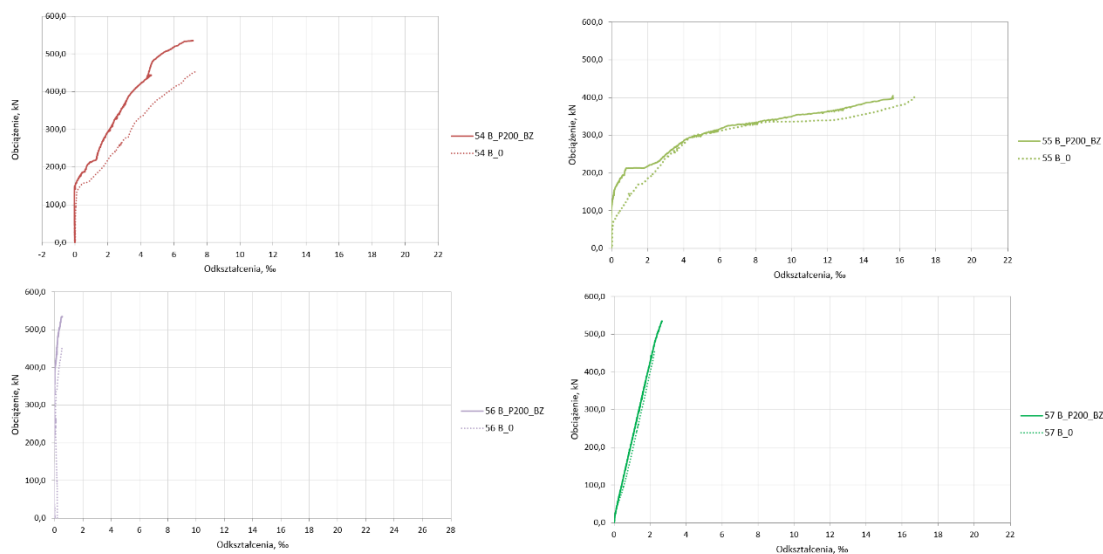


Rys. 4.79. Wykresy odkształceń prętów zbrojeniowych w belce B\_P200 (linia ciągła) porównanych do belki kontrolnej (linia przerywana)

Kolejne wykresy (rys. 4.80) przedstawiają porównanie odkształceń stali zbrojeniowej w belce wzmocnionej bez zakotwienia oraz w belce kontrolnej. Również w przypadku belki bez zakotwienia do uplastycznienia wewnętrznego zbrojenia na ścinanie dochodziło pod



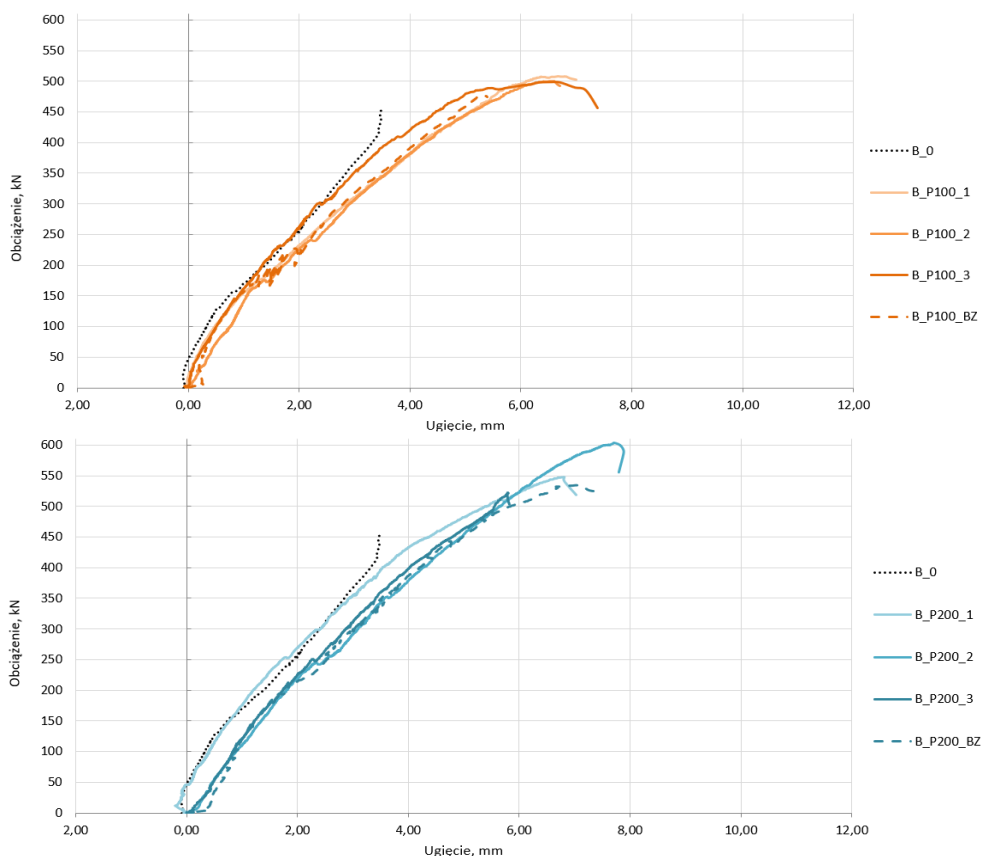
większym obciążeniem niż dla belki kontrolnej, ale różnica tych odkształceń jest mniejsza, niż dla belek z zakotwieniem.



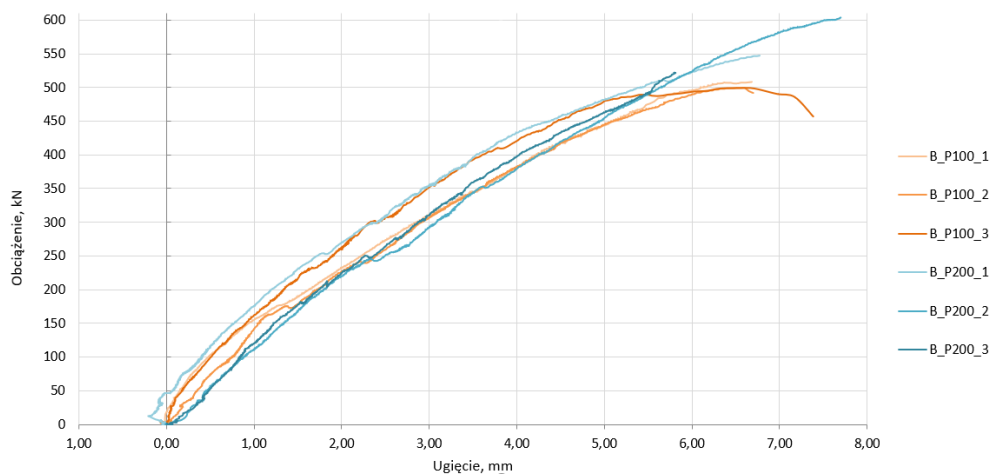
Rys. 4.80. Wykresy odkształceń prętów zbrojonych w belce B\_P200\_BZ (linia ciągła) porównanych do belki kontrolnej (linia przerywana)

#### 4.6.2 Ugięcie i zarysowanie

Na rys. 4.81 przedstawiono ugięcia belki kontrolnej oraz wzmocnionych belek w zależności od wartości obciążenia. Szerokość zewnętrznych strzemion z włókien PBO nie wpływa na przyrost ugięć badanych elementów. Dla takiego samego poziomu obciążenia, wartości ugięć belek z zakotwieniem oraz bez zakotwienia są zbliżone. Różnice między belką kontrolną a belkami wzmocnionymi są niewielkie, więc wzmocnienie na ścinanie nie miało wpływu na przyrost ugięcia. Zastosowanie wzmocnienia pozwoliło jednak na przyrost nośności belek, która objawia się przyrostem maksymalnych rejestrowanych ugięć elementów. Dla belki kontrolnej ugięcie przy zniszczeniu wyniosło 3,47 mm podczas gdy dla belek wzmocnionych otrzymano maksymalną wartość 7,88 mm, czyli ponad dwukrotnie większą, przy jednoczesnym wzroście nośności o 33%. Na kolejnym wykresie (rys. 4.82) przedstawiono porównanie ugięć dla belek B\_P100 i B\_P200. Można zaobserwować, że po przekroczeniu obciążenia 400-450 kN zmienia się nachylenie krzywej ugięć belek B\_P100 i ugięcia zaczynają szybciej przyrastać, natomiast w belkach B\_P200 krzywa ta pozostaje liniowa aż do zniszczenia. Przez cały okres badania różnice w ugięciach nie są jednak znaczące. Warto zauważyć, że dla tego typu belek żelbetowych wg normy [102] przyjmuje się, że dopuszczalne ugięcie wynosi  $a_{dop}=l_{eff}/250$ , co dla belek będących przedmiotem badań wynosi 6,4 mm. Wynika z tego, że belki wzmocnione osiągały większe ugięcia niż dopuszczalne.



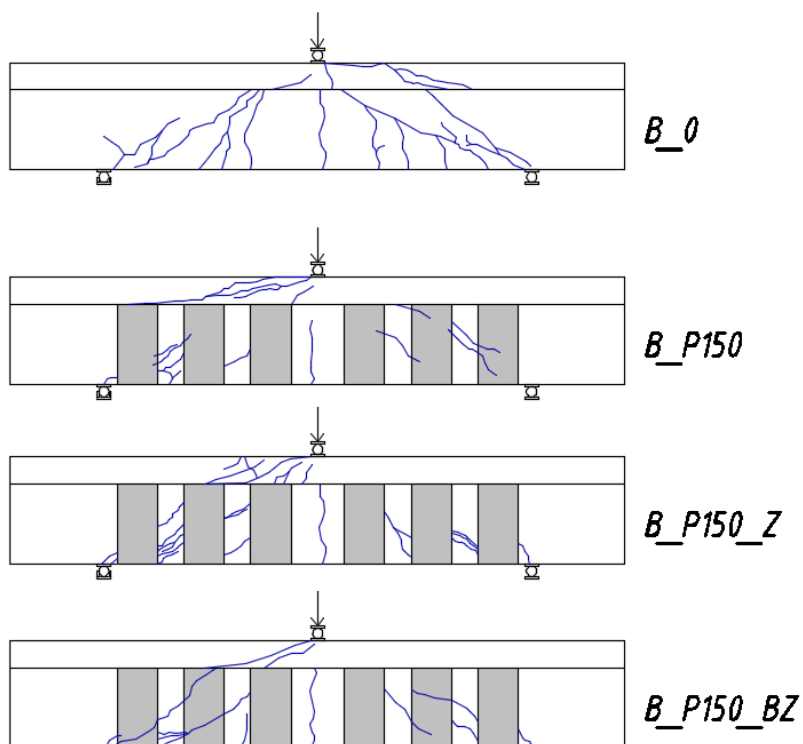
Rys. 4.81. Ugięcia belek w serii II



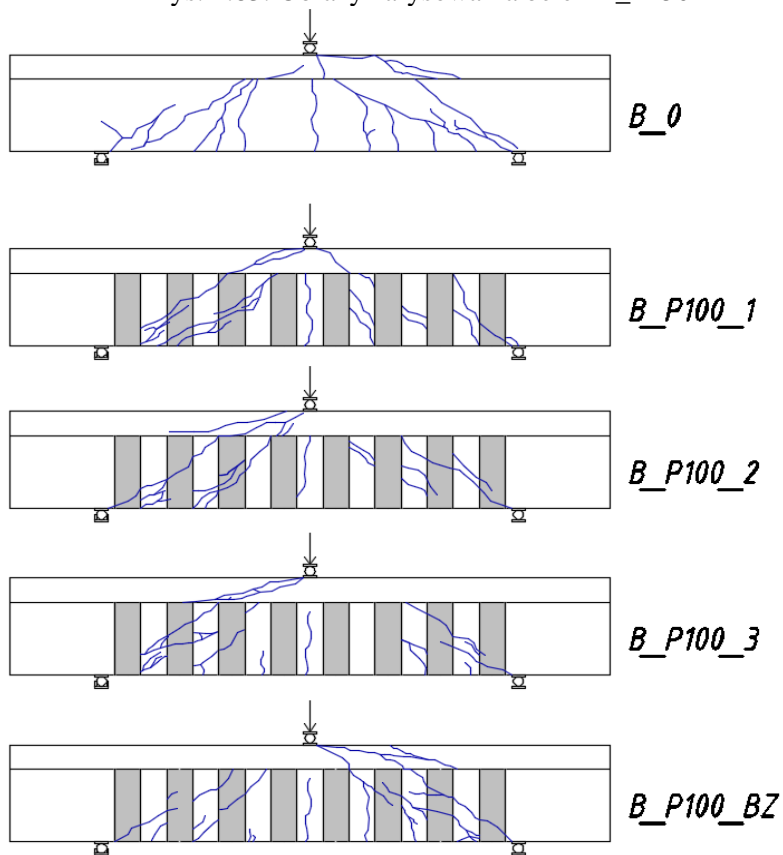
Rys. 4.82. Porównanie ugięć belek B\_P100 i B\_P200

Obrazy zarysowania belek przedstawiono na rysunkach 4.83 – 4.85. Analizując te obszary dla belek wzmocnionych oraz belki kontrolnej można zauważyć, że zarysowanie ma podobny przebieg. Rysy ukośne powstawały pod kątem 30-35°. Najbardziej zbliżone do belki kontrolnej zarysowanie występowało w belkach z grupy B\_P100, które miały największe odstępy pomiędzy strzemiionami PBO, co umożliwiało swobodniejszy rozwój rys ukośnych

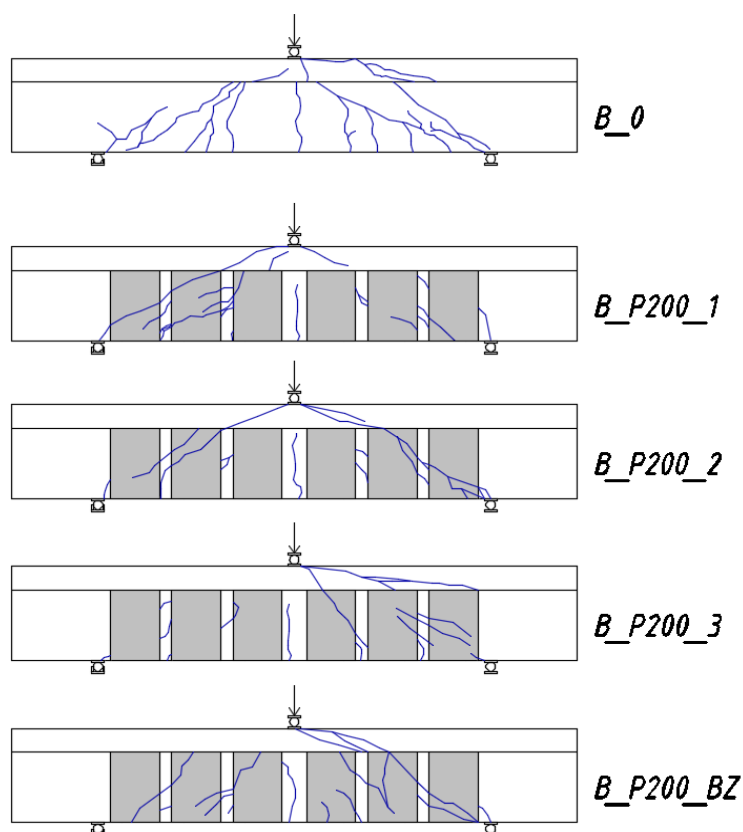
w środku. Dla belek z grupy B\_P200 zaobserwowano mniej rys ukośnych w środku, a rysa ukośna na półce miała mniejszy zasięg.



Rys. 4.83. Obrazy zarysowania belek B\_P150



Rys. 4.84. Obrazy zarysowania belek B\_P100



Rys. 4.85. Obrazy zarysowania belek B\_P200

Observacje dotyczące rozwoju rys w zależności od obciążenia przedstawiono w tabeli 4.19. Brak niektórych wartości sił związany był z brakiem uchwycenia momentu wystąpienia danego zjawiska. Analizując wyniki można zauważyć, że zastosowanie wzmocnienia PBO-FRCM na ścinanie opóźniło moment pojawienia się rys prostopadłych oraz spowodowało wolniejszy przyrost rozwarcia tych rys. Nie zaobserwowano jednak wpływu obecności zakotwienia na moment pojawienia się tych rys. W belkach wzmocnionych rysy ukośne w środku powstawały przy nieznacznie większym obciążeniu, niż dla belki kontrolnej, przy czym nie zauważono większych różnic pomiędzy tym obciążeniem dla poszczególnych rodzajów wzmocnienia. Dla każdej grupy wzmocnionych belek moment pojawienia się rysy ukośnej odpowiada średnio obciążeniu 90 kN. Zastosowanie wzmocnienia spowolniło rozwój rys ukośnych. Rozwartość rysy ukośnej 0,2 mm wystąpiła dla belki kontrolnej przy obciążeniu 114 kN, natomiast dla belek wzmocnionych przy obciążeniu 142 – 210 kN, przy czym najwyższe wartości tego obciążenia odpowiadają grupie belek z największym stopniem zbrojenia kompozytowego (B\_P200). Podobnie wnioski można zapisać, porównując moment powstania rozwarcia rysy 0,3 mm. Moment powstania rys ukośnych w półce przekroju teowego odpowiadał mniejszemu obciążeniu dla belki kontrolnej niż dla belek wzmocnionych, co

oznacza, że zastosowanie wzmocnienia opóźniło powstanie tych rys. Dla belki kontrolnej obciążenie to wynosiło 280 kN, podczas gdy dla belek wzmocnionych wynosiło 320 – 400 kN, przy czym największe wartości także odpowiadają belkom z grupy B\_P200.

Tabela 4.19 Obserwacje rozwoju rys w zależności od obciążenia

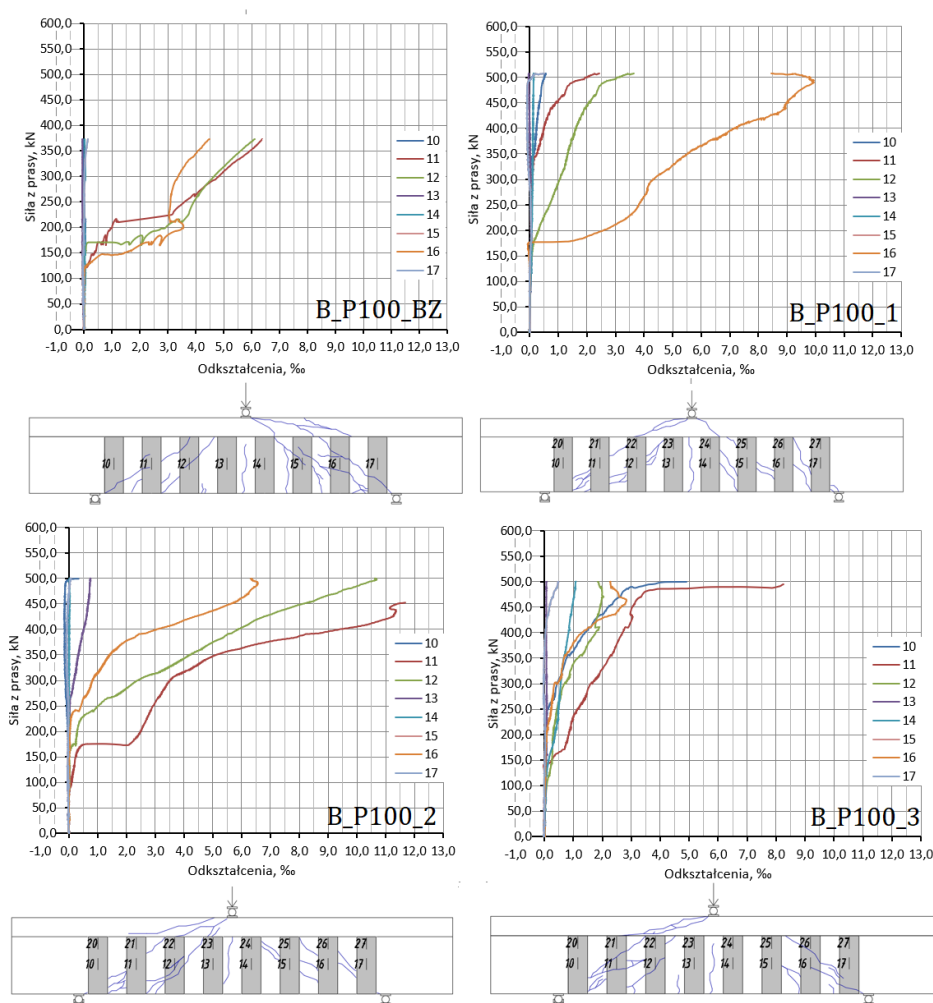
Obserwacja	Obciążenie [kN]											
	B_0	B_P150	B_P150_Z	B_P150_BZ	B_P100_1	B_P100_2	B_P100_3	B_P100_BZ	B_P200_1	B_P200_2	B_P200_3	B_P200_BZ
Powstanie rysy prostopadłej	20	30	30	35	50	45	25	40	55	50	45	35
Powstanie rysy ukośnej	80	100	90	90	80	90	85	90	90	90	80	95
Powstanie rysy ukośnej na półce	280	390	380	-	350	320	350	350	340	400	390	370
Rysa ukośna rozwartość 0,2 mm	114	142	190	170	190	180	170	145	210	210	210	-
Rysa ukośna rozwartość 0,3 mm	180	190	230	220	230	250	230	200	245	290	260	260
Powstanie drugiej rysy ukośnej	140	-	220	200	190	190	180	180	220	220	190	180

Nie zaobserwowano wpływu obecności zakotwienia na morfologię pierwszych rys. W każdej grupie wzmocnienia, belki bez i z zakotwieniem charakteryzowały się podobnym momentem powstania pierwszych rys oraz ich rozwojem. Wpływ zakotwienia jest znaczący w momencie dalszego rozwoju rys ukośnych, kiedy zakotwienie zapobiega przedwczesnemu odspojeniu się końców strzemion PBO. W belkach bez zakotwienia występowało bowiem charakterystyczne odspojenie strzemion PBO nad miejscem występowania rysy ukośnej do końca strzemienia znajdującego się pod półką.

### 4.6.3 Odkształcenia wzmocnienia kompozytowego

Na kolejnych trzech rysunkach (4.86 - 4.88) przedstawiono rozkład odkształceń materiału kompozytowego w funkcji obciążenia, odpowiednio dla belek B\_P100, B\_P150 i B\_P200. Pierwszy wykres dla każdej grupy belek obejmuje belkę wzmocnioną bez zakotwienia a kolejne przedstawiają belki z zakotwieniem. Moment, w którym zarejestrowano gwałtowny przyrost odkształceń materiału kompozytowego jest momentem, w którym zarejestrowano rozwartość pierwszej rysy ukośnej 0,2 mm oraz moment powstania drugiej rysy ukośnej. Porównując wszystkie wykresy można zauważyć, że wzrost odkształceń

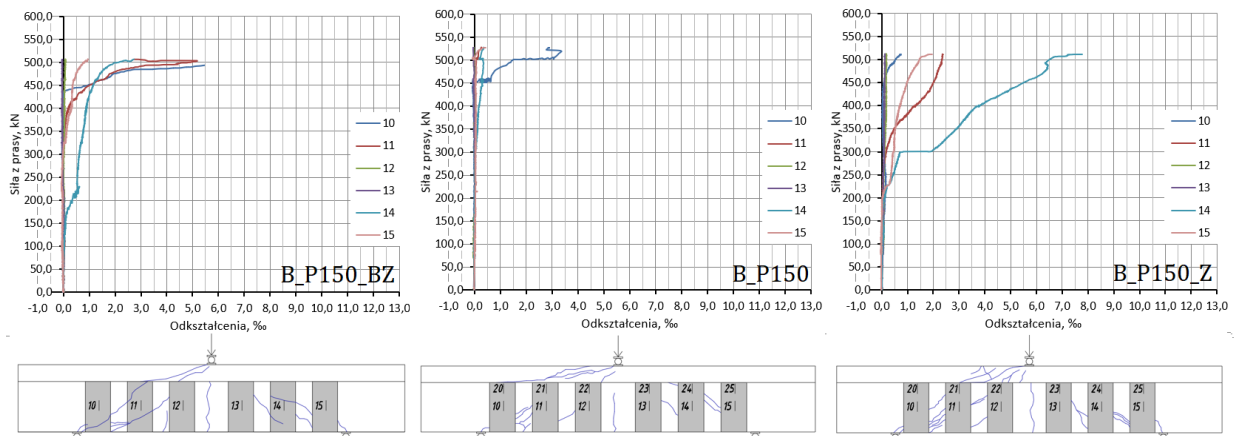
w strzemiach PBO dla belek B\_P200 zaczyna się pod większym obciążeniem, niż dla strzemiach PBO o szerokości 100 i 150 mm. Do wzrostu odkształceń kompozytu dochodziło pod obciążeniem około 160 kN dla belek B\_P100, 200 kN dla belek B\_P150 i 250 kN dla belek B\_P200. Wynika z tego, że szerokość strzemiach PBO ma wpływ na efektywność ich wykorzystania i moment włączenia się do pełnej współpracy z elementem w przenoszeniu naprężeń rozciągających.



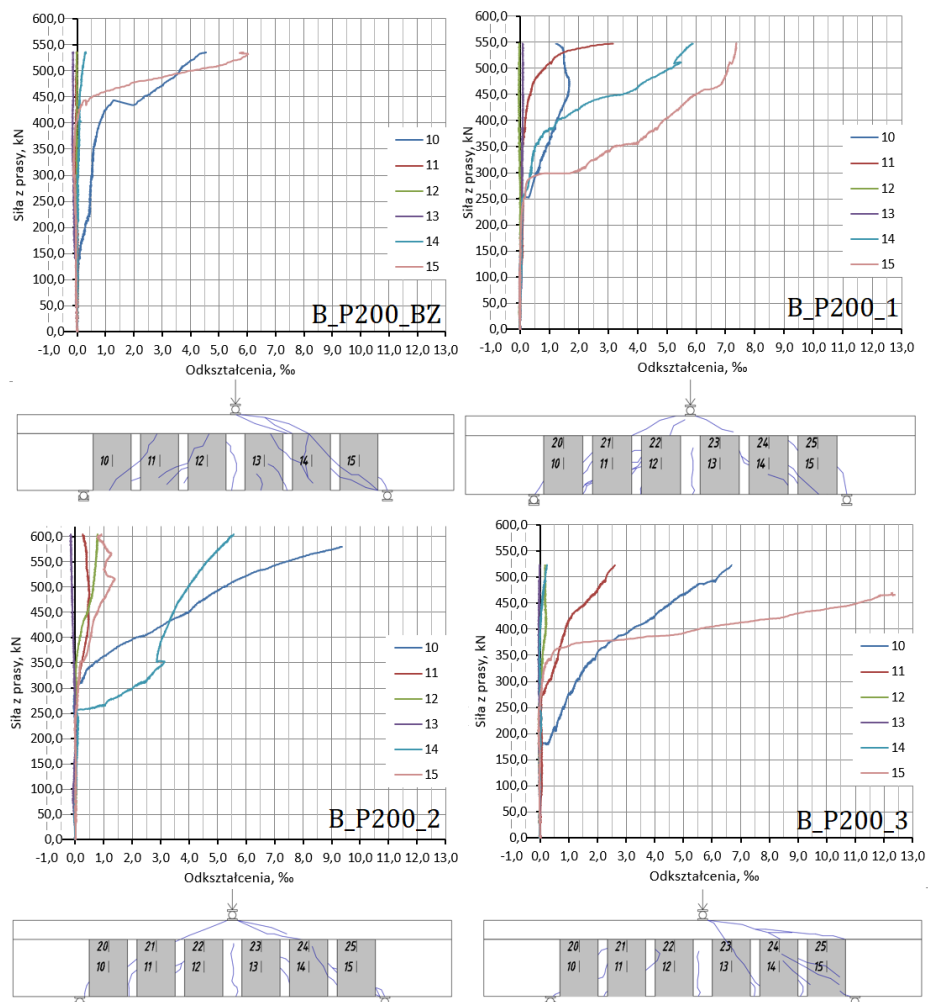
Rys. 4.86. Zestawienie odkształceń kompozytu dla belek B\_P100

Maksymalne odkształcenia kompozytu, mierzone w połowie wysokości strzemiach PBO, dla belek z grupy B\_P100 wyniosły 11,5%, dla belek B\_P150 7,77% a dla belek B\_P200 12,9%. Porównując te wartości do granicznych odkształceń kompozytu PBO-FRCM w testach rozciągania, która wynosi 1,7% (tabela 4.9) [89], można przyjąć, że kompozyt został wykorzystany w 68% dla belek B\_P100, 45% dla belek BP\_150 i 76% dla belek B\_W. Autorka zdaje sobie sprawę, że taki poziom wykorzystania kompozytu PBO-FRCM dotyczy tylko jednego strzemiach, ale jednocześnie strzemiach przeciętego rysą ukośną, czyli

aktywowanego w tym przekroju do przenoszenia naprężeń rozciągających. Nie można tego uogólnić na wszystkie zewnętrzne strzemiona zastosowane w belkach.



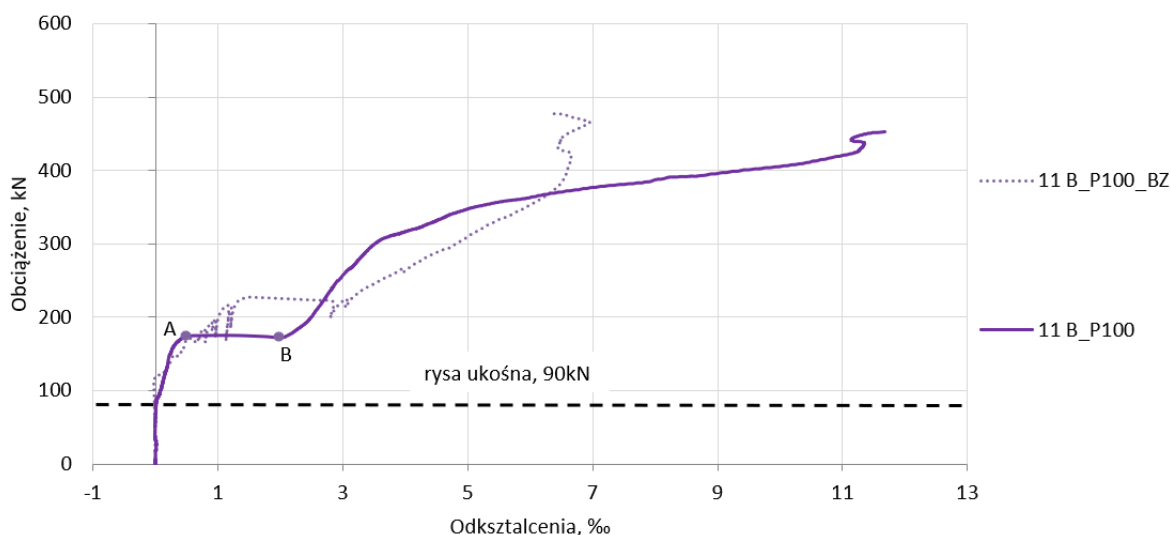
Rys. 4.87. Zestawienie odkształceń kompozytu dla belek B\_P150



Rys. 4.88. Zestawienie odkształceń kompozytu dla belek B\_P200

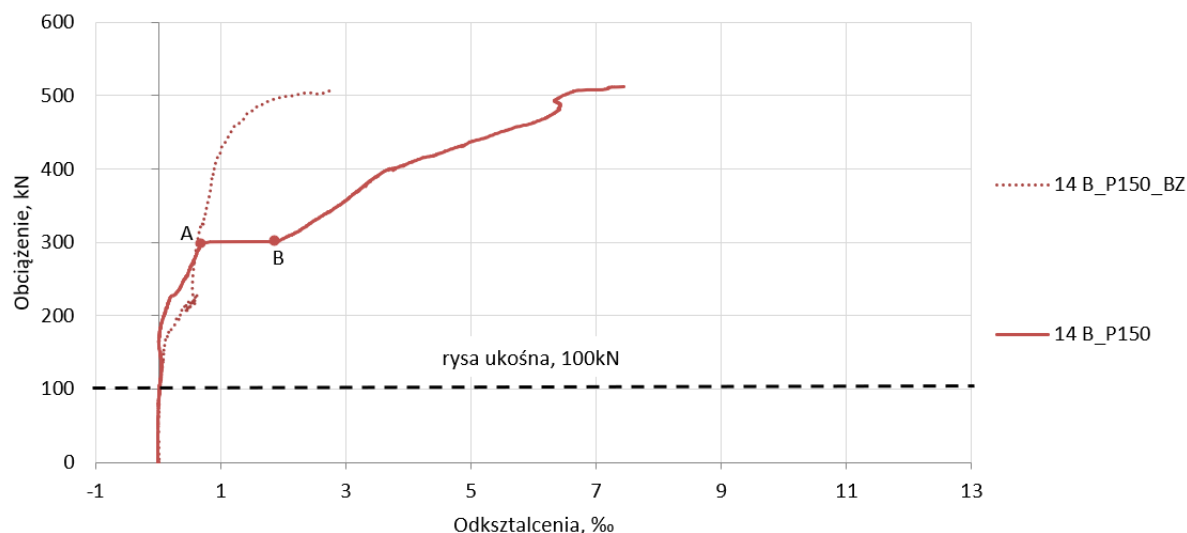
Porównując odkształcenia strzemion PBO z zakotwieniem i strzemion PBO bez zakotwienia można zauważyć, że zastosowanie zakotwienia pozwoliło na osiągnięcie większych odkształceń kompozytu, co poprawia efektywność jego wykorzystania. Dla przykładu, maksymalne odkształcenia strzemion PBO dla belki B\_P100\_BZ wyniosły 6,39%, a więc prawie dwukrotnie mniej, niż dla belki z zakotwieniem B\_P100\_2, dla której wyniosły 11,6%. Dla belek z grupy B\_P150 i B\_P200 zaobserwowano podobną zależność.

Na kolejnych wykresach (rys. 4.89 – 4.91) wyodrębniono odkształcenia strzemion PBO, przez które przeszła rysa ukośna, odpowiednio dla każdej grupy belek i porównano je z odkształceniami strzemion PBO bez zakotwienia. Linia ciągła odpowiada belce z zakotwieniem a linia przerywana belce bez zakotwienia. Dla wszystkich typów belek z zakotwieniami (B\_P100, B\_P150 i B\_P200) można wyodrębnić na ścieżce odkształceń zewnętrznego strzemienia z siatki z włókien PBO, odcinek pomiędzy punktami A i B. Następuje w tym miejscu przyrost odkształceń bez lub z niewielkim przyrostem siły. Oznacza to, że pod tym strzemieniem przeszła rysa ukośna i nastąpiło rozwarstwienie pomiędzy kompozytem a betonem oraz teleskopowe wysunięcie części włókien PBO z wiązki (co opisano w punkcie 2.2.3 pracy). Zewnętrzne strzemie PBO nadal pozostaje w zakotwieniu, a drugi jego koniec jest zablokowany w narożu belki. Tworzy się coś w rodzaju ciągną, stąd obserwowany jest dalszy przyrost odkształceń w kompozycie. Mechanizm ten jest wyraźnie widoczny przy szerokości strzemion PBO 150 i 200 mm. Przy szerokości 100 mm wpływ zakotwienia jest mniej widoczny, chociaż również zauważalny.

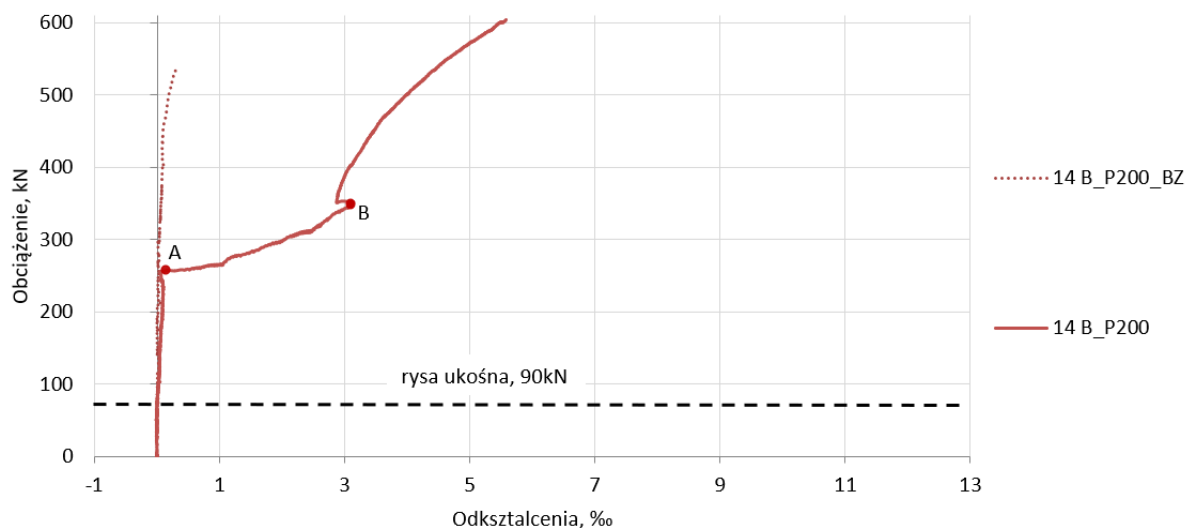


Rys. 4.89. Porównanie odkształceń strzemienia PBO w miejscu przebiegu rysy w belce B\_P100 z zakotwieniem i bez zakotwienia



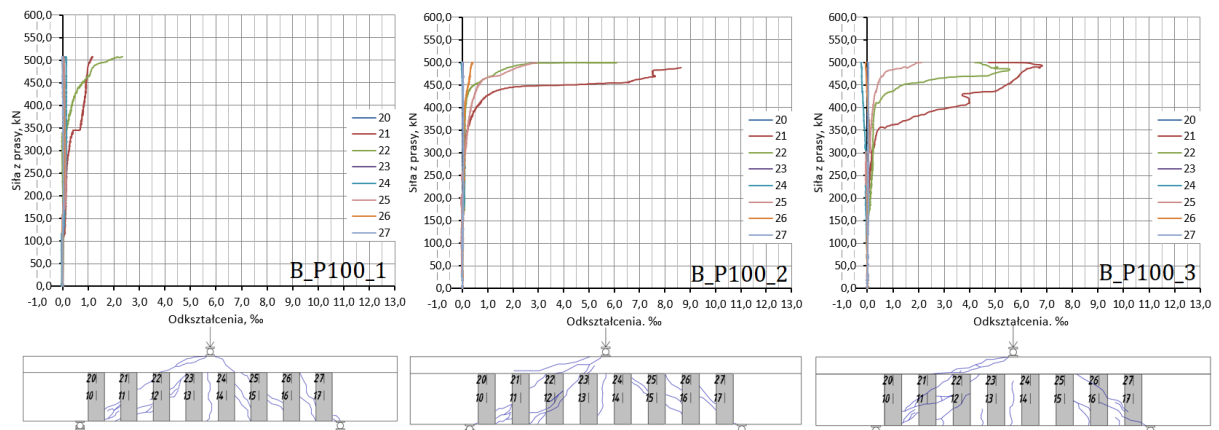


Rys. 4.90. Porównanie odkształceń strzemięcia PBO w miejscu przebiegu rysy w belce B\_P150 z zakotwieniem i bez zakotwienia



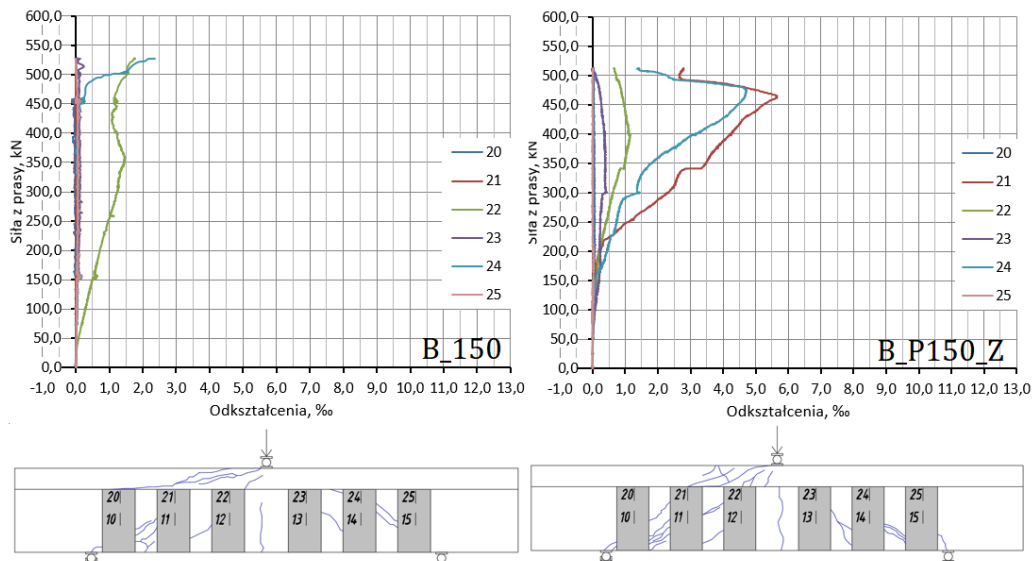
Rys. 4.91. Porównanie odkształceń strzemięcia PBO w miejscu przebiegu rysy w belce B\_P200 z zakotwieniem i bez zakotwienia

Na kolejnych wykresach (rys. 4.92 – 4.94) przedstawiono rozkłady odkształceń w miejscu zakotwień. Na rys. 4.92 przedstawiono odkształcenia kompozytu w strefie zakotwienia dla belek B\_P100. Tensometry były przyklejone bezpośrednio pod zakotwieniem po obu stronach belki zgodnie z kierunkiem głównych włókien strzemion PBO. Nagły przyrost odkształceń w kompozycie, pod zakotwieniem, nastąpił w momencie pojawienia się rysy ukośnej na półce. W tych belkach zakotwienie włączało się w pełni do współpracy w przenoszeniu naprężeń rozciągających, dopiero w końcowej fazie obciążenia. Maksymalne odkształcenia kompozytu w miejscu zakotwienia wyniosły 2,33‰ dla belki B\_P100\_1, 8,64‰ dla belki B\_P100\_2 i 6,83‰ dla belki B\_P100\_3.



Rys. 4.92. Zestawienie odkształceń kompozytu w miejscu zakotwienia dla belek B\_P100

Na rys. 4.93 przedstawiono odkształcenia kompozytu w strefie zakotwienia dla belek B\_P150 i B\_P150\_Z. Przyrost odkształceń kompozytu w belce B\_P150\_Z wystąpił na poziomie obciążenia 180-220 kN, który odpowiadał momentowi powstania drugiej rysy ukośnej i jednocześnie osiągnięciu rozwartości 0,2 mm w pierwszej rysie ukośnej. Jest to moment, w którym nastąpił również przyrost odkształceń strzemion PBO mierzony w połowie ich wysokości (rys. 4.87).

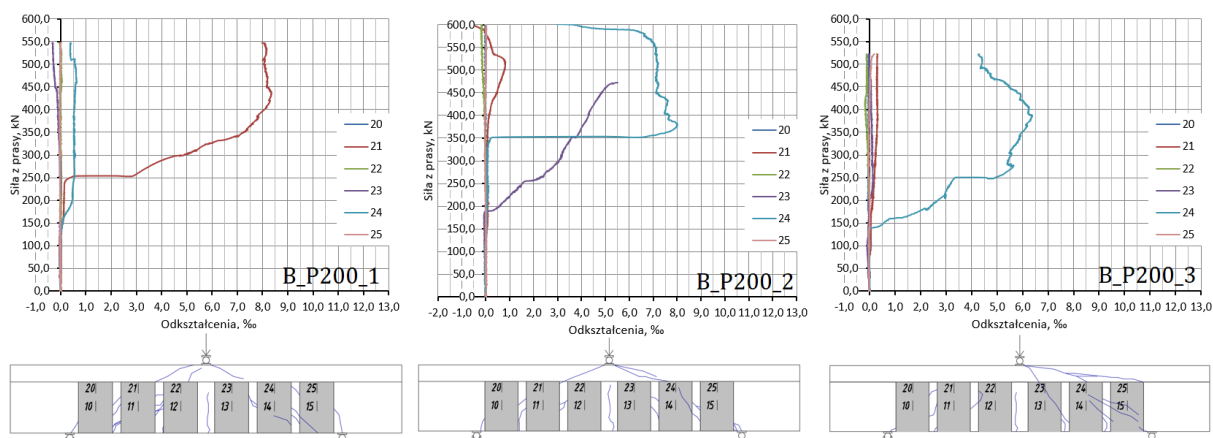


Rys. 4.93. Zestawienie odkształceń kompozytu w miejscu zakotwienia dla belek B\_P150

Na wykresie można zaobserwować spadek odkształceń kompozytu w momencie przekroczenia obciążenia 470 kN. Był to moment odspojenia zakotwienia. Maksymalne odkształcenia kompozytu w miejscu zakotwienia wyniosły 5,65%. Dla belki B\_P150 przyrost odkształceń w tensometrze nr 22 został zarejestrowany na poziomie obciążenia 50 kN, co odpowiadało momentowi powstania rysy w miejscu tego tensometru, który znajdował się przy zakotwieniu strzemienia PBO nr 12. W miejscu pozostałych tensometrów nie zarejestrowano

żadnych odkształceń, aż do poziomu obciążenia 450 kN, kiedy doszło do wzrostu odkształceń w miejscu tensometru nr 24. Maksymalne odkształcenia w miejscu zakotwienia dla tej belki wyniosły 2,4‰.

Na rys. 4.94 przedstawiono odkształcenia kompozytu w strefie zakotwienia dla belek B\_P200. Pojawienie się pierwszego wzrostu odkształceń zarejestrowano przy obciążeniu około 140 kN, które odpowiadało rozwartości rysy ukośnej 0,1 mm. Do gwałtownego wzrostu odkształceń zakotwienia w środkowym strzemieniu PBO doszło przy obciążeniu 245 kN, które odpowiadało pojawieniu się drugiej rysy ukośnej i osiągnięciu rozwartości 0,3 mm dla pierwszej rysy ukośnej. Przy tym samym obciążeniu zarejestrowano gwałtowny przyrost odkształceń strzemion PBO w połowie ich wysokości. Maksymalne odkształcenia kompozytu w miejscu zakotwienia wyniosły 8,28‰ dla belki B\_P200\_1, 8,00‰ dla belki B\_P200\_2 i 6,37‰ dla belki B\_P200\_3.



Rys. 4.94. Zestawienie odkształceń kompozytu w miejscu zakotwienia dla belek B\_P200

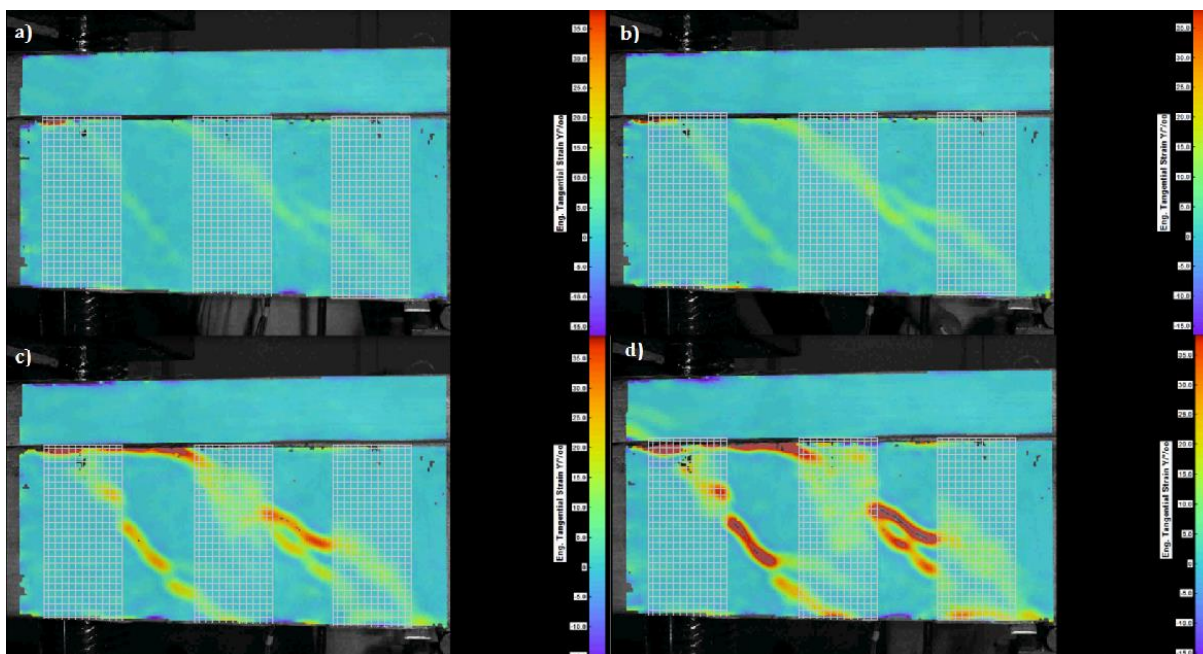
Porównując wyniki otrzymane ze wszystkich wzmocnionych belek, można zauważyć, że maksymalne odkształcenia w zakotwieniach osiągały zbliżone wartości w granicach 6-8‰, przy czym największą średnią wartość otrzymano dla belek B\_P200. W belkach z najszerszymi strzemionami PBO (B\_P200) wzrost odkształceń w zakotwieniu był obserwowany przy mniejszej wartości obciążenia, niż dla strzemion o najmniejszej szerokości (B\_P100). Wynika z tego, że w belkach z szerszymi strzemionami PBO zakotwienie szybciej włącza się do współpracy i tym samym ma większe znaczenie, niż w przypadku belek B\_P100.

#### 4.6.4 Cyfrowa korelacja Obrazu (DIC)

Zaletą metody DIC jest możliwość analizy odkształceń na całej powierzchni elementu. Dzięki temu można zaobserwować rozwój rys oraz rozkład odkształceń na całej wysokości strzemion PBO. Pomiaru odkształceń przy użyciu Cyfrowej Korelacji Obrazu dokonano

podczas badania belki B\_P150. Przygotowanie belki do badań opisano w punkcie 4.5.5.

Obraz pochodzący z kamer DIC pozwala na wskazanie miejsca powstania rys ukośnych przed ich pojawieniem się. W ramach przeprowadzonych pomiarów wykazano, że rysy ukośne przechodzą pod strzemionami PBO i rozwijają się między nimi, co dokładnie obrazuje seria zdjęć pochodzących z kamer (rys. 4.95).

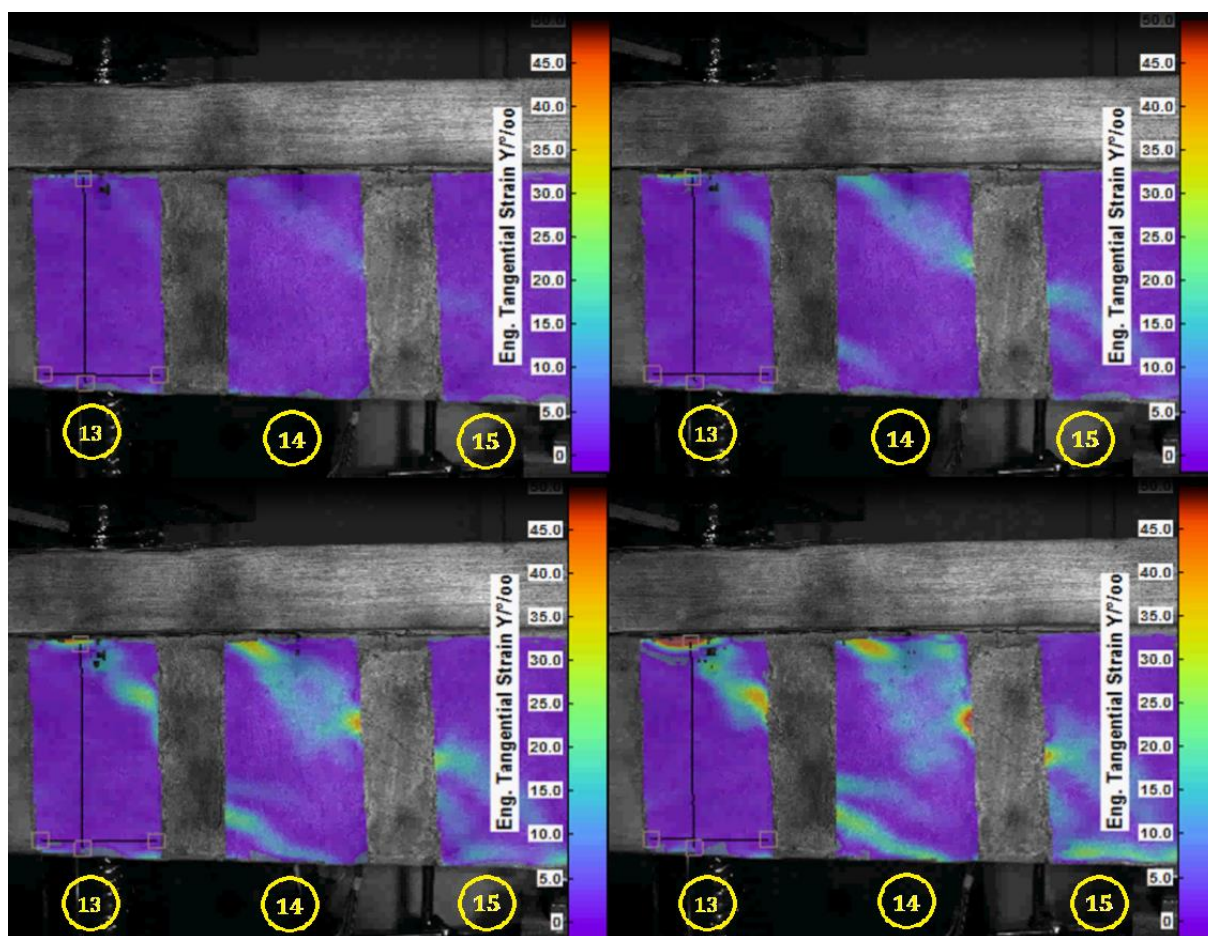


Rys. 4.95. Obraz z kamer DIC przedstawiający rozwój rys ukośnych w badanej belce

W początkowym stadium obciążenia odkształcenia w betonie i strzemionach PBO są takie same – można zauważyć dokładny przebieg rysy ukośnej. W miarę rozwoju obciążenia zauważalny jest przyrost odkształceń pomiędzy strzemionami PBO, natomiast w miejscu strzemion PBO zauważalna jest redystrybucja odkształceń po ich wysokości (rys. 4.59-c,d). Na kolejnym rysunku 4.96 wydzielono obszary, na których znajdowały się strzemiona z włókien PBO.

Do zniszczenia belki, w wyniku powstania ukośnej rysy niszczącej doszło na drugiej stronie przęsła, która nie była przedmiotem analizy metodą DIC, więc nie otrzymano wyników odkształceń kompozytu przy zniszczeniu. Dokonano jednak analizy porównawczej odkształceń mierzonych przy użyciu tensometrów elektrooporowych oraz metody DIC. Maksymalne odkształcenia mierzone przy użyciu metody DIC osiągnęły wartość ponad 5‰ zarówno w miejscu zakotwienia dla strzemienia PBO nr 13, jak i na środkowym strzemieniu PBO nr 14 (rys. 4.96). Są to wartości większe, niż otrzymane przy użyciu tensometrów. Zgodnie z wykresami odkształceń strzemion z pomiaru tensometrami (rys. 4.87 i 4.93), maksymalne odkształcenia strzemion PBO wyniosły 0,5‰ w środku wysokości strzemienia PBO nr 14 oraz

2,45‰ w miejscu zakotwienia strzemienia PBO nr 14.



Rys. 4.96. Obraz z kamer DIC przedstawiający wydzielone strzemiona PBO i ich odkształcenia, kolorem żółtym w kółku opisano numer strzemienia PBO.

Analizując obrazy z kamer DIC należy jednak zauważyć, że maksymalne odkształcenia kompozytu wystąpiły w innych miejscach, niż były naklejone tensometry, np. na krawędzi środkowego strzemienia PBO w miejscu rysy ukośnej oraz po lewej stronie zakotwienia na strzemieniu PBO nr 13. W miejscach naklejenia tensometrów, czyli w połowie wysokości i szerokości każdego strzemienia PBO zarejestrowano bardzo małe odkształcenia, co pokrywa się z odczytami z tensometrów. W przypadku badań belek wzmocnionych na ścinanie kompozytami, metoda DIC pozwala na lepszą i dokładniejszą analizę pracy kompozytu, jego wyężenia i lokalizacji miejsc najbardziej wyężonych. Analiza obrazów z kamer DIC pozwoliła na potwierdzenie faktu, że pod strzemionami PBO następuje wzrost odkształceń i rozwój zarysowania, co w konsekwencji prowadzi do delaminacji wzmocnienia pod siatką PBO, przedstawionego w punkcie 4.6, przy opisie mechanizmów zniszczenia.

#### **4.7 Wnioski po II serii badań**

Na podstawie II serii badań można sformułować następujące wnioski:

1. Zastosowanie systemu wzmocnień PBO-FRCM zwiększa nośność na ścinanie żelbetowych elementów zginanych. W badaniach otrzymano przyrost nośności rzędu 5 - 33%, w porównaniu z belką niewzmocnioną. W badaniach zastosowano beton o dużej wytrzymałości na ściskanie oraz wewnętrzne stalowe zbrojenie na ścinanie, co wpłynęło na zanotowane przyrosty nośności ze względu na wzmocnienie PBO-FRCM.
2. Szerokość strzemion z siatki PBO ma wpływ na nośność elementu. Największy stopień wzmocnienia otrzymano dla belek z największą ilością kompozytu, a więc z najszerszymi strzemionami z siatki PBO (B\_P200).
3. Zastosowanie zakotwienia kompozytu poprawiło nośność belek oraz efektywność wykorzystania parametrów wytrzymałościowych kompozytu PBO-FRCM. W każdej grupie belek element bez zakotwienia wykazywał mniejszy przyrost nośności oraz mniejsze odkształcenia materiału kompozytowego w chwili zniszczenia, w porównaniu z belkami z zakotwieniem.
4. W każdej ze wzmocnionych belek obserwowano ten sam mechanizm zniszczenia, który polegał na rozwoju rysy ukośnej w środku i w półce oraz odspojeniu zewnętrznych strzemion PBO od powierzchni elementu, w warstwie pomiędzy włóknami a matrycą. Dla belek bez zakotwienia obserwowano odspojenie się strzemion PBO na całej wysokości pomiędzy rysą ukośną a półką przekroju.
5. Nie wykazano pozytywnego wpływu dłuższego czasu (40 dni) wiązania zaprawy (od momentu wykonania wzmocnienia do momentu obciążenia belki). Siły niszczące i mechanizmy zniszczenia dla belek obciążanych po 7 i 40 dniach były zbliżone.
6. Szerokość zewnętrznych strzemion z włókien PBO oraz ich zakotwienie nie wpływają na wartości pomierzonych ugięć badanych elementów. Dla takiego samego poziomu obciążenia, wartości ugięć belek z zakotwieniem oraz bez zakotwienia są zbliżone. Zastosowanie wzmocnienia pozwoliło jednak na przyrost nośności belek, która objawia się przyrostem maksymalnych rejestrowanych ugięć elementów, w porównaniu z belką kontrolną.
7. Użycie elastycznej zaprawy naprawczej, zamiast dedykowanej systemowi PBO-FRCM zaprawy mineralnej nie wpłynęło na zanotowany przyrost nośności, jednak

należy zauważyć, że ta modyfikacja dotyczyła tylko jednej belki więc wnioski mają charakter jakościowy niż ilościowy. Należy przeprowadzić więcej badań, również z udziałem innych rodzajów zapraw, ponieważ wyniki przedstawionych w przeglądzie literatury badań wskazują, że stosowane zaprawy nie są w stanie dokładnie pokryć wszystkich włókien w wiązkach siatki co prowadzi do nieefektywnego wykorzystania właściwości siatki PBO.

8. Zaproponowany sposób zakotwienia zewnętrznych strzemion PBO nie zapewnia pełnego wykorzystania wytrzymałości siatki PBO na rozciąganie. W żadnej z belek nie doszło do zerwania włókien PBO, a do zniszczenia dochodziło w wyniku poślizgu tych włókien w warstwie zaprawy mineralnej.
9. W belkach wzmocnionych rysy ukośne w środku powstawały przy nieznacznie większym obciążeniu, niż dla belki kontrolnej, przy czym nie zauważono różnic między tym obciążeniem dla poszczególnych rodzajów wzmocnienia. Zastosowanie wzmocnienia spowolniło rozwój rys ukośnych. Na danym poziomie obciążeń rozwartość rysy ukośnej była większa dla belki kontrolnej, niż dla belek wzmocnionych, przy czym najwolniej rozwijała się ona dla belek z najszerszymi strzemionami PBO. Podobny wniosek dotyczy rysy ukośnej w półce. Zaobserwowano także wpływ wzmocnienia PBO-FRCM na ścinanie na odkształcenia prętów podłużnych. Zastosowanie wzmocnienia pozwoliło na redukcję odkształceń podłużnych prętów rozciąganych.
10. Porównując wszystkie wzmocnione belki można zauważyć, że maksymalne odkształcenia w zakotwieniach osiągały zbliżone wartości w granicach 6-8‰, przy czym największą średnią wartość 7,55‰, otrzymano dla belek B\_P200. W belkach z najszerszymi strzemionami PBO (B\_P200), wzrost odkształceń w zakotwieniu był obserwowany przy mniejszej wartości obciążenia, niż dla strzemion o najmniejszej szerokości. Oznacza to, że dla szerszych strzemion PBO obecność zakotwienia jest bardziej znacząca, ponieważ szybciej włączają się one do współpracy w przenoszeniu naprężeń rozciągających.
11. Mechanizm zniszczenia i rozwój uszkodzenia belek wzmocnionych na ścinanie materiałami PBO-FRCM ma charakter lokalny w miejscach osłabionych defektami materiału oraz w miejscu przebiegu rys ukośnych. Z tego powodu analiza odkształceń przy użyciu tensometrii elektrooporowej może nie odzwierciedlać realnej pracy kompozytu. Dobrą alternatywą dla tensometrów jest metoda Cyfrowej Korelacji Obrazu (DIC), która pozwala na określenie charakteru pracy całej

powierzchni badanego elementu, dając możliwość wyznaczenia miejsc najbardziej wyężonych oraz odkształceń kompozytu, jak i betonu. Przy użyciu metody DIC wykazano, że maksymalne odkształcenia kompozytu występują na krawędzi strzemion PBO w miejscu przebiegu rysy ukośnej. Na powierzchni strzemienia PBO pierwsze odkształcenia pojawiają się w miejscu rysy ukośnej a następnie wraz ze wzrostem obciążenia następuje ich redystrybucja po wysokości strzemienia PBO.

## **5. Analizy teoretyczne**

Wyniki badań doświadczalnych belek żelbetowych, wzmocnionych na ścinanie za pomocą siatki z włókien PBO na zaprawie mineralnej, omówione we wcześniejszych rozdziałach, potwierdzają tezę o złożoności tematu zagadnienia nośności tego typu elementów. Duża liczba parametrów zmiennych, takich jak: rodzaj przekroju belki, wymiary geometryczne, rodzaj kompozytu, wewnętrzne zbrojenie poprzeczne na ścinanie, parametry wytrzymałościowe betonu, smukłość strefy ścinania, efekt skali, parametry wytrzymałościowe kompozytu, obecność zakotwienia, powoduje, że trudno jest jednoznacznie określić model pracy i tym samym sposób obliczania nośności tego typu elementów, tak aby był on uniwersalny dla wszystkich zmiennych parametrów. Proponowane modele teoretyczne obejmują najczęściej tylko wybrane parametry zmienne, jednocześnie pomijając inne, co może prowadzić do błędnych wniosków.

W tym rozdziale podjęto próbę omówienia metod i modeli obliczeniowych zaproponowanych przez badaczy, zajmujących się wzmocnianiem belek żelbetowych na ścinanie oraz zaproponowanych w amerykańskiej normie ACI549.4R-13 [95], dotyczącej elementów żelbetowych i murowych wzmocnianych materiałami PBO-FRCM.

Wszystkie opublikowane propozycje modeli obliczeniowych nośności na ścinanie elementów żelbetowych wzmocnionych materiałami PBO-FRCM, przyklejanymi do powierzchni elementu zakładają, że nośność na ścinanie wzmocnionego elementu  $V_R$  jest sumą trzech składowych: nośności betonu  $V_c$ , nośności zbrojenia stalowego  $V_s$  i nośnością zbrojenia kompozytowego  $V_f$ .

$$V_R = V_c + V_s + V_f$$

Siła poprzeczna przenoszona przez beton, uwzględnia mechanizm klockujący i naprężenia w niezarysowanym betonie ściskanej strefy przekroju. Można ją policzyć, jak dla elementu bez poprzecznego zbrojenia stalowego zgodnie z obowiązującymi normami



dotyczącymi konstrukcji żelbetowych [90, 97, 102]. Udział stalowych strzemion w nośności na ścinanie jest uwzględniany w podobny sposób, jak zbrojenia spinającego ukośną rysę. Nośność na ścinanie stalowego zbrojenia można wyznaczyć na podstawie klasycznej analogii kratownicowej, zaproponowanej w normach [90, 97, 102], przyjmując jako cotangens kąta nachylenia krzyżulca betonowego wartość równą 1. Ten tok obliczania udziału betonu i zbrojenia stalowego jest słuszny dla oszacowania nośności wzmocnionego elementu w celach projektowych, ale gorzej sprawdza się w przypadku badań laboratoryjnych. Na podstawie badań wykazano, że podejście normowe obliczania nośności belki żelbetowej na ścinanie prowadzi do niedoszacowania realnej nośności na ścinanie belek o przekroju teowym, mimo stosowania wartości charakterystycznych wytrzymałości betonu i stali [81]. Aby oszacować realną nośność na ścinanie belek teowych warto użyć modelu Boriszańskiego, który był podstawą obliczeń według normy PN-84/B-03264 [99] lub dokładniejszego modelu opracowanego przez grupę badawczą pod przewodnictwem A. Cladera [19]. Model ten uwzględnia, że na nośność na ścinanie oprócz średnika wpływa także część ściskanych pól przekroju teowego, zbrojenie podłużne, siły tarcia na długości rysy ukośnej oraz częściowe naprężenia rozciągające w bliskim sąsiedztwie rysy. Stosując ten model można przewidzieć bardziej dokładną nośność belek na ścinanie w momencie zniszczenia, co jest przydatne w przypadku badań laboratoryjnych. Model ten opisano dokładniej w [81, 19].

W dalszej analizie skupiono się tylko na udziale zbrojenia kompozytowego w nośności na ścinanie  $V_f$ . Omówiono poszczególne modele obliczania udziału wzmocnienia FRCM w nośności na ścinanie belek oraz dokonano porównania obliczeń z badaniami doświadczalnymi.

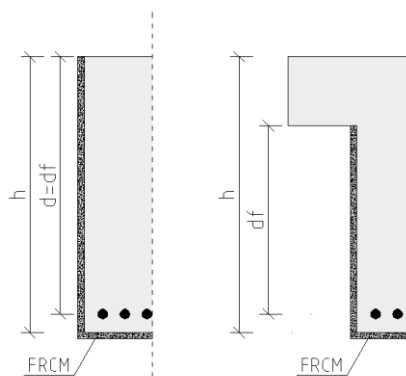
## **5.1 Modele do obliczeń udziału wzmocnienia FRCM w nośności belki na ścinanie**

### **5.1.1 Norma ACI549.4R-13 [95]**

Norma ACI549.4R-13 jest obecnie jedyną normą w całości dedykowaną obliczeniom konstrukcji murowych i betonowych wzmocnionych kompozytami FRCM. Udział kompozytu FRCM w nośności na ścinanie oblicza się z zależności:

$$V_f = n \cdot A_f \cdot f_{fv} \cdot d_f, \quad (5.1)$$

gdzie:  $n$  jest liczbą warstw siatki kompozytowej,  $A_f$  jest powierzchnią siatki na jednostkę szerokości,  $d_f$  jest wysokością efektywną siatki i wyznacza się ją zgodnie z rysunkiem 5.1.



Rys. 5.1. Wartość wysokości efektywnej  $d_f$  dla belki prostokątnej i teowej wg [95]

Obliczeniowa wytrzymałość kompozytu FRCM na rozciąganie  $f_{fv}$  jest wyznaczana ze wzoru:

$$f_{fv} = \varepsilon_{fv} E_f, \quad (5.2)$$

gdzie:  $E_f$  jest modułem sprężystości kompozytu FRCM, a obliczeniowe odkształcenia rozciągające  $\varepsilon_{fv}$  wynoszą

$$\varepsilon_{fv} = \varepsilon_{fu} \leq 0,004. \quad (5.3)$$

Graniczne odkształcenia kompozytu  $\varepsilon_{fu}$  są zazwyczaj o wiele większe niż 4%. Dla systemu PBO-FRCM wynoszą one 17,6‰ (tabela 4.9 w punkcie 4.2.3 pracy). Ograniczenie odkształceń do 4‰ uwzględnia fakt, że kompozyt w strefie ścinania znajduje się w złożonym stanie naprężeń. Dla porównania, w przypadku obliczania wzmocnień FRCM na zginanie ograniczenie odkształceń kompozytu wynosi 12‰, co jest wartością 3 razy większą niż w przypadku ścinania.

Dodatkowo norma [95] wprowadza redukcję całkowitej nośności na ścinanie poprzez współczynnik redukcyjny  $\phi_v$  równy 0,75. W związku z tym wzór na nośność elementu wzmocnionego na ścinanie przybiera postać:

$$V_n = \phi_v (V_c + V_s + V_f). \quad (5.4)$$

### 5.1.2 Model A. Younis i in. [87]

Model bazuje na założeniu, że nośność na ścinanie zapewniona przez kompozyty FRCM może być obliczana jako suma udziału zaprawy i włókien:

$$V_f = F (V_m + V_w), \quad (5.5)$$

gdzie:  $F$  jest stosunkiem długości odcinka wzmocnienia FRCM do długości odcinka ścinania. Jeżeli element jest wzmocniony ciągłym paskiem siatki na całej długości ścinania to  $F = 1$ ,

natomiast w przypadku wzmocnienia strzemionami kompozytowymi o szerokości mniejszej niż długości odcinka ścinania  $F$  oblicza się przy użyciu wzoru:

$$F = \frac{Nw_s}{L_{cr}}. \quad (5.6)$$

W powyższym wzorze  $N$  jest liczbą strzemion,  $w_s$  jest szerokością pojedynczego strzemienia a  $L_{cr}$  jest długością odcinka ścinania.

Udział zaprawy w nośności wzmocnień FRCM na ścinanie może być obliczany wzorując się na obliczaniu nośności betonu na ścinanie, bez dodatkowego zbrojenia na ścinanie. W pracy [87] autorzy korzystają ze wzoru normy amerykańskiej ACI 318-14 [90]. We wzorze uwzględnia się, że zaprawa znajduje się z dwóch stron belki:

$$V_m = 2(0,17\sqrt{f_{cm}}t_m d_f). \quad (5.7)$$

W powyższym wzorze  $f_{cm}$  jest wytrzymałością zaprawy na ściskanie po 28 dniach, podawaną w MPa,  $t_m$  jest grubością zaprawy w mm, a  $d_f$  jest efektywną wysokością użyteczną kompozytu.

Aby określić udział włókien w nośności na ścinanie, wprowadzono pojęcie ekwiwalentnej powierzchni siatki kompozytowej przy ścinaniu na jednostkę szerokości  $A_{fv}$ , bazując na metodzie opisanej w normie ACI 440.2R-08 [91]. Wyraża się ona wzorem:

$$A_{fv} = A_{f,warp}(\sin\alpha_{warp} + \cos\alpha_{warp}) + A_{f,weft}(\sin\alpha_{weft} + \cos\alpha_{weft}), \quad (5.8)$$

gdzie:  $A_{f,warp}$  jest powierzchnią siatki w kierunku osnowy (włókien głównych), a  $A_{f,weft}$  jest powierzchnią siatki w kierunku wątku (drugi kierunek). Kąty  $\alpha_{warp}$  i  $\alpha_{weft}$  są nachyleniem włókien na kierunku kolejno osnowy i wątku, do osi podłużnej belki.

Wzór na udział włókien w nośności na ścinanie wyraża się następująco:

$$V_w = 2nA_{fv}\sigma_{fv}d_f, \quad (5.9)$$

gdzie  $n$  jest liczbą warstw siatki we wzmocnieniu FRCM, a  $\sigma_{fv}$  jest efektywnym naprężeniem rozciągającym w kompozycie FRCM. Jest ono przyjmowane na podstawie opisanej w punkcie 5.1.1 normy ACI 549.4R-13 [95] jako:

$$\sigma_{fv} = E_f \varepsilon_{fv}. \quad (5.10)$$

Jako  $E_f$  przyjmuje się moduł sprężystości zarysowanego kompozytu FRCM, natomiast efektywne odkształcenia w kompozycie  $\varepsilon_{fv}$  norma zaleca przyjmować 0,004.

Autorzy wprowadzają też pojęcie ekwiwalentnej sztywności osiowej, wyrażonej wzorem:

$$k^f = \frac{2Nw_s}{L_{cr}b} nA_{fv}E_f. \quad (5.11)$$

Powyższa wartość może służyć do określania pewnych zależności między nośnością na ścinanie elementu a ukształtowaniem kompozytu.

### 5.1.3 Model Z. Tetta i in. [72]

Model uwzględnia różne sposoby zniszczenia kompozytów FRCM obserwowane w badaniach. Wyróżnia się zniszczenie w wyniku odspojenia wzmocnienia od powierzchni betonu wraz z cienką warstwą otuliny betonowej, zniszczenie w wyniku zerwania siatki kompozytowej oraz zniszczenie w wyniku poślizgu wiązek włókien w warstwie zaprawy. Dla każdego modelu zniszczenia opracowano osobne modele obliczeniowe.

Dla zniszczenia w wyniku odspojenia elementu z warstwą otuliny betonowej, model jest zbliżony do modelu obliczeniowego znanego dla kompozytów FRP. Autorzy proponują korzystać z modelu opracowanego przez Chena i Thenga [18], który bazuje na analogii kratownicowej:

$$V_f = 2f_{fed}t_f h_{fe} b_w (\cot\theta \sin\alpha + \cos\alpha) \frac{w_f}{s_f}, \quad (5.12)$$

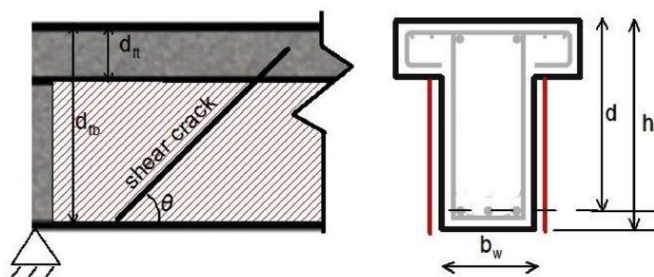
gdzie:  $V_f$  jest udziałem kompozytu w nośności na ścinanie belki,  $f_{fed}$  jest obliczeniową wartością efektywnych naprężeń we wzmocnieniu, które oblicza się według zależności:

$$f_{fed} = D_f f_{fed,max}, \quad (5.13)$$

gdzie:  $D_f$  jest współczynnikiem dystrybucji naprężeń a  $f_{fed,max}$  maksymalnym obliczeniowym naprężeniem w kompozycie. W zależności (5.12)  $h_{fe}$  jest wysokością efektywną kompozytu, która uwzględnia gabaryty belki oraz wzmocnienia i opisana jest wzorem:

$$h_{fe} = z_b - z_t = 0,9d - (h - d_{fb}) - d_{ft}, \quad (5.14)$$

gdzie:  $d$  to wysokość użyteczna belki,  $h$  to wysokość całkowita belki,  $d_{fb}$  to wysokość półki a  $d_{ft}$  to wysokość wzmocnienia i półki. Wartości te ilustruje rysunek 5.2.



Rys. 5.2. Określanie wysokości belki w obliczeniach wg [72]

Kąt  $\alpha$  jest kątem nachylenia włókien głównych do osi podłużnej belki,  $w_f$  szerokością strzemion kompozytowych a  $s_f$  ich rozstawem.

Przyjmowanie średniego naprężenia kompozytu  $f_{fed}$ , opiera się na założeniu, że rozkład naprężeń w kompozycie wzdłuż rysy ukośnej w stanie granicznym nośności nie jest równomierny. Maksymalne naprężenie w kompozycie w miejscu przejścia ukośnej rysy niszczącej  $f_{fed,max}$  oraz współczynnik dystrybucji naprężeń  $D_f$  są kluczowymi parametrami tego modelu. Wyrażają się one równaniami:

$$f_{fed,max} = 0,427\beta_w\beta_l\sqrt{\frac{E_{ff}\sqrt{f_c}}{t_f}}. \quad (5.15)$$

W powyższym wzorze  $E_{ff}$  jest modułem sprężystości włókien,  $f_c$  wytrzymałością betonu na ściskanie, a  $t_f$  grubością siatki kompozytowej. Wszystkie wartości podawane są w jednostkach MPa i mm.

$$D_f = \begin{cases} \frac{2}{\pi\lambda} \left( \frac{1 - \cos(\frac{\pi\lambda}{2})}{\sin(\frac{\pi\lambda}{2})} \right), & \lambda \leq 1 \\ 1 - \frac{\pi-2}{\pi\lambda}, & \lambda > 1 \end{cases}. \quad (5.16)$$

Dwa współczynniki  $\beta_l$  i  $\beta_w$  uwzględniają efektywną długość naklejenia kompozytu oraz geometrię kompozytu są opisane równaniami:

$$\beta_l = \begin{cases} 1, & \lambda \geq 1 \\ \sin\left(\frac{\pi\lambda}{2}\right), & \lambda < 1 \end{cases}, \quad (5.17)$$

$$\beta_w = \sqrt{\frac{2 - \frac{w_f}{s_f \sin\alpha}}{1 + \frac{w_f}{s_f \sin\alpha}}}. \quad (5.18)$$

Na podstawie wyników badań przedstawionych w [68], tylko wiązki włókien w kierunku poprzecznym do osi elementu przyczyniają się do przenoszenia naprężeń, podczas

gdy zarówno wzrost nośności na ścinanie i mechanizm zniszczenia wzmocnienia nie jest zależny od materiału lub liczby wiązek włókien w kierunku równoległym do osi elementu. W związku z tym rozkład naprężeń w materiałach siatkowych jest podobny do jednokierunkowych materiałów włóknistych, gdy są one stosowane jako wzmocnienia na ścinanie belek żelbetowych.

Znormalizowany maksymalny parametr długości naklejenia  $\lambda$ , dostępna długość naklejenia  $L_{max}$  i efektywna długość naklejenia  $L_e$ , są określone przez następujące równania:

$$\lambda = \frac{L_{max}}{L_e}, \quad (5.19)$$

$$L_{max} = \frac{h_{fe}}{\sin\alpha} \text{ dla siatek typu } U \text{ i } W, \text{ oraz } L_{max} = \frac{h_{fe}}{2\sin\alpha} \text{ dla siatek typu } SB, \quad (5.20)$$

$$L_e = \sqrt{\frac{E_{ff}t_f}{\sqrt{f_c}}}. \quad (5.21)$$

Na podstawie porównania wyników doświadczalnych z przedstawionym modelem wysunięto wniosek, że model prowadzi do niedoszacowania udziału kompozytu w nośności na ścinanie, dlatego poddano go modyfikacji. Dotyczyła ona współczynnika przyjmowanego do obliczania maksymalnych naprężeń w kompozycie  $f_{fed,max}$ . Nowy współczynnik określono na podstawie badań belek żelbetowych wzmocnionych na ścinanie i przyjęto równy 0,58. W związku z tym zaleca się używać następującego równania do opisu maksymalnych naprężeń w kompozycie:

$$f_{fed,max} = 0,58\beta_w\beta_l\sqrt{\frac{E_{ff}\sqrt{f_c}}{t_f}}. \quad (5.22)$$

Jeżeli chodzi o model zniszczenia ze względu na zerwanie włókien to jest on zbliżony do modelu opisanego powyżej, z drobną modyfikacją naprężeń w kompozycie. Takie zniszczenie następowało w bardzo małej liczbie zbadanych elementów, zazwyczaj dla włókien bazaltowych i szklanych. Ponieważ zniszczenie następuje w wyniku zerwania włókien, to naprężenia w kompozycie są przyjmowane jako maksymalne naprężenia niszczące próbkę kompozytową poddaną rozciąganiu  $f_{fu}$ . Wzór na udział kompozytu w nośności na ścinanie przedstawia się tutaj następująco:

$$V_f = 2f_{fu}t_fh_{fe}b_w(\cot\theta\sin\alpha + \cos\alpha)\frac{w_f}{s_f}. \quad (5.23)$$

Pozostałe wartości przyjmowane są, jak dla modelu zniszczenia poprzez odspojenie kompozytu od powierzchni elementu.

Dla modelu zniszczenia poprzez poślizg włókien w warstwie zaprawy konieczna była modyfikacja wzoru i wprowadzenie współczynnika redukcyjnego, ponieważ udział kompozytu jest mniej efektywny. Jednym z głównych parametrów wpływających na połączenie między siatką z włókien a matryca mineralną i tym samym na efektywność wzmocnienia jest geometria siatki. Dla siatek z małą powierzchnią wiązki włókien stopień impregnacji poszczególnych włókien zaprawą mineralną jest większy, co skutkuje poprawą jakości połączenia. Z drugiej strony siatki z większym rozmiarem wiązek włókien są narażone na poślizg włókien w warstwie zaprawy. Ponadto można zapobiec miejscowym uszkodzeniom kompozytu, gdy włókna są dobrze pokryte zaprawą.

Aby zidentyfikować inne parametry wpływające na mechanizm zniszczenia związany z lokalnym uszkodzeniem wzmocnienia kompozytowego FRCM zastosowano równanie sił w pojedynczej wiązce włókien:

$$A_{rov}\sigma = f_{bm}P_{rov}l, \quad (5.24)$$

gdzie:  $A_{rov}$  jest powierzchnią wiązki włókien,  $f_{bm}$  jest nośnością połączenia zaprawy,  $P_{rov}$  jest obwodem jednej wiązki włókien a  $l$  jest wymaganą długością do osiągnięcia naprężenia równego  $\sigma$ . Naprężenie  $\sigma$  jest naprężeniem przy zniszczeniu lokalnym siatki, które wyraża się zależnością:

$$\sigma = \min(f_{fed}, f_{fu}). \quad (5.25)$$

Przyjmuje się, że pole przekroju pojedynczej wiązki  $A_{rov}$  jest prostokątne i równe iloczynowi szerokości  $w_{rov}$  i grubości  $t_{rov}$  poszczególnej wiązki, wtedy  $P_{rov} = 2(w_{rov} + t_{rov})$ .

Wartość  $l$  może być obliczana z zależności:

$$l = \frac{A_{rov}\sigma}{f_{bm}P_{rov}} = \frac{w_{rov}t_{rov}\sigma}{f_{bm}(2w_{rov} + 2t_{rov})}. \quad (5.26)$$

Kompozyty z niską wartością  $l$ , czyli takie które mają małą powierzchnię wiązki włókien, duży obwód wiązki włókien lub wysoką nośność połączenia z zaprawą nie są narażone na poślizg włókien w warstwie zaprawy. Wartości zawarte we wzorze (5.25) powinny być związane z dostępną długością połączenia  $L_{max}$ , by uwzględnić geometrie belki. Należy wspomnieć, że nośność połączenia zaprawy  $f_{bm}$  jest związana z jej nośnością na rozciąganie. Ten związek jest liniowy dla betonu i dla zaprawy także powinien być przyjmowany jako liniowy. Dlatego jako  $f_{bm}$  przyjmuje się wytrzymałość zaprawy na rozciąganie  $f_{tm}$ .

W tym modelu zniszczenia wprowadza się współczynnik redukcyjny  $k$ , który jest definiowany jako:

$$k = \frac{\sigma_{exp}}{\min(f_{fed}, f_{fu})} \quad (5.27)$$

Wprowadzono również współczynnik  $\lambda_s$  wyrażający jakość połączenia między włóknami a zaprawą:

$$\lambda_s = L_{max}^{0,6} \frac{f_{tm} P_{rov}}{A_{rov} \sigma} = L_{max}^{0,6} \frac{f_{tm} (2w_{rov} + 2t_{rov})}{w_{rov} t_{rov} \sigma} \quad (5.28)$$

Aby wyznaczyć tę zależność potrzebne były dane doświadczalne. Wykazano, że belki wzmocnione na ścinanie dla których  $\lambda_s$  miało niskie wartości (poniżej 0,5) wykazywały mechanizm zniszczenia poprzez poślizg włókien w zaprawie. Wraz ze wzrostem współczynnika  $\lambda_s$  mechanizm zniszczenia zmieniał się i obserwowano odspojenie siatki od powierzchni elementu (dla  $\lambda_s$  od 0,5 do 0,8) lub zerwanie włókien siatki (dla  $\lambda_s$  powyżej 0,8). Na tej podstawie zaproponowano następujący sposób obliczeń:

$$k = \begin{cases} 1,27\lambda_s, & \lambda_s \leq 0,75 \\ 0,95\lambda_s, & \lambda_s > 0,75 \end{cases}, k \leq 1. \quad (5.29)$$

Jako podsumowanie, zaproponowano jeden, wspólny dla wszystkich modeli zniszczenia tok obliczeń udziału wzmocnienia w nośności na ścinanie, uwzględniający wszystkie powyższe aspekty:

Na początku oblicza się efektywną długość naklejenia i współczynnik dystrybucji naprężeń:

$$L_e = \sqrt{\frac{E_f t_f}{\sqrt{f_c}}}, \quad (5.20)$$

$$D_f = \begin{cases} \frac{2}{\pi\lambda} \left( \frac{1 - \cos(\frac{\pi\lambda}{2})}{\sin(\frac{\pi\lambda}{2})} \right), & \lambda \leq 1 \\ 1 - \frac{\pi-2}{\pi\lambda}, & \lambda > 1 \end{cases}, \quad (5.16)$$

następnie oblicza się współczynniki efektywnej długości naklejenia kompozytu oraz geometrii kompozytu:

$$\beta_1 = \begin{cases} 1, & \lambda \geq 1 \\ \sin\left(\frac{\pi\lambda}{2}\right), & \lambda < 1 \end{cases}, \quad (5.17)$$

$$\beta_w = \sqrt{\frac{2 - \frac{w_f}{s_f \sin \alpha}}{1 + \frac{w_f}{s_f \sin \alpha}}}. \quad (5.18)$$



Kolejno oblicza się maksymalne naprężenia w kompozycie w miejscu przejścia ukośnej rysy niszczącej:

$$f_{fed,max} = 0,58\beta_w\beta_l\sqrt{\frac{E_{ff}\sqrt{f_c}}{t_f}}, \quad (5.22)$$

$$f_{fed} = D_f f_{fed,max}. \quad (5.13)$$

Następnie definiuje się naprężenia  $\sigma$ , które są wartością mniejszą z dwóch wartości naprężeń tych w kompozycie i tych w próbie rozciągania:

$$\sigma = \min(f_{fed}, f_{fu}). \quad (5.25)$$

Końcowa wartość naprężeń wzmocnienia określa się jako  $k\sigma$ , gdzie  $k$  jest współczynnikiem redukcyjnym, który uwzględnia, że zniszczenie kompozytu może nastąpić lokalnie na skutek poślizgu włókien w warstwie zaprawy. Dla siatek, które mają nasączone włókna przed aplikacją wzmocnienia  $k$  jest równy 1, w przypadku suchych włókien  $k$  jest definiowane jako:

$$k = \begin{cases} 1,27\lambda_s, & \lambda_s \leq 0,75 \\ 0,95, & \lambda_s > 0,75 \end{cases}, k \leq 1, \quad (5.29)$$

gdzie:

$$\lambda_s = L_{max} \frac{0,6 f_{tm} P_{rov}}{A_{rov} \sigma} = L_{max} \frac{0,6 f_{tm} (2w_{rov} + 2t_{rov})}{w_{rov} t_{rov} \sigma}. \quad (5.28)$$

Na podstawie powyższych wzorów, udział kompozytu w nośności na ścinanie jest opisany wzorem:

$$V_f = 2k\sigma t_f h_{fe} b_w (\cot\theta \sin\alpha + \cos\alpha) \frac{w_f}{s_f}. \quad (5.30)$$

#### 5.1.4 Model T.G. Wakjira i U. Ebead [84]

W tym modelu autorzy zaadoptowali metodę SMCTF (ang. - *Simplified Modified Compression Field Theory*) [8] do obliczeń udziału wzmocnienia FRCM w nośności na ścinanie belek żelbetowych. Vecchio i Collins [82] opracowali dokładną metodę przewidywania nośności na ścinanie belek żelbetowych, tj. zmodyfikowaną teorię pasma ściskanego (MCFT – ang. *Modified Compression Field Theory*). Teoria ta uwzględnia w analizie równocześnie równania równowagi, warunki nierozdzielności odkształceń oraz prawa konstytutywne ukośnie zarysowanego betonu i stali zbrojeniowej, co wymaga rozwiązania dużej liczby równań w procesie iteracyjnym. Bentz i in. (2006) [8] opracowali uproszczoną wersję modelu MCFT określaną jako uproszczona teoria pasma ściskanego

(SMCFT), w której zmniejszono liczbę parametrów i iteracji. Nośność na ścinanie elementów żelbetowych w SMCFT określa się jako funkcję dwóch parametrów: nachylenia przekątnej naprężenia ściskającego ( $\theta$ ) i naprężenia rozciągającego w zarysowanym betonie ( $\beta$ ). Autorzy zaproponowali użycie metody SMCFT do obliczenia udziału wzmocnienia FRCM w nośności na ścinanie belek żelbetowych. Na rys. 5.3 przedstawiono belkę żelbetową ze wzmocnieniem FRCM. Naprężenia w przekroju belki są równoważone przez dwie składowe  $f_1$  – rozciąganie i  $f_2$  - ściskanie. Wykorzystując równania równowagi naprężeń, jak pokazano na rysunku 5.3b, można zapisać:

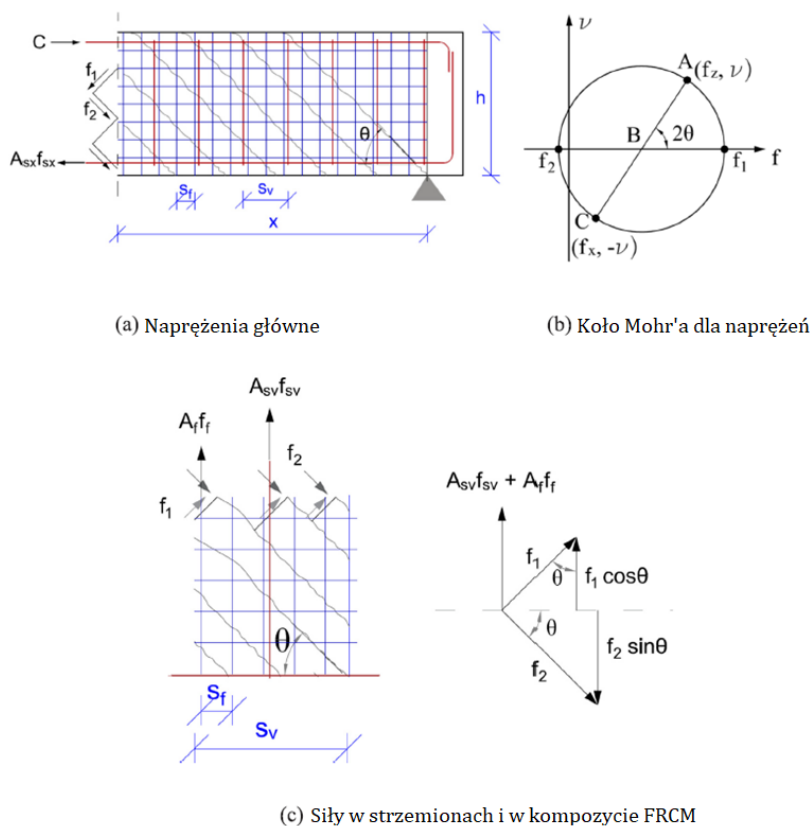
$$f_1 + f_2 = v(\tan\theta + \cot\theta), \quad (5.31)$$

gdzie:  $\theta$  jest nachyleniem ukośnych naprężeń ściskających a  $v$  jest nośnością na ścinanie. Z równań równowagi sił z rys. 5.3-c:

$$A_{sv}f_{sv} + A_f f_f = (f_2 \sin^2\theta - f_1 \cos^2\theta) b_w S_v. \quad (5.32)$$

Łącząc te dwa równania możemy otrzymać:

$$v = f_1 \cot\theta + \frac{A_{sv}f_{sv}}{b_w S_v} \cot\theta + \frac{A_f f_f}{b_w S_v} \cot\theta. \quad (5.33)$$



Rys. 5.3. Założenia do metody SMCTF wg [84]

Po wprowadzeniu oznaczeń  $\frac{A_{sv}}{b_w s_v} = \rho_{sv}$  i  $\frac{A_f}{S_v} = a_f$ , równanie (5.33) można zapisać jako:

$$v = f_1 \cot\theta + \rho_{sv} f_{sv} \cot\theta + \frac{a_f}{b_w} f_f \cot\theta. \quad (5.34)$$

W powyższym równaniu  $b_w$  jest szerokością środnika belki,  $A_{sv}$  i  $s_v$  są odpowiednio polem powierzchni i rozstawem wewnętrznych strzemion stalowych,  $\rho_{sv}$  jest stopniem zbrojenia poprzecznego stalowego,  $f_{sv}$  jego granicą plastyczności,  $a_f$  polem siatki z włókien kompozytowych na jednostkę powierzchni w kierunku poprzecznym a  $f_f$  jest efektywną wytrzymałością na rozciąganie kompozytu FRCM, którą można policzyć z zależności wg ACI549.4R-13 [95]:

$$f_f = \varepsilon_f E_f, \quad (5.35)$$

gdzie:  $\varepsilon_f$  to efektywne odkształcenia rozciągające kompozytu FRCM a  $E_f$  jest modułem sprężystości zarysowanego kompozytu FRCM dla kompozytów PBO-FRCM.

Jeżeli kompozyty są przyklejone pod kątem  $\alpha$  do osi podłużnej belki, to wzór (5.34) przybiera postać:

$$v = f_1 \cot\theta + \rho_{sv} f_{sv} \cot\theta + \frac{a_f}{b_w} f_f \cot\theta (\sin\alpha + \cos\alpha). \quad (5.36)$$

Jeżeli kompozyty są ukształtowane w postaci nieciągłych strzemion, udział wzmocnienia FRCM na ścinanie jest mnożony przez współczynnik redukcyjny:

$$R = \frac{N w_s}{L_{css}} \quad (5.37)$$

gdzie:  $w_s$  jest szerokością strzemienia FRCM,  $L_{css}$  jest długością odcinka ścinania a  $N$  jest liczbą strzemion FRCM. Dla ciągłego paska FRCM współczynnik  $R$  jest równy 1. Równanie (5.36) przyjmuje wtedy postać:

$$v = f_1 \cot\theta + \rho_{sv} f_{sv} \cot\theta + R \frac{a_f}{b_w} f_f \cot\theta (\sin\alpha + \cos\alpha), \quad (5.38)$$

$$v = f_1 \cot\theta + \rho_{sv} f_{sv} \cot\theta + \rho_f f_f \cot\theta (\sin\alpha + \cos\alpha), \quad (5.39)$$

gdzie:  $\rho_f$  jest stopniem zbrojenia kompozytowego FRCM.

Nośność na ścinanie można więc zapisać jako sumę udziału betonu, stali zbrojeniowej i wzmocnienia kompozytowego:

$$v = v_c + v_s + v_f, \quad (5.40)$$

gdzie:

$$v_s = \rho_{sv} f_{sv} \cot \theta, \quad (5.41)$$

$$v_f = \rho_f f_f \cot \theta (\sin \alpha + \cos \alpha). \quad (5.42)$$

Jeżeli chodzi o udział betonu w nośności na ścinanie, w modelu SMCFT jest definiowany jako funkcja  $\beta$ , gdzie  $\beta$  jest współczynnikiem naprężenia rozciągającego:

$$v_c = \beta \sqrt{f'_c}, \quad (5.43)$$

$$\beta = \frac{0,4}{1+1500\varepsilon_x} \frac{1300}{1000+S_{xe}}, \quad (5.44)$$

gdzie:  $S_{xe}$  to rozstaw rys, który można opisać równaniem:

$$S_{xe} = \frac{35S_x}{a_x+16} \geq 0,85S_x, \quad (5.45)$$

w którym:  $S_x$  jest pionową odległością między zbrojeniem podłużnym w milimetrach a  $a_x$  jest maksymalnym wymiarem kruszywa w betonie, również w milimetrach.

Jeżeli chodzi o kąt  $\theta$  to według metody SMCFT można go oszacować według wzoru:

$$\theta = (29 + 7000\varepsilon_x) \cdot \left(0,88 + \frac{S_x}{2500}\right) \leq 75^\circ, \quad (5.46)$$

gdzie:  $\varepsilon_x$  są odkształceniami w zbrojeniu podłużnym stalowym:

$$\varepsilon_x = \frac{v \cot \theta - \beta \sqrt{f'_c} \tan \theta}{E_s \rho_{sx}}. \quad (5.47)$$

W powyższym wzorze  $E_s$  i  $\rho_{sx}$  są odpowiednio modułem sprężystości i stopniem zbrojenia podłużnych prętów rozciąganych.

Belki krępe, gdzie stosunek długości odcinka ścinania do wysokości użytecznej ( $L_{css}/d$ ) jest mniejszy niż 2,5 charakteryzują się większą nośnością na ścinanie niż belki smukłe. Żeby uwzględnić ten fakt zmodyfikowano wzór na udział betonu i prętów poprzecznych w nośności na ścinanie. Udział kompozytu FRCM w nośności na ścinanie uznano jako niezależny od stosunku długości ścinania do wysokości użytecznej, jak przedstawiono w pracy [69]:

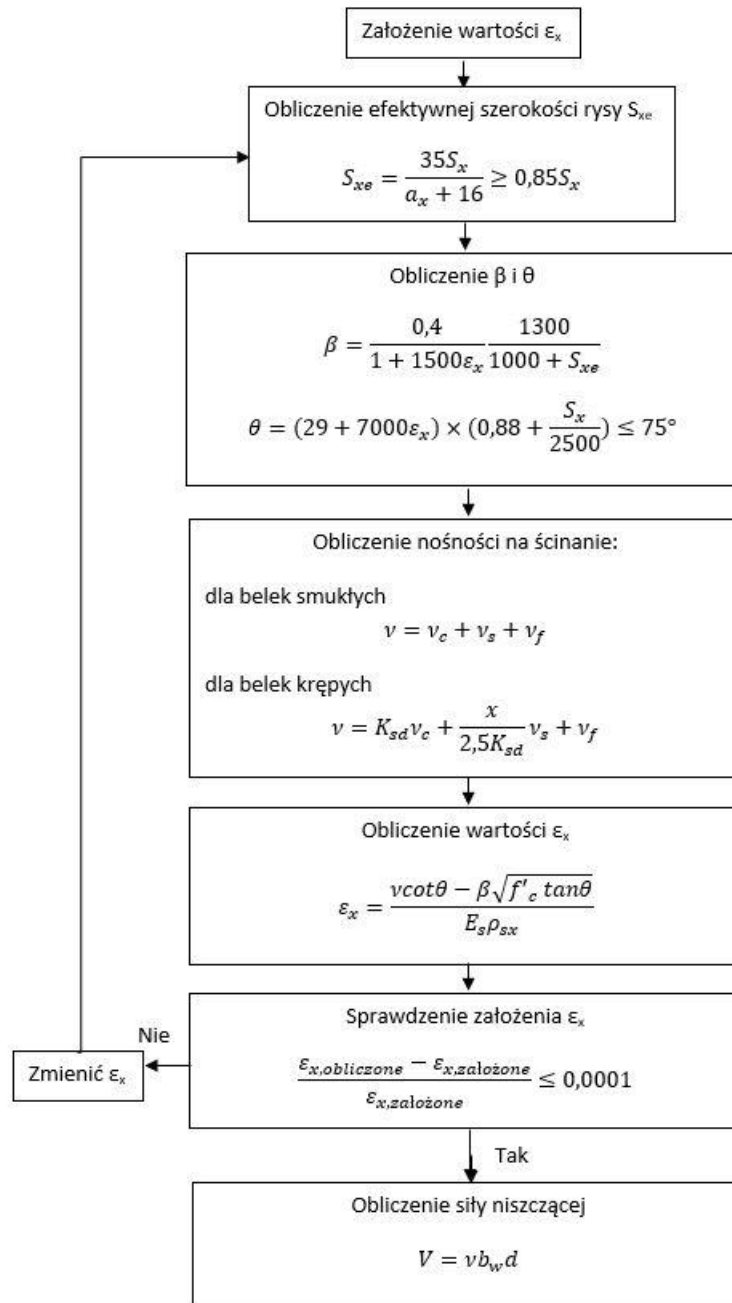
$$v = K_{sd} v_c + \frac{x}{2,5K_{sd}} v_s + v_f, \quad (5.48)$$

gdzie:  $K_{sd}$  jest współczynnikiem uwzględniającym smukłość strefy ścinania i jest przedstawiony wzorem:

$$K_{sd} = 1 + \left(\frac{K_b}{x}\right)^{0,6}, \quad (5.49)$$

gdzie:  $K_b$  jest granicą między smukłą i krępą belką, która może być wg [62, 98] ustalona jako 2,5.

Autorzy w [84] przyjmują następującą procedurę do obliczania udziału wzmocnienia:



Rys. 5.4. Schemat obliczania nośności na ścinanie wg [84]

## 5.2 Obliczenia

W celu sprawdzenia poprawności modeli obliczeniowych dokonano porównania obliczeniowego udziału kompozytu w nośności na ścinanie i wyników z badań laboratoryjnych.

Wszystkie obliczenia przeprowadzono przyjmując charakterystyczne wartości wytrzymałości betonu i stali, nie stosując współczynników redukcyjnych. Aby otrzymać wartość udziału kompozytu w nośności na ścinanie, otrzymaną w wyniku badań laboratoryjnych, obliczono różnicę między maksymalną siłą niszczącą belkę wzmocnioną i siłą niszczącą belkę kontrolną, a następnie otrzymaną wartość podzielono przez 2, co odpowiada reakcji na podporze w rozważanym schemacie statycznym.

Poniżej przedstawiono przykładowe obliczenia dla belek o szerokości strzemion PBO 150mm z etapu I, kolejno dla każdego modelu teoretycznego.

### 5.2.1 Norma ACI549.4R-13 [95]

Do obliczeń teoretycznych przyjęto następujące dane z badań doświadczalnych: szerokość środnika belki  $b_w = 0,15$  m, wysokość użyteczna mierzona po środniku do półki  $d_f = 0,242$  m. Do określenia powierzchni siatki na jednostkę szerokości  $A_f$  należało zmodyfikować wzór, ponieważ belki w badaniach były wzmocniane strzemionami PBO, a nie ciągłą siatką. W związku z tym obliczenia wykonano korzystając ze wzoru:

$$A_f = \frac{2 \cdot t_f \cdot w_f}{s_f}, \quad (5.50)$$

gdzie:  $t_f$  to grubość siatki włókien PBO,  $w_f$  to szerokość strzemienia PBO a  $s_f$  to osiowy rozstaw strzemion. Liczba 2 we wzorze oznacza, że wzmocnienie znajduje się po obu stronach belki.

$$A_f = \frac{2 \cdot 0,0455 \cdot 150}{250} = 0,0546 \text{ mm},$$

$$\varepsilon_{fv} = 0,0175 \leq 0,004 \rightarrow \varepsilon_{fv} = 0,004,$$

$$f_{fv} = \varepsilon_{fv} E_f = 0,004 \cdot 137 \text{ GPa} = 548 \text{ MPa},$$

$$V_f = n \cdot A_f \cdot f_{fv} \cdot d_f = 1 \cdot 0,0546 \text{ mm} \cdot 548 \text{ MPa} \cdot 242 \text{ mm} = 7,24 \text{ kN}.$$

### 5.2.2 Model A. Younis i in. [87]

Ekwiwalentna powierzchnia siatki (5.8):

$$A_{fv} = A_{f,warp} (\sin \alpha_{warp} + \cos \alpha_{warp}) + A_{f,weft} (\sin \alpha_{weft} + \cos \alpha_{weft}).$$

Dla siatki PBO:

$$A_{f,warp} = 0,0455 \text{ mm},$$

$$A_{f,weft} = 0,0115 \text{ mm}.$$

Włókna główne siatki ustawione były prostopadle do długości belki:

$$\alpha_{\text{warp}} = 90^\circ, \alpha_{\text{weft}} = 0^\circ.$$

$$A_{fv} = 0,0455 \text{ mm}(\sin 90 + \cos 90) + 0,0115 \text{ mm}(\sin 0 + \cos 0) = 0,057 \text{ mm}.$$

Ekwiwalentna sztywność osiowa:

$$k^f = \frac{2Nw_s}{L_{cr}b} n A_{fv} E_f,$$

gdzie:  $N = 3$  (3 strzemiona na długości odcinka ścinania),

$w_f = 150 \text{ mm}$  (szerokość strzemienia PBO),

$n = 1$  (liczba warstw siatki),

$L_{cr} = 800 \text{ mm}$  (długość odcinka ścinania),

$b = 150 \text{ mm}$  (szerokość belki),

$E_f = 137 \text{ GPa}$  (moduł sprężystości zarysowanego kompozytu PBO-FRCM),

$$k^{f,150} = \frac{2 \cdot 3 \cdot 150 \text{ mm}}{800 \text{ mm} \cdot 150 \text{ mm}} \cdot 1 \cdot 0,057 \text{ mm} \cdot 137 \text{ GPa} = 58,56 \text{ MPa}.$$

W celu porównawczym obliczono także ekwiwalentne sztywności osiowe dla strzemion o szerokości 100 i 200 mm

$$k^{f,100} = \frac{2 \cdot 4 \cdot 100 \text{ mm}}{800 \text{ mm} \cdot 150 \text{ mm}} \cdot 1 \cdot 0,057 \text{ mm} \cdot 137 \text{ GPa} = 52,06 \text{ MPa},$$

$$k^{f,200} = \frac{2 \cdot 3 \cdot 200 \text{ mm}}{800 \text{ mm} \cdot 150 \text{ mm}} \cdot 1 \cdot 0,057 \text{ mm} \cdot 137 \text{ GPa} = 78,09 \text{ MPa}.$$

Na poniższym wykresie (rys. 5.5) przedstawiono zależność między ekwiwalentną sztywnością osiową a nośnością belek na ścinanie. Można zaobserwować, że wraz ze wzrostem sztywności osiowej kompozytu otrzymuje się większą nośność belki na ścinanie.

Stosunek szerokości wzmocnienia do długości odcinka ścinania:

$$F = \frac{Nw_s}{L_{cr}} = \frac{3 \cdot 150 \text{ mm}}{800 \text{ mm}} = 0,563$$

Czynnik zaprawy:

$$V_m = 2(0,17\sqrt{f_{cm}}t_m d_f),$$

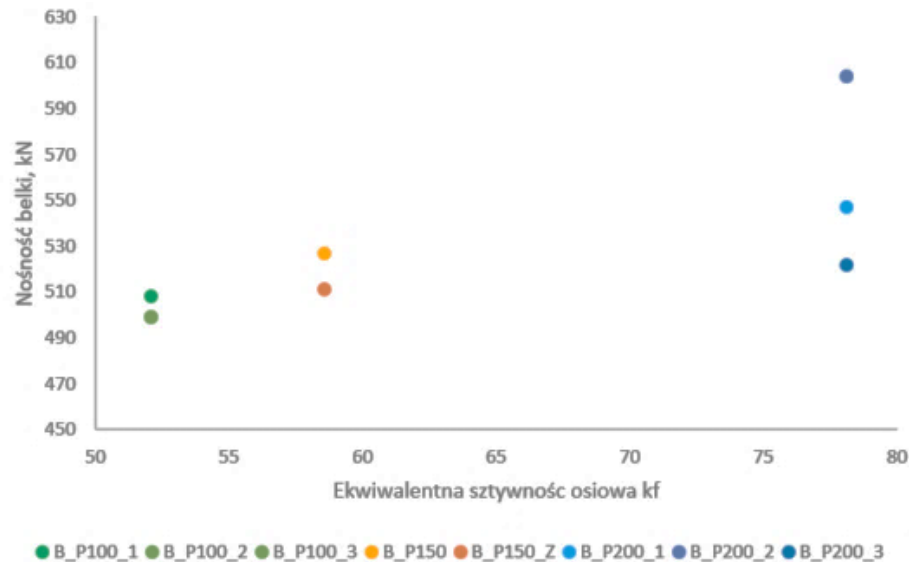
gdzie:

$f_{cm} = 30 \text{ MPa}$  (wytrzymałość na ściskanie zaprawy po 28 dniach),

$t_m = 15$  mm (grubość warstwy zaprawy),

$d_f = 242$  mm (wysokość użyteczna kompozytu),

$$V_m = 2(0,17\sqrt{30\text{MPa}} \cdot 15 \text{ mm} \cdot 242 \text{ mm}) = 6,76 \text{ kN}.$$



Rys. 5.5. Zależność między ekwiwalentną sztywnością osiową a nośnością belek na ścinanie obliczona wg [87] dla belek z II serii badań.

Czynnik włókien:

$$V_w = 2nA_{fv}\sigma_{fv}d_f,$$

gdzie:

$n = 1$  (liczba warstw siatki PBO),

$\sigma_{fv}$  – efektywne naprężenia rozciągające w kompozycie FRCM, obliczono analogicznie jak poprzednio:

$$\sigma_{fv} = E_f \varepsilon_{fv} = 137 \text{ GPa} \cdot 0,004 = 548 \text{ MPa},$$

$$V_w = 2 \cdot 1 \cdot 0,057 \text{ mm} \cdot 548 \text{ MPa} \cdot 242 \text{ mm} = 15,12 \text{ kN},$$

$$V_f = F(V_m + V_w) = 0,563(6,76 \text{ kN} + 15,12 \text{ kN}) = 12,32 \text{ kN}.$$

### 5.2.3 Model Z. Tetta i in. [72]

Do obliczeń posłużono się wytycznymi wspólnymi dla wszystkich modeli zniszczenia.

Efektywna długość naklejenia i współczynnik dystrybucji naprężeń:



$$L_e = \sqrt{\frac{E_{ff} t_f}{f_c}} = \sqrt{\frac{270 \text{ GPa} \cdot 0,0455 \text{ mm}}{\sqrt{44,75 \text{ MPa}}}} = 42,48 \text{ mm},$$

gdzie:

$E_{ff}$  – moduł sprężystości włókien PBO,

$f_c$  – wytrzymałość betonu na ściskanie.

Wysokość efektywna kompozytu  $h_{fe}$  zgodnie z rys. 5.2 wynosi:

$$h_{fe} = z_b - z_t = 0,9d - (h - d_{fb}) - d_{ft} = 0,9 \cdot 342 \text{ mm} - (400 \text{ mm} - 400 \text{ mm}) - 100 \text{ mm} = 207,8 \text{ mm}.$$

Kolejno oblicza się  $L_{max}$  i  $\lambda$ :

$$L_{max} = \frac{h_{fe}}{\sin \alpha} = \frac{207,8 \text{ mm}}{\sin 90} = 207,8 \text{ mm} \text{ dla siatek typu } U,$$

$$\lambda = \frac{L_{max}}{L_e} = \frac{207,8 \text{ mm}}{42,85 \text{ mm}} = 4,85.$$

Ponieważ  $\lambda > 1$ :

$$D_f = 1 - \frac{\pi - 2}{\pi \lambda} = 1 - \frac{\pi - 2}{\pi \cdot 4,85} = 0,925,$$

$$\beta_l = 1,$$

$$\beta_w = \sqrt{\frac{2 - \frac{w_f}{s_f \sin \alpha}}{1 + \frac{w_f}{s_f \sin \alpha}}} = \sqrt{\frac{2 - \frac{150 \text{ mm}}{250 \text{ mm} \cdot \sin 90}}{1 + \frac{150 \text{ mm}}{250 \text{ mm} \cdot \sin 90}}} = 0,935.$$

Kolejno oblicza się maksymalne naprężenia w kompozycie w miejscu przejścia ukośnej rysy niszczącej:

$$f_{fed,max} = 0,58 \beta_w \beta_l \sqrt{\frac{E_{ff} \sqrt{f_c}}{t_f}} = 0,58 \cdot 0,935 \cdot 1 \cdot \sqrt{\frac{270 \text{ GPa} \sqrt{44,75 \text{ MPa}}}{0,0455 \text{ mm}}} = 3418,27 \text{ MPa},$$

$$f_{fed} = D_f f_{fed,max} = 0,925 \cdot 3418,12 \text{ MPa} = 3162,11 \text{ MPa}.$$

Następnie definiuje się naprężenia  $\sigma$ , które są wartością mniejszą z dwóch wartości naprężeń tych w kompozycie i tych w próbie rozciągania:

$$\sigma = \min(f_{fed}, f_{fu}) = \min(2334,33 \text{ MPa}, 1664 \text{ MPa}) = 1664 \text{ MPa}.$$

Współczynnik redukcyjny  $k$  wynosi:

$$k = \begin{cases} 1,27 \lambda_s, & \lambda_s \leq 0,75 \\ 0,95 \lambda_s, & \lambda_s > 0,75 \end{cases}, k \leq 1,$$

gdzie:

$$\lambda_s = L_{\max} \frac{0,6 f_{tm} P_{rov}}{A_{rov} \sigma} = L_{\max} \frac{0,6 f_{tm} (2w_{rov} + 2t_{rov})}{w_{rov} t_{rov} \sigma} = 207,8 \text{ mm} \frac{2 \text{ MPa} (2 \cdot 6 \text{ mm} + 2 \cdot 0,0455 \text{ mm})}{6 \text{ mm} \cdot 0,0455 \text{ mm} \cdot 1664 \text{ MPa}} = 1,47,$$

$$k = 0,95 \cdot 1,47 = 1,4, \quad k \leq 1 \rightarrow k = 1.$$

Przy obliczaniu całkowitego udziału kompozytu w nośności na ścinanie bazując na zaleceniach podanych w [72] zaobserwowano błąd rachunku jednostek, ponieważ końcowa wartość nie była określona w kN, ale w kNmm.

$$V_f = 2k\sigma_f h_{fe} b_w (\cot\theta \sin\alpha + \cos\alpha) \frac{w_f}{s_f} = 2 \cdot 1 \cdot 1664 \text{ MPa} \cdot 0,0455 \text{ mm} \cdot 207,5 \text{ mm} \cdot 150 \text{ mm} \cdot (\cot 45 \cdot \sin 90 + \cos 90) \frac{150 \text{ mm}}{250 \text{ mm}} = 2,83 \text{ kNmm}.$$

Wynika to z błędnego wzoru (5.30) podanego w [72], bazującego na modelu Chen i Tenga, który w oryginale ma postać [18]:

$$V_f = 2k\sigma_f h_{fe} (\cot\theta \sin\alpha + \cos\alpha) \frac{w_f}{s_f}. \quad (5.51)$$

Widać więc, że nie jest dodatkowo przemnażany przez wartość  $b_w$  czyli szerokość środnika, jak było to zapisane we wzorze (5.30) [72]. W związku z tym prawidłowa wartość udziału kompozytu w nośności na ścinanie wynosi:

$$V_f = 2k\sigma_f h_{fe} (\cot\theta \sin\alpha + \cos\alpha) \frac{w_f}{s_f} = 2 \cdot 1 \cdot 1664 \text{ MPa} \cdot 0,0455 \text{ mm} \cdot 207,5 \text{ mm} \cdot (\cot 45 \cdot \sin 90 + \cos 90) \frac{150 \text{ mm}}{250 \text{ mm}} = 18,88 \text{ kN}.$$

#### 5.2.4 Model T.G. Wakjira i U. Ebead [84]

Wzmocnienie PBO-FRCM na ścinanie miało formę strzemion, więc należy na początku określić współczynnik redukcyjny

$$R = \frac{Nw_s}{L_{css}} = \frac{3 \cdot 150 \text{ mm}}{800 \text{ mm}} = 0,563,$$

gdzie:  $w_s$  jest szerokością strzemienia PBO równą 150 mm,  $L_{css}$  jest długością odcinka ścinania równą 800 mm a  $N$  jest liczbą strzemion równą 3. Ponieważ podejście tego modelu do określania nośności na ścinanie belek wzmocnionych kompozytami FRCM uwzględnia wspólną, zależną wzajemnie współpracę betonu, stali i kompozytu, obliczono także te czynniki, a więc całkowitą nośność elementu na ścinanie.

Obliczenia rozpoczyna się od założenia odkształceń  $\varepsilon_x$ , które na podstawie iteracji przyjęto równe 0,000739340. Na tej podstawie można obliczyć rozstaw rys  $S_{xe}$ :

$$S_{xe} = \frac{35S_x}{a_x+16} = \frac{35 \cdot 307,8 \text{ mm}}{16 \text{ mm}+16} = 336,66 \text{ mm} \geq 0,85 \cdot 307,8 \text{ mm} = 261,63 \text{ mm},$$

gdzie:  $S_x = 307,8 \text{ mm}$  to pionowa odległość między zbrojeniem podłużnym, a  $a_x = 16 \text{ mm}$  to maksymalny wymiar kruszywa w betonie. Następnie oblicza się współczynnik naprężenia rozciągającego:

$$\beta = \frac{0,4}{1+1500\varepsilon_x} \frac{1300}{1000+S_{xe}} = \frac{0,4}{1+1500 \cdot 0,000739340} \cdot \frac{1300}{1000+336,66 \text{ mm}} = 0,1845.$$

Jeżeli chodzi o kąt  $\theta$ , to według metody SMCFT można go oszacować według wzoru:

$$\theta = (29 + 7000\varepsilon_x) \left( 0,88 + \frac{S_x}{2500} \right) = (29 + 7000 \cdot 0,000739340) \left( 0,88 + \frac{336,66 \text{ mm}}{2500} \right) = 34,68^\circ \leq 75^\circ,$$

gdzie:  $E_s = 200 \text{ GPa}$  i  $\rho_{sx} = 0,0299$  są odpowiednio modułem sprężystości i stopniem zbrojenia prętów rozciąganych.

Belki, które były przedmiotem badania były belkami krępyimi, o stosunku długości odcinka ścinania do wysokości użytecznej ( $L_{css}/d$ ) mniejszym niż 2,5 należy uwzględnić współczynnik  $K_{sd}$ :

$$K_{sd} = 1 + \left( \frac{K_b}{x} \right)^{0,6} = 2,041,$$

$$x = \frac{L_{css}}{d} = \frac{800 \text{ mm}}{342 \text{ mm}} = 2,34,$$

gdzie:  $K_b$  jest granicą między smukłą i krępą belką, ustalona jako 2,5. Udział betonu w nośności belki żelbetowej na ścinanie wynosi zatem:

$$v_c = \beta \sqrt{f'_c} = 0,1845 \cdot \sqrt{44,75 \text{ MPa}} = 1,234 \text{ MPa}.$$

Udział stali zbrojeniowej w nośności belki żelbetowej na ścinanie wynosi:

$$v_s = \rho_{sv} f_{sv} \cot \theta = 0,00268 \text{ m}^2 \cdot 499,5 \text{ MPa} \cdot \cot 34,68^\circ = 2,038 \text{ MPa},$$

gdzie:  $\rho_{sv} = \frac{A_{sv}}{b_w \cdot s_v}$  – stopień zbrojenia poprzecznego, a  $f_{sv}$  – granica plastyczności zbrojenia poprzecznego.

Udział kompozytu FRCM w nośności belki żelbetowej na ścinanie wynosi:

$$v_f = \frac{N_{ws}}{L_{css}} \frac{a_f}{b_w} f_f \cot \theta (\sin \alpha + \cos \alpha) = \frac{3 \cdot 150 \text{ mm}}{800 \text{ mm}} \cdot \frac{2 \cdot 0,0455 \text{ mm}}{150 \text{ mm}} \cdot 548 \text{ MPa} \cdot \cot 34,68^\circ (\sin 90^\circ + \cos 90^\circ) = 0,270 \text{ MPa}.$$

W związku z tym całkowita nośność belki na ścinanie jest równa:

$$v = K_{sd} v_c + \frac{x}{2,5 K_{sd}} v_s + v_f = 2,041 \cdot 1,234 \text{ MPa} + \frac{2,34}{2,5 \cdot 2,041} \cdot 2,038 \text{ MPa} + 0,270 \text{ MPa} = 3,723 \text{ MPa}.$$

Kolejną obliczaną wartością są odkształcenia w zbrojeniu podłużnym  $\varepsilon_x$ :

$$\varepsilon_x = \frac{v \cot \theta - \beta \sqrt{f_c} \tan \theta}{E_s \rho_{sx}} = \frac{3,723 \text{ MPa} \cdot \cot 34,68^\circ - 0,1845 \sqrt{44,75 \text{ MPa}} \cdot \tan 34,68^\circ}{200 \text{ GPa} \cdot 0,0299} = 0,00073935.$$

Błąd między założonymi a obliczonymi odkształceniami  $\varepsilon_x$  zawiera się w granicy tolerancji:

$$\frac{\varepsilon_{x,obliczone} - \varepsilon_{x,założone}}{\varepsilon_{x,założone}} = 0,0000087 < 0,0001,$$

w związku z tym można policzyć siłę ścinającą:

$$V = v b_w d = 3,723 \text{ MPa} \cdot 0,15 \text{ m} \cdot 0,342 \text{ m} = 0,19099 \text{ MN} = 190,99 \text{ kN}.$$

Przy przyjętym w badaniach schemacie statycznym belki z siłą skupioną w połowie rozpiętości przęsła otrzymujemy siłę niszczącą z prasy:

$$P = 2V = 381,98 \text{ kN}.$$

Udział kompozytu w nośności na ścinanie belki żelbetowej wynosi:

$$V_f = v_f b_w d = 0,270 \text{ MPa} \cdot 0,15 \text{ m} \cdot 0,342 \text{ m} = 13,867 \text{ kN}$$

### 5.3 Zestawienie wyników i analiza

W tabelach 5.1 i 5.2 oraz na rys. 5.6 zaprezentowano wyniki analiz teoretycznych z poszczególnych modeli obliczeniowych. Wyniki te porównano z udziałem kompozytu w nośności na ścinanie otrzymanego w wyniku badań doświadczalnych  $V_{f,exp}$ , który jest dla każdej wzmocnionej belki różnicą między nośnością całkowitą elementu wzmocnionego a nośnością belki kontrolnej.

Większość przedstawionych modeli zakłada, że całkowita nośność na ścinanie wzmocnionego elementu jest sumą nośności betonu, strzemion stalowych oraz strzemion kompozytowych. Wszystkie modele, poza modelem Wakjira [84], nie uwzględniają wpływu wzmocnienia kompozytowego na odkształcenia strzemion stalowych oraz na powstawanie i rozwój ukośnych rys, i tym samym także udziału betonu w nośności na ścinanie. Ten wpływ wzmocnienia kompozytowego jest dość istotnym parametrem, co wykazano w badaniach [10,

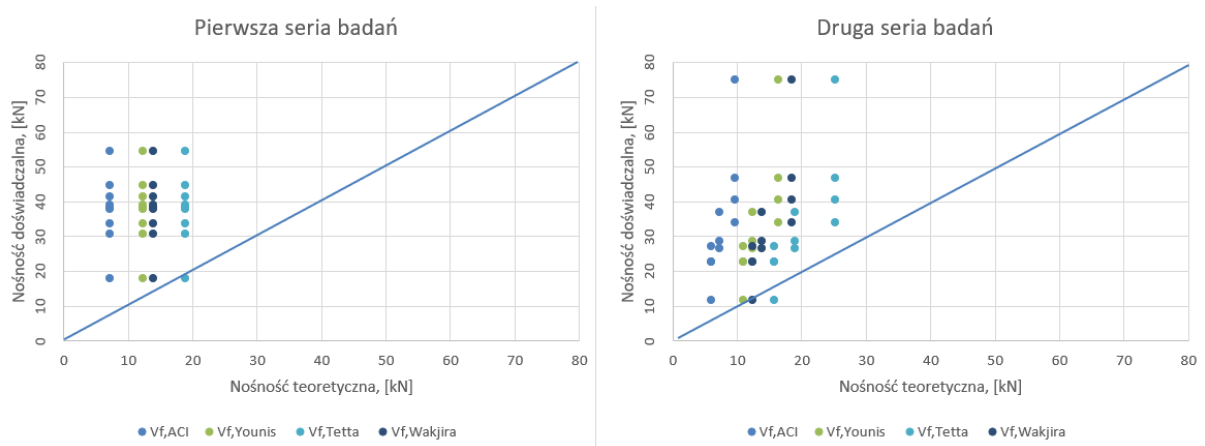
17, 35, 56] i powinien być brany pod uwagę przy obliczaniu całkowitej nośności. W badaniach wykazano, że maksymalny udział strzemion stalowych i kompozytowych w nośności na ścinanie nie jest osiągany jednocześnie, co oznacza, że ich łączny udział może faktycznie być mniejszy niż proste sumowanie ich odpowiednich wartości. Możliwą interakcję między wewnętrznym i zewnętrznym zbrojeniem na ścinanie w systemach FRCM opisano również w [9, 53], gdzie dochodziło do znacznego zmniejszenia wartości odkształceń zmierzonych w strzemionach stalowych wzmocnionych belek w porównaniu z belkami kontrolnymi na takich samych poziomach obciążenia. Podobne wnioski otrzymano w wyniku badań własnych opisanych w punkcie 4.3 i 4.6 tej pracy.

Tabela 5.1 Zestawienie wyników analiz teoretycznych dla belek serii I

	$V_{f,exp}$ [kN]	$V_{f,ACI}$ [kN]	$V_{f,ACI}/$ $V_{f,exp}$	$V_{f,Younis}$ [kN]	$V_{f,Younis}/$ $V_{f,exp}$	$V_{f,Tetta}$ [kN]	$V_{f,Tetta}/$ $V_{f,exp}$	$V_{f,Wakjira}$ [kN]	$V_{f,Wakjira}/$ $V_{f,exp}$
<b>B_P1</b>	17,89	7,24	0,41	12,32	0,69	18,88	1,06	13,87	0,78
<b>B_P2</b>	44,66	7,24	0,16	12,32	0,28	18,88	0,42	13,87	0,31
<b>B_P3</b>	33,71	7,24	0,21	12,32	0,36	18,88	0,56	13,87	0,41
<b>B_WS1</b>	38,14	7,24	0,19	12,32	0,32	18,88	0,50	13,87	0,36
<b>B_WS2</b>	41,46	7,24	0,17	12,32	0,30	18,88	0,46	13,87	0,33
<b>B_WS3</b>	37,82	7,24	0,19	12,32	0,33	18,88	0,50	13,87	0,37
<b>B_W1</b>	54,49	7,24	0,13	12,32	0,23	18,88	0,35	13,87	0,25
<b>B_W2</b>	39,06	7,24	0,19	12,32	0,32	18,88	0,48	13,87	0,36
<b>B_W3</b>	30,72	7,24	0,24	12,32	0,40	18,88	0,61	13,87	0,45

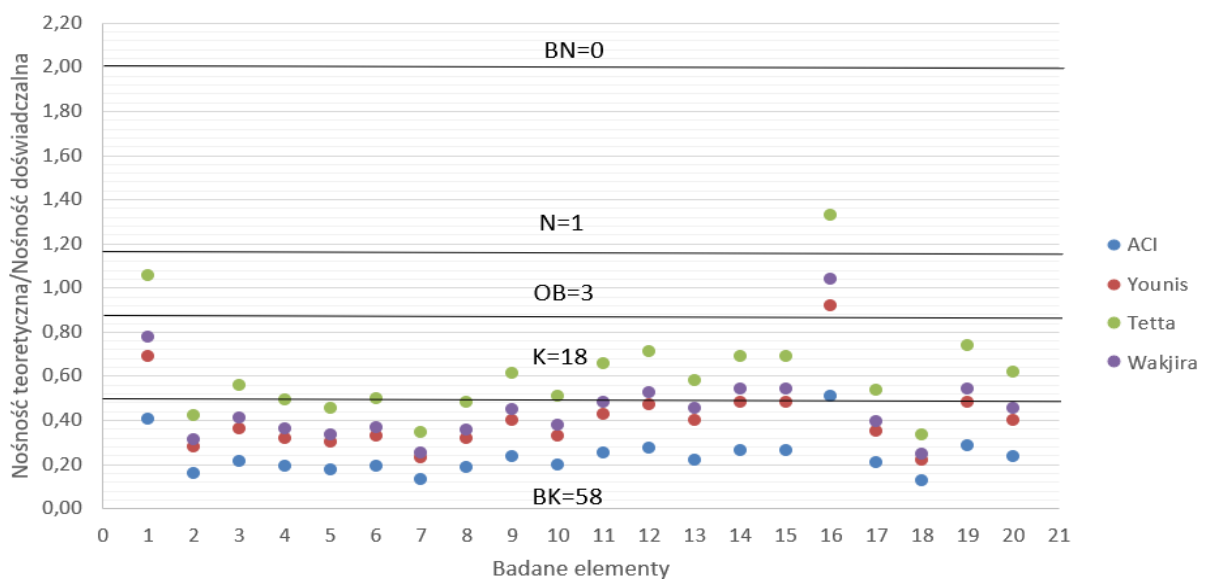
Tabela 5.2 Zestawienie wyników analiz teoretycznych dla belek serii II

	$V_{f,exp}$ [kN]	$V_{f,ACI}$ [kN]	$V_{f,ACI}/$ $V_{f,exp}$	$V_{f,Younis}$ [kN]	$V_{f,Younis}/$ $V_{f,exp}$	$V_{f,Tetta}$ [kN]	$V_{f,Tetta}/$ $V_{f,exp}$	$V_{f,Wakjira}$ [kN]	$V_{f,Wakjira}/$ $V_{f,exp}$
<b>B_P150</b>	36,87	7,24	0,20	12,32	0,33	18,88	0,51	13,87	0,38
<b>B_P150_Z</b>	28,76	7,24	0,25	12,32	0,43	18,88	0,66	13,87	0,48
<b>B_150_BZ</b>	26,47	7,24	0,27	12,32	0,47	18,88	0,71	13,87	0,52
<b>B_P100_1</b>	27,22	6,03	0,22	10,94	0,40	15,73	0,58	12,34	0,45
<b>B_P100_2</b>	22,84	6,03	0,26	10,94	0,48	15,73	0,69	12,34	0,54
<b>B_P100_3</b>	22,75	6,03	0,26	10,94	0,48	15,73	0,69	12,34	0,54
<b>B_100_BZ</b>	11,84	6,03	0,51	10,94	0,92	15,73	1,33	12,34	1,04
<b>B_P200_1</b>	46,67	9,65	0,21	16,41	0,35	25,17	0,54	18,42	0,39
<b>B_P200_2</b>	75,07	9,65	0,13	16,41	0,22	25,17	0,34	18,42	0,25
<b>B_P200_3</b>	34,12	9,65	0,28	16,41	0,48	25,17	0,74	18,42	0,54
<b>B_P200_BZ</b>	40,67	9,65	0,24	16,41	0,40	25,17	0,62	18,42	0,45



Rys. 5.6. Porównanie wyników badań i obliczeń teoretycznych

W celu zobrazowania otrzymanych wyników analizy teoretycznej i badań doświadczalnych wykorzystano zmodyfikowaną metodę DPC (ang. - *Demerit points classification criteria*) [51, 20]. W tej metodzie na podstawie oceny bezpieczeństwa i aspektów ekonomicznych wprowadzono skalę stosunku nośności teoretycznej do nośności doświadczalnej. Skalę przedstawiono w tabeli 5.3. Na rys. 5.7 i 5.8, oraz w tabeli 5.3 porównano wyniki wszystkich 20 elementów badawczych dla każdego z przedstawionych modeli obliczeniowych (ACI [95], Younis [87], Tetta [72], Wakjira [84]). Można zaobserwować, że dla każdego modelu obliczeniowego najczęściej przypadków dotyczy bardzo konserwatywnego oszacowania nośności, co prowadzi do dużego niedoszacowania realnej nośności elementu wzmocnionego.

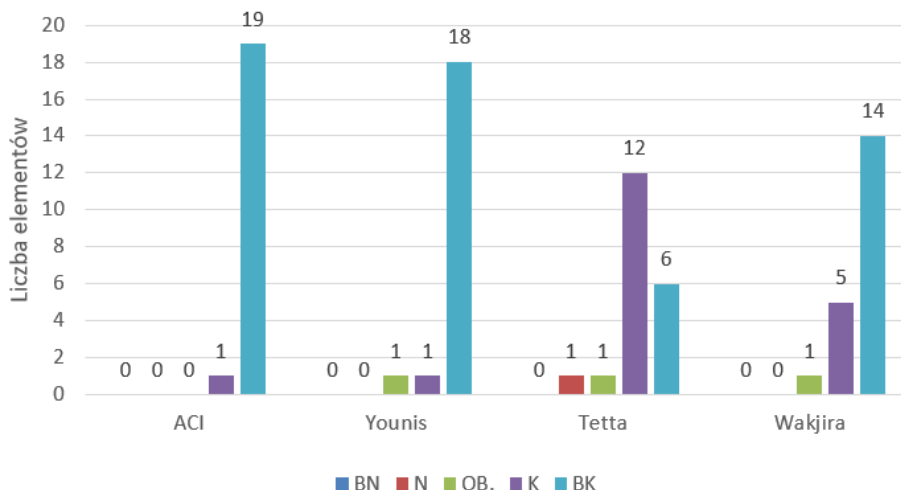


Rys. 5.7. Zestawienie wyników badań wg zmodyfikowanej metody DPC [51].  
Oznaczenia przyjęte na wykresie: BN – Bardzo Niebezpieczne, N- Niebezpieczne, OB – Odpowiednio Bezpieczne, K – Konserwatywne, BK – Bardzo Konserwatywne

Tabela 5.3 Zestawienie wyników badań wg zmodyfikowanej metody DPC [51].

		Liczba elementów			
		ACI	Younis	Tetta	Wakjira
Bardzo Niebezpieczne	$V_{th}/V_{exp} > 2$	0	0	0	0
Niebezpieczne	$V_{th}/V_{exp} [1,176 - 2]$	0	0	1	0
Odpowiednio Bezpieczne	$V_{th}/V_{exp} [0,869 - 1,176]$	0	1	1	1
Konserwatywne	$V_{th}/V_{exp} [0,5 - 0,869]$	1	1	12	5
Bardzo Konserwatywne	$V_{th}/V_{exp} \leq 0,5$	19	18	6	14

W jednym przypadku otrzymano wartość niebezpieczną, co oznaczało, że nośność otrzymana w wyniku analizy teoretycznej była większa niż nośność otrzymana w wyniku badań doświadczalnych. Dotyczyło to belki bez zakotwienia, ze strzemionami PBO o szerokości 100 mm, dla modelu obliczeniowego wg Tetta i in.



Rys. 5.8. Zestawienie wyników badań wg zmodyfikowanej metody DPC [51].

Oznaczenia przyjęte na wykresie: BN – Bardzo Niebezpieczne, N- Niebezpieczne, OB – Odpowiednio Bezpieczne, K – Konserwatywne, BK – Bardzo Konserwatywne

Ponieważ model Wakjira jako jedyny zakłada, że kompozyt FRCM ma także wpływ na udział betonu i stali w nośności na ścinanie, dla tego modelu obliczono również całkowitą nośność na ścinanie elementu i porównano ją z nośnością elementów badawczych (tabela 5.4). W pozostałych modelach udziały betonu i stali w nośności na ścinanie są niezależne od kompozytu i wylicza się je z obowiązujących norm (Eurokod , ACI itd.).

Spośród dostępnych modeli obliczeniowych największą zgodność z wynikami własnych badań doświadczalnych otrzymano dla modelu Tetta i in. [72], po wprowadzonej poprawce wzoru (5.51), oraz dla modelu T.G.Wakjira i U. Ebead [84], zarówno dla obliczania

udziału kompozytu w nośności na ścinanie, jak i całkowitej nośności elementu wzmocnionego. W tym, jak i również pozostałych modelach nie uwzględnia się obecności zakotwienia, które pozwala na lepsze wykorzystanie kompozytu i tym samym osiągnięcie większej nośności. Wszystkie przedstawione modele (poza modelem Tetta) zalecają przyjmować odkształcenia kompozytu równe 4‰, co w przypadku wzmocnienia z zakotwieniem jest wartością około dwukrotnie mniejszą, od otrzymanych odkształceń kompozytu w badaniach. Jedynie w modelu Tetta, bazującym na modelu Chen i Tena [18], oblicza się efektywne naprężenia w kompozycie, dzięki czemu model wykazuje najlepsze dopasowanie do wyników badań doświadczalnych.

Tabela 5.4 Porównanie nośności belek na ścinanie według analiz teoretycznych i badań doświadczalnych

	$V_{exp}$ [kN]	$V_{Wakjira}$ [kN]	$V_{Wakjira}/$ $V_{exp}$		$V_{exp}$ [kN]	$V_{Wakjira}$ [kN]	$V_{Wakjira}/$ $V_{exp}$
<b>B_P1</b>	216,19	190,99	0,88	<b>B_P150</b>	263,7	190,99	0,72
<b>B_P2</b>	242,96	190,99	0,79	<b>B_P150_Z</b>	255,60	190,99	0,75
<b>B_P3</b>	232,01	190,99	0,82	<b>B_150_BZ</b>	253,3	190,99	0,75
<b>B_WS1</b>	236,44	190,99	0,81	<b>B_P100_1</b>	254,06	189,91	0,75
<b>B_WS2</b>	239,76	190,99	0,80	<b>B_P100_2</b>	249,68	189,91	0,76
<b>B_WS3</b>	236,12	190,99	0,81	<b>B_P100_3</b>	249,59	189,91	0,76
<b>B_W1</b>	252,79	190,99	0,76	<b>B_100_BZ</b>	238,67	189,91	0,80
<b>B_W2</b>	237,36	190,99	0,80	<b>B_P200_1</b>	273,5	194,23	0,71
<b>B_W3</b>	229,02	190,99	0,83	<b>B_P200_2</b>	301,9	194,23	0,64
				<b>B_P200_3</b>	260,95	194,23	0,74
				<b>B_P200_BZ</b>	267,5	194,23	0,73

Kolejnym aspektem prowadzącym do niedoszacowania nośności na ścinanie belek żelbetowych wzmocnionych kompozytami FRCM jest fakt, że belki w badaniach były belkami krępy, w których otrzymuje się większą nośność niż dla belek smukłych z racji mechanizmu łukowo-ściągowego i przekazywaniu części głównych naprężeń bezpośrednio na podporę. Wzory normowe nie uwzględniają podziału na belki smukłe i krępe, dla obu przypadków obowiązuje taki sam wzór. Jedynym modelem, który uwzględnia ten fakt jest model T.G. Wakjira i U. Ebead [84].

Co więcej, większość przedstawionych modeli zakłada analogię kratownicową i przyjęcie kąta nachylenia ściskanego krzyżulca betonowego jako 45°, co jest założeniem uproszczonym i często nie odpowiada rzeczywistości. Kąt nachylenia ściskanego krzyżulca



betonowego jest zależny od wielu czynników, a także zmienny w trakcie przyrostu obciążenia i odkształceń prętów podłużnych. Może to prowadzić do niedoszacowania nośności, zwłaszcza dla elementów, w których kąt ten jest mniejszy niż  $45^\circ$ .

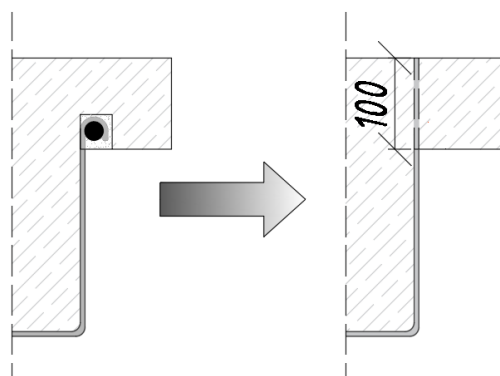
Ostatnim czynnikiem prowadzącym do niedoszacowania nośności jest fakt, że większość wzorów nie przewiduje udziału półki przekroju teowego w nośności na ścinanie, uwzględniając tylko nośność środniczki. Wykazano jednak, że nośność na ścinanie oraz zarysowanie ukośne zależy także od rodzaju przekroju (prostokątny lub teowy) z powodu różnych wielkości naprężeń ścinających występujących w środniczce.

## 5.4 Propozycja własna modyfikacji modelu Z. Tetta i T.G. Wakjira

Na podstawie badań własnych opisanych w rozdziale czwartym podjęto próbę modyfikacji istniejących modeli, uwzględniając udział zakotwienia kompozytu w nośności na ścinanie. Do analizy wybrano dwa modele, które posiadały najlepsze dopasowanie do wyników badań: model Z. Tetta i in. i model T.G. Wakjira i U. Ebead.

### 5.4.1 Model Z. Tetta i in.

W modelu tym zaproponowano modyfikację wzoru na udział kompozytu w nośności na ścinanie poprzez zamianę przyjmowanej efektywnej wysokości kompozytu. W przypadku zakotwienia prętowego zaproponowano dodanie do wysokości kompozytu długość strzemion PBO które zostały nawinięte na pręt GFRP wklejony pod półkę. W związku z tym w przedstawionych analizach  $h_{fe}$  należy przyjmować jako  $0,9d$  (ramię siły), co uwzględniałoby, że wysokość użyteczna kompozytu jest równa wysokości użytecznej elementu (rys. 5.9). To samo założenie zaproponowano dla zakotwienia wachlarzowego, które w miejscu zakotwienia posiadały dodatkowe zbrojenie w postaci wachlarza, zapewniające długość zakotwienia końca strzemienia PBO.



Rys. 5.9. Założenie wysokości kompozytu dla elementów z zakotwieniem

Z tym założeniem obliczono nowy udział kompozytu:

$$h_{fe} = 0,9d = 307,8 \text{ mm}, \quad (5.52)$$

$$L_{\max} = \frac{h_{fe}}{\sin\alpha} = \frac{307,8 \text{ mm}}{\sin 90} = 307,8 \text{ mm} \text{ dla siatek typu } U \text{ z zakotwieniem},$$

$$\lambda = \frac{L_{\max}}{L_e} = \frac{307,8 \text{ mm}}{42,85 \text{ mm}} = 7,18.$$

Ponieważ  $\lambda > 1$ :

$$D_f = 1 - \frac{\pi-2}{\pi\lambda} = 1 - \frac{\pi-2}{\pi \cdot 7,18} = 0,949,$$

$$\beta_l = 1,$$

$$f_{fed,\max} = 0,58\beta_w\beta_l\sqrt{\frac{E_{ff}\sqrt{f_c}}{t_f}} = 0,58 \cdot 0,935 \cdot 1 \cdot \sqrt{\frac{270 \text{ GPa}\sqrt{44,75 \text{ MPa}}}{0,0455 \text{ mm}}} = 3418,27 \text{ MPa},$$

$$f_{fed} = D_f f_{fed,\max} = 0,949 \cdot 3418,12 \text{ MPa} = 3245,33 \text{ MPa},$$

$$\sigma = \min(f_{fed}, f_{fu}) = \min(3245,33 \text{ MPa}, 1664 \text{ MPa}) = 1664 \text{ MPa}.$$

Dalej oblicza się współczynnik redukcyjny k:

$$k = \begin{cases} 1,27\lambda_s\lambda_s, & \lambda_s \leq 0,75 \\ 0,95\lambda_s, & \lambda_s > 0,75 \end{cases}, k \leq 1,$$

gdzie:

$$\lambda_s = L_{\max} \frac{0,6 f_{tm} P_{rov}}{A_{rov} \sigma} = L_{\max} \frac{0,6 f_{tm} (2w_{rov} + 2t_{rov})}{w_{rov} t_{rov} \sigma} = 307,8 \text{ mm} \frac{0,6 \cdot 2 \text{ MPa} (2 \cdot 6 \text{ mm} + 2 \cdot 0,0455 \text{ mm})}{6 \text{ mm} \cdot 0,0455 \text{ mm} \cdot 1664 \text{ MPa}} = 1,66,$$

$$k = 0,95 \cdot 1,66 = 1,57, k \leq 1 \rightarrow k = 1,$$

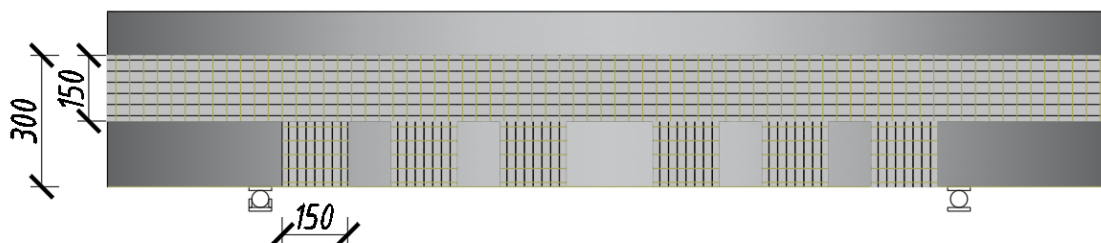
$$V_f = 2k\sigma t_f h_{fe} (\cot\theta \sin\alpha + \cos\alpha) \frac{w_f}{s_f} = 2 \cdot 1 \cdot 1664 \text{ MPa} \cdot 0,0455 \text{ mm} \cdot 307,8 \text{ mm} \cdot (\cot 45 \cdot \sin 90 + \cos 90) \frac{150 \text{ mm}}{250 \text{ mm}} = 27,96 \text{ kN}.$$

Wartości otrzymane po wprowadzeniu powyższej modyfikacji i zastosowaniu jej do obliczeń udziału kompozytu w nośności na ścinanie belek opisanych w badaniach własnych z zakotwieniem prętowym (B\_P) i wachlarzowym (B\_WS) przedstawiono w tabeli 5.5.

Tabela 5.5. Porównanie udziału kompozytu w nośności na ścinanie dla wprowadzonych modyfikacji wzoru Tetta

	$V_{f,exp}$ [kN]	$V_{f,Tetta}$ [kN]	$V_{f,Tetta} / V_{f,exp}$			$V_{f,exp}$ [kN]	$V_{f,Tetta}$ [kN]	$V_{f,Tetta} / V_{f,exp}$	
<b>B_P1</b>	17,89	27,96	1,56	1,01	<b>B_P150</b>	36,87	27,96	0,76	0,87
<b>B_P2</b>	44,66	27,96	0,63		<b>B_P150_Z</b>	28,76	27,96	0,97	
<b>B_P3</b>	33,71	27,96	0,83		<b>B_P100_1</b>	27,22	23,30	0,86	0,97
<b>B_WS1</b>	38,14	27,96	0,73	0,72	<b>B_P100_2</b>	22,84	23,30	1,02	
<b>B_WS2</b>	41,46	27,96	0,67		<b>B_P100_3</b>	22,75	23,30	1,02	
<b>B_WS3</b>	37,82	27,96	0,74		<b>B_P200_1</b>	46,67	37,28	0,80	0,80
				<b>B_P200_2</b>	75,07	37,28	0,50		
				<b>B_P200_3</b>	34,12	37,28	1,09		

Dla zakotwienia paskowego, zaproponowano dodatkową modyfikację wzoru na udział kompozytu w nośności na ścinanie belek żelbetowych polegającą na doliczeniu do nośności strzemion PBO na ścinanie również paska podłużnego, służącego za zakotwienie. W miejscu strzemion PBO pasek pełniący rolę zakotwienia ma wysokość 150 mm, a kierunek włókien głównych jest równoległy do długości belki (rys. 5.10).



Rys. 5.10. Zakotwienie paskowe, pogrubioną czarną linią zaznaczono kierunek włókien głównych

W związku z zaproponowaną modyfikacją wzór na udział kompozytu w nośności na ścinanie belek żelbetowych przybiera postać:

$$V_f = 2k\sigma(t_f h_{fe} + t_{paska} h_{paska})(\cot\theta \sin\alpha + \cos\alpha) \frac{w_f}{s_f}, \quad (5.53)$$

gdzie:

$t_{paska} = 0,0115$  mm – grubość siatki na drugim kierunku włókien,

$h_{paska} = 150$  mm – wysokość paska w miejscu strzemienia PBO.

W wyniku obecności zakotwienia jako wysokość efektywną kompozytu przyjmuje się jak wcześniej:

$$h_{fe} = 0,9d = 307,8 \text{ mm.}$$

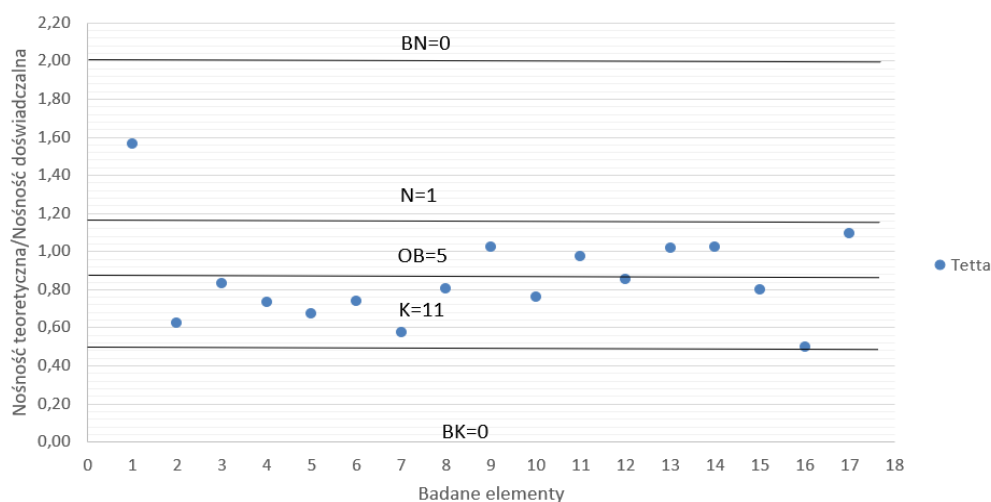
Po podstawieniu otrzymano:

$$V_f = 2k\sigma(t_f h_{fe} + t_{paska} h_{paska})(\cot\theta \sin\alpha + \cos\alpha) \frac{w_f}{s_f} = 2 \cdot 1 \cdot 1664 \text{ MPa} \cdot (0,0455 \text{ mm} \cdot 307,8 \text{ mm} + 0,0115 \text{ mm} \cdot 150 \text{ mm}) \cdot (\cot 45 \cdot \sin 90 + \cos 90) \frac{150 \text{ mm}}{250 \text{ mm}} = 31,41 \text{ kN.}$$

Wartości otrzymane po wprowadzeniu powyższej modyfikacji i zastosowaniu jej do obliczeń udziału kompozytu w nośności na ścinanie belek opisanych w badaniach własnych z zakotwieniem paskowym (B\_\_W) przedstawiono w tabeli 5.6.

Tabela 5.6. Porównanie udziału kompozytu w nośności na ścinanie dla wprowadzonych modyfikacji wzoru Tetta

	$V_{f,exp}$ [kN]	$V_{f,Tetta}$ [kN]	$V_{f,Tetta} / V_{f,exp}$	
<b>B_W1</b>	54,49	31,41	0,58	0,80
<b>B_W2</b>	39,06	31,41	0,80	
<b>B_W3</b>	30,72	31,41	1,02	



Rys. 5.11. Porównanie otrzymanych wyników dla zmodyfikowanego modelu Tetta wg kryterium DPC [51]

Na rys. 5.11 przedstawiono porównanie otrzymanych wyników badań doświadczalnych belek żelbetowych, wzmocnionych na ścinanie strzemionami z siatki z włókien PBO na zaprawie mineralnej z zakotwieniem i wyników obliczeń analitycznych według modelu Tetta,

po wprowadzonych modyfikacjach. Wprowadzone modyfikacje pozwoliły na zmniejszenie liczby przypadków Bardzo Konserwatywnych do zera i zwiększenie liczby przypadków Odpowiednio Bezpiecznych.

#### **5.4.2 Model T.G.Wakjira i U. Ebead**

Na podstawie własnych badań doświadczalnych opisanych w rozdziale czwartym zaproponowano wprowadzenie następujących modyfikacji w modelu T.G. Wakjira:

- dodanie do wzoru na nośność betonu na ścinanie (wzór 5.48) członu uwzględniającego udział pólki przekroju teowego w przenoszeniu naprężeń ścinających,

- zmodyfikowanie przyjmowanych naprężeń granicznych kompozytu, gdyż proponowana wartość odkształceń 4‰ prowadzi do niedoszacowania nośności kompozytów z zakotwieniem.

Zaprezentowane badania własne, jak i inne badania przeprowadzane na belkach o przekroju teowym wykazały, że nośność belki żelbetowej na ścinanie otrzymana w badaniach jest większa, niż przewidywana nośność teoretyczna na ścinanie obliczana według obecnych norm takich jak Eurokod [102] czy Model Code [97]. Jak wspomniano wcześniej, modele te pomijają wpływ pólki przekroju teowego w przenoszeniu naprężeń ścinających. Problemem tym zajmował się A. Cladera i in. [19] i opracował dokładny model obliczeniowy nośności na ścinanie belek żelbetowych o przekroju teowym, który ma bardzo dobrą zgodność z wynikami badań, co wykazano w badaniach m in. [19, 81].

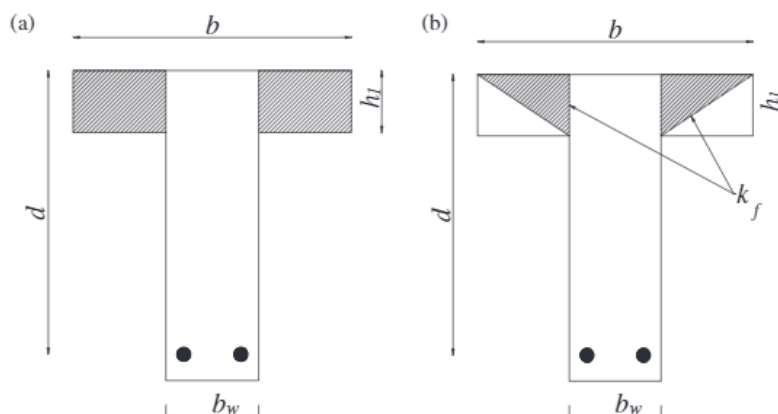
##### Współczynnik wyrażający wpływ pólki teowych na nośność belki na ścinanie

W przypadku belek wzmocnionych materiałami FRCM zaproponowano modyfikację modelu T.G. Wakjira o dodanie wpływu pólki w nośności na ścinanie poprzez przemnożenie udziału betonu przez współczynnik  $k_f$  wyrażający wpływ pólki, zaczerpnięty z normy RILEM TC 162-TDF [105]:

$$k_f = 1 + n \cdot \frac{h_f}{b_w} \cdot \frac{h_f}{d} \leq 1,5, \quad (5.54)$$

w którym  $h_f$  jest grubością pólki zgodnie z rys. 5.12, a  $n$  jest wyrażone wzorem:

$$n = \frac{b-b_w}{h_f} \leq 3. \quad (5.55)$$



Rys 5.12. Schemat przyjmowania powierzchni półek w udziale nośności na ścinanie [7]

Przedstawione wzory uwzględniają zakreskowaną część półek na rys. 5.12-a, ale jak wykazano w [7], prowadzą do częstego przeszacowania nośności, dlatego wprowadzono modyfikację wzoru tak, aby przyjmować tylko połowę wspomnianego wyżej pola przekroju półek zgodnie z rys. 5.12-b:

$$k_f = 1 + 0,5 \cdot n \cdot \frac{h_f}{b_w} \cdot \frac{h_f}{d} \leq 1,5. \quad (5.56)$$

Na tej podstawie wzór na nośność na ścinanie przekroju teowego przybiera postać:

$$v = k_f K_{sd} v_c + \frac{x}{2,5 K_{sd}} v_s + v_f. \quad (5.57)$$

W tym miejscu należy jeszcze zwrócić uwagę na jeden fakt, który w opisanym modelu w punkcie 5.1.4 nie był do końca doprecyzowany. Mowa tutaj o wzorze opisującym rozstaw rys  $S_{xe}$  (wzór 5.45). Według teorii MCFT przedstawiony wzór dotyczy belek bez zbrojenia poprzecznego, natomiast przedmiotem badań były belki ze zbrojeniem poprzecznym. W związku z tym, wzór należy zmodyfikować i na podstawie opisanej w [82] teorii MCFT przedstawia się on następująco:

$$S_{xe} = \frac{1}{\frac{\sin\theta}{s_{mx}} + \frac{\cos\theta}{s_{my}}}, \quad (5.58)$$

gdzie:  $s_{mx}$  i  $s_{my}$  są odpowiednio rozstawem rys na kierunku x i y. Dla belek z wewnętrznym zbrojeniem na ścinanie można przyjmować, że  $s_{mx}$  jest równe rozstawowi strzemion, a  $s_{my}$  efektywnej wysokości użytecznej przekroju. Aby policzyć  $S_{xe}$  należy założyć kąt teta i zweryfikować go po wykonaniu kolejnych obliczeń.

#### Modyfikacja naprężeń w kompozycie

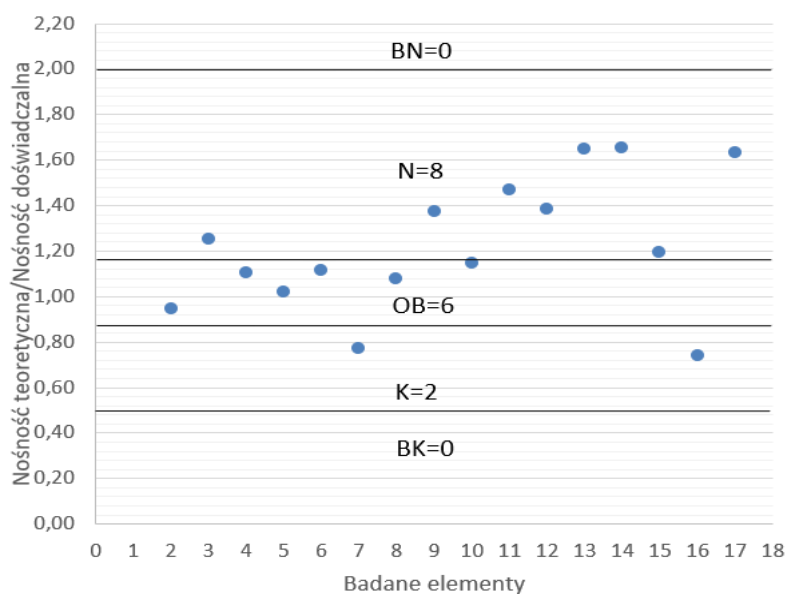
W dalszej kolejności Autorka proponuje modyfikację przyjmowanych naprężeń w kompozycie, ponieważ zaproponowany wcześniej model prowadził do niedoszacowania udziału kompozytu w nośności na ścinanie. W pracy [83] zaproponowano adaptację wzoru z modelu Chang i Tenga [18] do obliczania efektywnych naprężeń w kompozycie, który był bliżej opisany w punkcie 5.1.3, a więc w modelu Tetta. Za naprężenia efektywne w kompozycie przyjmuje się zatem:

$$f_{fed} = D_f f_{fed,max}, \quad (5.13)$$

gdzie wzory i sposób obliczeń powyższych wartości są analogiczne, jak w punkcie 5.4.1. W związku z tym wzór na udział kompozytu w nośności na ścinanie przybiera postać:

$$v_f = \frac{N w_s}{L_{css}} \frac{a_f}{b_w} f_{fed} \cot \theta (\sin \alpha + \cos \alpha). \quad (5.59)$$

Po przeprowadzeniu obliczeń według powyższego wzoru otrzymano wartości udziału kompozytu w nośności na ścinanie dużo większe, niż te otrzymane w wyniku badań doświadczalnych (rys. 5.13). Jest to związane z faktem, że dla belek z nieciągłym zbrojeniem kompozytowym FRCM na ścinanie, w postaci strzemion z jednej warstwy siatki, naprężenia efektywne w kompozycie obliczone według wzoru 5.13 były równe wytrzymałości kompozytu na rozciąganie.



Rys. 5.13. Porównanie otrzymanych wyników dla zmodyfikowanego przyjmowania odkształceń w modelu Wakjira wg kryterium DPC [51]

W badaniach własnych wykazano, że w żadnym elemencie nie doszło do zerwania włókien a więc naprężenia w kompozycie były mniejsze od wytrzymałości na rozciąganie.

Z tego powodu zaproponowano modyfikację przyjmowanych odkształceń, uwzględniając redukcję odkształceń z uwagi na ukształtowanie kompozytu w formie strzemion a nie ciągłej siatki na całym odcinku ścinania. W tym celu zaproponowano wprowadzenie współczynnika redukującego:

$$R = \frac{Nw_s}{L_{css}}, \quad (5.60)$$

analogicznie, jak w punkcie 5.1.4. Zredukowane naprężenia w kompozycie wynoszą zatem:

$$f_{f,red} = R \cdot f_{fed}. \quad (5.61)$$

Dla powyższego wzoru obowiązuje ograniczenie  $f_{fed} \leq f_{fu}$ , czyli wytrzymałości kompozytu FRCM na rozciąganie. Wzór na udział kompozytu w nośności na ścinanie, po wprowadzonych modyfikacjach, przybiera postać:

$$v_f = \frac{Nw_s}{L_{css}} \frac{a_f}{b_w} f_{f,red} \cot\theta (\sin\alpha + \cos\alpha). \quad (5.62)$$

Na tej podstawie obliczono ponownie udział kompozytu w nośności na ścinanie oraz całkowitą nośność na ścinanie belek z zakotwieniem prętowym (B\_P) i wachlarzowym (B\_WS), które były przedmiotem badań własnych. Wyniki zestawiono w tabelach 5.7 i 5.8.

Tabela 5.7 Porównanie nośności na ścinanie dla wprowadzonych modyfikacji wzoru Wakjira dla belek z serii I

	$V_{f,exp}$ [kN]	$V_{exp}$ [kN]	$V_{f,Wakjira}$ [kN]	$V_{f,Wakjira}/V_{f,exp}$		$V_{Wakjira}$ [kN]	$V_{Wakjira}/V_{exp}$	
<b>B_P1</b>	17,89	216,19	23,74	1,33	0,85	240,69	1,11	1,05
<b>B_P2</b>	44,66	242,96	23,74	0,53		240,69	0,99	
<b>B_P3</b>	33,71	232,01	23,74	0,70		240,69	1,04	
<b>B_WS1</b>	38,14	236,44	23,74	0,62	0,61	240,69	1,02	1,01
<b>B_WS2</b>	41,46	239,76	23,74	0,57		240,69	1,00	
<b>B_WS3</b>	37,82	236,12	23,74	0,63		240,69	1,02	



Tabela 5.8 Porównanie nośności na ścinanie dla wprowadzonych modyfikacji wzoru Wakjira dla belek z serii II

	$V_{f,exp}$ [kN]	$V_{exp}$ [kN]	$V_{f,Wakjira}$ [kN]	$V_{f,Wakjira}/V_{f,exp}$		$V_{Wakjira}$ [kN]	$V_{f,Wakjira}/V_{f,exp}$	
<b>B_P150</b>	36,87	263,7	23,74	0,64	0,73	240,69	0,91	0,93
<b>B_P150_Z</b>	28,76	255,6	23,74	0,83		240,69	0,94	
<b>B_P100_1</b>	27,22	254,06	18,81	0,69	0,78	237,26	0,93	0,94
<b>B_P100_2</b>	22,84	249,68	18,81	0,82		237,26	0,95	
<b>B_P100_3</b>	22,75	249,59	18,81	0,83		237,26	0,95	
<b>B_P200_1</b>	46,67	273,5	41,7	0,89	0,89	253,4	0,93	0,91
<b>B_P200_2</b>	75,07	301,9	41,7	0,56		253,4	0,84	
<b>B_P200_3</b>	34,12	260,95	41,7	1,22		253,4	0,97	

Dla belek z zakotwieniem paskowym (B\_W) zaproponowano również modyfikację ekwiwalentnej powierzchni kompozytu dodając warstwę podłużnego paska PBO pełniącego rolę zakotwienia, który znajdował się na strzemionach PBO, na połowie ich wysokości. W związku z tym powierzchnię kompozytu przemnożono przez 1,5, ponieważ pole paska PBO w miejscu strzemienia PBO równało się połowie pola tego strzemienia:

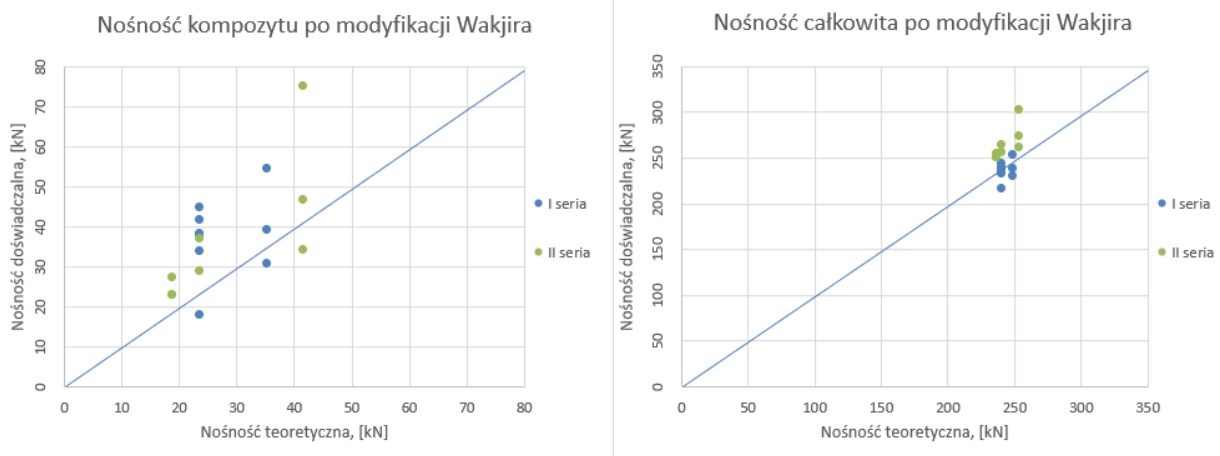
$$a_{f,paskowy} = 1,5 a_f = 1,5 \cdot 0,0455 \text{ mm} = 0,068 \text{ mm}. \quad (5.63)$$

Tabela 5.9 Porównanie nośności na ścinanie dla wprowadzonych modyfikacji wzoru Wakjira dla belek B\_W z serii I badań.

	$V_{f,exp}$ [kN]	$V_{exp}$ [kN]	$V_{f,Wakjira}$ [kN]	$V_{f,Wakjira}/V_{f,exp}$		$V_{Wakjira}$ [kN]	$V_{Wakjira}/V_{exp}$	
<b>B_W1</b>	54,49	252,79	35,33	0,65	0,90	248,87	0,98	1,04
<b>B_W2</b>	39,06	237,36	35,33	0,90		248,87	1,05	
<b>B_W3</b>	30,72	229,02	35,33	1,15		248,87	1,09	

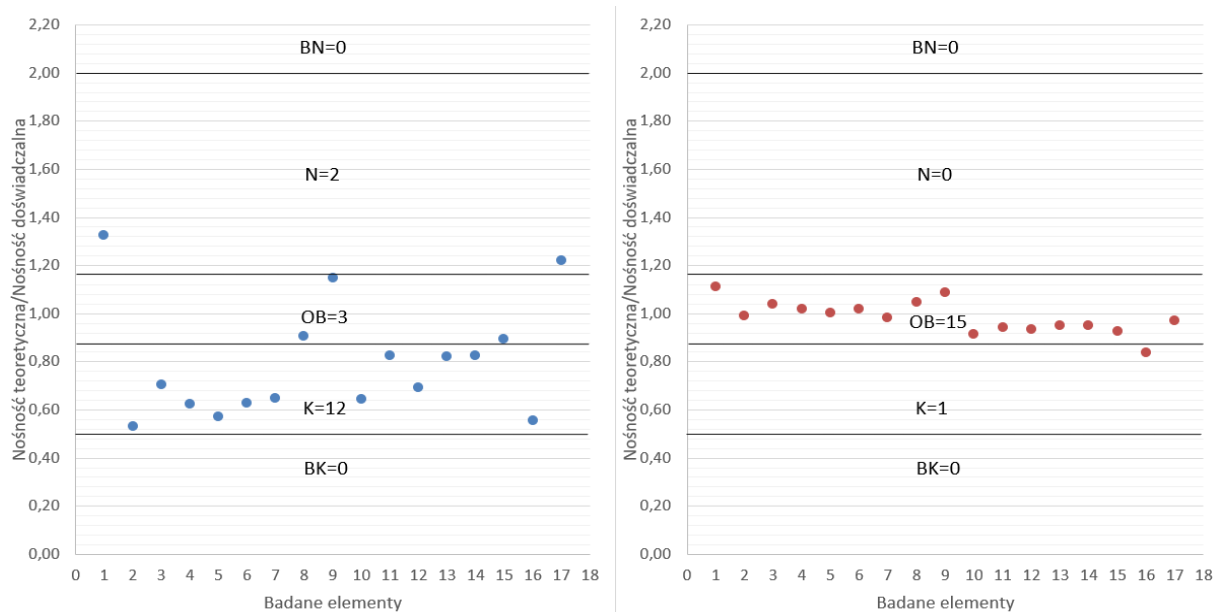
Na rysunku 5.14 przedstawiono porównanie otrzymanych nośności doświadczalnych na ścinanie belek wzmocnionych zewnętrznymi strzemionami z włókien PBO z zakotwieniem z wynikami obliczeń według modelu teoretycznego Wakjira, po wprowadzonych

modyfikacjach. Po lewej stronie przedstawiono porównanie wartości udziału kompozytu w nośności na ścinanie, a po prawej stronie całkowitej nośności elementu.



Rys. 5.14. Porównanie otrzymanych wyników dla zmodyfikowanego modelu Wakjira

Na kolejnym rysunku (rys. 5.15) przedstawiono porównanie wyników wg kryterium DPC. Wprowadzone modyfikacje pozwoliły na zmniejszenie liczby przypadków Bardzo Konserwatywnych (BK) do zera i zwiększenie liczby przypadków Odpowiednio Bezpiecznych (OB). Po lewej stronie przedstawiono porównanie wartości udziału kompozytu w nośności na ścinanie, a po prawej stronie całkowitej nośności elementu. Dla całkowitej nośności elementów wzmocnionych otrzymano bardzo dobre dopasowanie, bo w większości analizowanych przypadków (15 na 17) otrzymano Odpowiednio Bezpieczne (OB) dopasowanie.



Rys. 5.15. Porównanie otrzymanych wyników dla zmodyfikowanego modelu Wakjira wg kryterium DPC

Różnica, jaka wynika z mniej satysfakcjonującego dopasowania udziału kompozytu w nośności na ścinanie od całkowitej nośności na ścinanie wynika z faktu, że do obliczenia udziału kompozytu otrzymanej w badaniach laboratoryjnych stosowano prostą różnicę pomiędzy nośnością elementu wzmocnionego a nośnością belki kontrolnej. W rzeczywistości, z racji obecności wzmocnienia udział betonu i strzemion w nośności na ścinanie byłby inny dla belki wzmocnionej niż dla belki kontrolnej, a co za tym idzie wartość udziału kompozytu w nośności na ścinanie także byłaby inna. Wynika to z wzajemnego wpływu poszczególnych elementów składowych nośności. W badaniach wykazano, że zastosowanie wzmocnienia powodowało opóźnienie uplastycznienia strzemion stalowych, ograniczenie odkształceń w strzemionach przy tym samym poziomie obciążenia, jak dla belki bez wzmocnienia, oraz opóźnienie momentu powstania rys i ich rozwoju. Przedstawiony model T.G. Wakjira z modyfikacjami uwzględnia wspólne zależności między udziałem betonu, zbrojenia stalowego i kompozytowego w nośności na ścinanie, dlatego dopasowanie całkowitej nośności obliczanej przy jego użyciu i tej otrzymanej w wyniku badań jest lepsze, niż w przypadku dopasowania wartości samego udziału kompozytu w nośności na ścinanie.

W celu weryfikacji przyjętych modyfikacji modeli teoretycznych na innych elementach badawczych, obliczono nośność kompozytu dla belek wzmocnionych kompozytami FRCM z zakotwieniem, które były przedmiotem badań Tetta i in. [70]. Otrzymano bardzo dobrą zgodność zarówno w kwestii udziału kompozytu w nośności na ścinanie, jak i nośności całego elementu na ścinanie (tabela 5.10).

Tabela 5.10 Porównanie wyników doświadczalnych Tetta i in. [70] z zaproponowanym modelem Wakjira z modyfikacjami

	$V_{f,exp}$ [kN]	$V_{exp}$ [kN]	$V_{f,th,mod}$ [kN]	$V_{f,th,mod} / V_{f,exp}$	$V_{th,mod}$ [kN]	$V_{th,mod} / V_{exp}$
<b>CH2_A100</b>	112	236	120,34	1,07	253,31	1,07
<b>CL3_A100</b>	113	237	119,30	1,06	252,49	1,07
<b>CH4_A100</b>	236	361	157,72	0,67	283,30	0,78
<b>CH4_A50</b>	147	271	157,72	1,07	283,30	1,05
<b>G7_A100</b>	106	230	92,41	0,87	231,55	1,01

## **5.5 Podsumowanie**

Przeprowadzone analizy teoretyczne wykazały, że równoległe z badaniami doświadczalnymi prowadzone są prace mające na celu stworzenie modeli analitycznych opisujących zachowanie się elementów ścinanych wzmocnianych materiałami kompozytowymi FRCM. W tym celu najczęściej wykorzystywane jest założenie, że łączna nośność elementu wzmocnionego jest sumą nośności na ścinanie betonu, strzemion stalowych oraz materiału kompozytowego. Siła poprzeczna przenoszona przez beton, uwzględnia mechanizm klockujący i naprężenia w niezarysowanym betonie ściskanej strefy przekroju i można ją policzyć, jak dla elementu bez poprzecznego zbrojenia stalowego, zgodnie z obowiązującymi normami dotyczącymi konstrukcji żelbetowych. Udział stalowych i kompozytowych strzemion w nośności na ścinanie jest uwzględniany w podobny sposób, jak zbrojenia w klasycznej analogii kratownicowej, przy czym w obliczaniu udziału kompozytu w nośności na ścinanie wprowadzono ograniczenie projektowanych naprężeń lub odkształceń kompozytu. Zaprezentowany przegląd dostępnych modeli teoretycznych oraz ich ocena miały na celu pokazanie zagadnień wymagających uzupełnienia lub modyfikacji.

Pierwszym zagadnieniem, na które należy zwrócić uwagę jest założenie, że całkowita nośność elementu jest prostą sumą nośności poszczególnych składowych, tj. udziału betonu, zbrojenia stalowego i kompozytu w nośności na ścinanie. Większość przedstawionych modeli obliczeniowych zakłada, że nośność betonu i zbrojenia stalowego można obliczać, w oparciu o wzory dostępne w obecnie obowiązujących normach, przy założeniu, że kąt nachylenia krzyżulca betonowego  $\theta$  wynosi  $45^\circ$ . Jest to założenie bardzo bezpieczne i często prowadzi do niedoszacowania realnej nośności belek. Na podstawie przedstawionych i przeprowadzonych badań wykazano, że kąt nachylenia ściskanego krzyżulca betonowego często jest mniejszy od  $45^\circ$ , a proste sumowanie nośności udziału betonu, zbrojenia stalowego i kompozytu jest założeniem błędnym, ponieważ obecność kompozytu ma wpływ na odkształcenia w stali zbrojeniowej oraz na morfologię rys. Udziały tych składowych są więc wobec siebie zależne, co powinno być uwzględniane w obliczeniach. Jedynym modelem, który uwzględnia wzajemną zależność jest model T.G. Wakjira i U. Ebead [84], dzięki któremu można dokładniej oszacować nośność belki na ścinanie oraz obliczyć kąt nachylenia krzyżulca betonowego.

Kolejnym aspektem jest przyjmowane w obliczeniach odkształcenia kompozytu. Modele zalecają, aby odkształcenia kompozytu FRCM były przyjmowane na poziomie 4%. Jest to bardzo duże uproszczenie, które również prowadzi do dużego niedoszacowania udziału kompozytu w nośności na ścinanie, zwłaszcza dla belek w których zastosowano zakotwienie

kompozytu. Jak wykazano w badaniach, zakotwienie pozwala na osiągnięcie większych poziomów odkształceń w kompozycie, gdyż zapobiega przedwczesnemu odspojeniu kompozytu FRCM od powierzchni betonu. W przedstawionych badaniach własnych, średnie odkształcenia kompozytu PBO-FRCM osiągały wartość 7-11‰ w elementach, w których zastosowano zakotwienie. Jedynym modelem, który pozwala na obliczenie naprężeń kompozytu, na podstawie odkształceń granicznych, jest model Z. Tetta i in.

Należy również zauważyć, że żaden z przedstawionych modeli nie uwzględnia obecności zakotwienia kompozytu. Sposoby obliczeń są takie same zarówno dla belek bez, jak i z zakotwieniem kompozytu, a na podstawie badań wykazano, że zakotwienie pozwala na osiągnięcie większej nośności belek na ścinanie, niż wzmocnienie bez zakotwienia. Ten aspekt powinien być uwzględniany w modelach.

Ostatnią kwestią, jaka dotyczy belek teowych i wpływa na niedoszacowanie nośności jest przyjmowanie wyłącznie nośności środka w obliczeniach nośności na ścinanie. Zarówno norma Eurokod 2 [102], jak i Model Code [97] bazują na założeniu, że siły ścinające są przenoszone przez środkik, bez udziału półki. W rzeczywistości, nośność przekroju teowego na ścinanie jest większa, niż nośność przekroju prostokątnego. Model, który uwzględnia pracę półki w nośności na ścinanie został przedstawiony przez A. Cladera i in. [19] i prowadzi do lepszego oszacowania nośności na ścinanie belki żelbetowej o przekroju teowym, jednak dotyczy on tylko klasycznych belek żelbetowych, bez wzmocnienia kompozytowego.

W związku z powyższymi aspektami, Autorka zaproponowała modyfikację dwóch modeli, które pozwalały na najlepsze dopasowanie do wyników doświadczalnych. Jest to model Z. Tetta i in. [72], który pozwala na najlepsze dopasowanie udziału kompozytu w nośności na ścinanie oraz model T. G. Wakjira i U. Ebead [84], który oprócz dobrego dopasowania udziału kompozytu pozwala także na dobre oszacowanie nośności całego elementu na ścinanie.

W przypadku modelu Tetta zaproponowano modyfikację polegającą na uwzględnieniu zakotwienia kompozytu poprzez dodanie do pola powierzchni strzemion kompozytowych również powierzchni zakotwienia. Dla modelu Wakjira zaproponowano kilka modyfikacji dotyczących zarówno udziału betonu, jak i kompozytu. Dla betonu wprowadzono współczynnik uwzględniający udział półek przekroju teowego w nośności na ścinanie, a dla kompozytu wprowadzono zaadoptowanie z modelu Tetta wzory na efektywne naprężenia w kompozycie, dodając współczynnik redukcyjny z uwagi na zastosowanie nieciągnięgo wzmocnienia na długości odcinka ścinania, w postaci strzemion PBO-FRCM.

Wprowadzone modyfikacje pozwoliły na osiągnięcie lepszego dopasowania wyników teoretycznych do wyników badań doświadczalnych. Zmodyfikowany model Tetta może być z powodzeniem przyjmowany jako efektywne, ale i również odpowiednio bezpieczne oszacowanie udziału kompozytu w nośności na ścinanie, natomiast zmodyfikowany model Wakjira zarówno jako oszacowanie udziału kompozytu, jak i również nośności całego elementu.

## **6. Podsumowanie i wnioski końcowe**

W niniejszej pracy przedstawiono wyniki doświadczalno-teoretycznych badań zginanych belek żelbetowych wzmocnianych na ścinanie strzemionami kompozytowymi z włókien PBO na zaprawie mineralnej, nazywanych kompozytami PBO-FRCM. Na podstawie przeprowadzonego przeglądu literatury postawiono cele naukowe rozprawy doktorskiej zawarte w rozdziale trzecim. W celu zrealizowania celów naukowych, przeprowadzono badania doświadczalne w dwóch seriach, przedstawione w rozdziale czwartym oraz analizy teoretyczne zaprezentowane w rozdziale piątym. W uwagi na to, że wnioski szczegółowe i podsumowania zawarte zostały w treści poszczególnych rozdziałów, poniżej przedstawiono tylko te mające bezpośredni związek z założonymi celami naukowymi pracy.

- 1) Przeprowadzone badania wykazały, że sposób ukształtowania wzmocnienia kompozytowego PBO-FRCM ma wpływ na nośność belek żelbetowych na ścinanie i na efektywność wykorzystania właściwości mechanicznych kompozytu. Wraz ze wzrostem intensywności zbrojenia kompozytowego otrzymano lepszą efektywność wzmocnienia. Wykazano jednak, że mechanizm zniszczenia belek wzmocnionych kompozytami PBO-FRCM był identyczny dla każdej z badanych belek, bez względu na rodzaj zastosowanego zakotwienia, czy wymiarów strzemion PBO i polegał on na utracie połączenia pomiędzy siatką z włókien PBO a zaprawą mineralną. W żadnym z elementów nie osiągnięto wytrzymałości włókien PBO na rozciąganie. Odspojenie siatki z włókien PBO było poprzedzone poślizgiem włókien w warstwie zaprawy, co jest ważnym zjawiskiem charakteryzującym ten rodzaj kompozytu i główną różnicą między kompozytami FRCM i FRP. Aby lepiej wykorzystać właściwości kompozytu PBO-FRCM należałoby podjąć próbę modyfikacji zaprawy na taką, której konsystencja pozwalałaby na lepszą impregnację włókien w siatce PBO oraz posiadającą większą wytrzymałość na rozciąganie, co spowodowałoby opóźnienie jej zarysowania.

- 2) Zakotwienie jest ważnym elementem efektywnego wzmocnienia PBO-FRCM na ścinanie, ponieważ zapobiega przedwczesnemu odspojeniu strzemion PBO od powierzchni elementu i pozwala na osiągnięcie większej nośności elementu na ścinanie oraz na lepsze wykorzystanie właściwości mechanicznych kompozytu. Rodzaj zastosowanego zakotwienia ma wpływ na końcową nośność elementu, odkształcenia w strzemionach stalowych i strzemionach PBO oraz na rozwój zarysowania w elemencie. Największy przyrost nośności elementu ze względu na wzmocnienie otrzymano dla zakotwienia w postaci podłużnego paska z siatki PBO, przyklejonego pod półką przekroju teowego i wynosił on 27%, w stosunku do belki niewzmocnionej. Jednocześnie największe odkształcenia w strzemionach PBO otrzymano dla belek z zakotwieniem w postaci pręta z włókien szklanych, wklejonego wraz ze strzemionami PBO w bruzdę pod półką przekroju. Moment, w którym zakotwienie rozpoczyna współpracę ze strzemionami PBO w przenoszeniu naprężeń rozciągających, jest zależny od rodzaju zakotwienia oraz od szerokości strzemion PBO. Obecność zakotwienia jest najbardziej znacząca dla strzemion PBO o największej szerokości. W przypadku belek ze strzemionami PBO o najmniejszej szerokości, zakotwienie włączało się do współpracy dopiero w końcowej fazie obciążenia. Porównując odkształcenia strzemion PBO dla belek bez zakotwienia oraz z zakotwieniem kompozytu można wykazać, że użycie zakotwienia pozwoliło na osiągnięcie prawie dwukrotnie większych odkształceń i tym samym lepsze wykorzystanie właściwości kompozytu.
- 3) Większość przedstawianych modeli teoretycznych do obliczania nośności elementu wzmocnionego kompozytami FRCM na ścinanie opiera się na błędnym założeniu, że całkowita nośność elementu jest prostą sumą nośności poszczególnych składowych, tj. udziału betonu, zbrojenia stalowego i kompozytu w nośności na ścinanie. Na podstawie badań przedstawionych w przeglądzie literatury w punkcie 2.4 oraz badań własnych przedstawionych w rozdziale 4 wykazano, że wzmocnienie kompozytowe ma wpływ na odkształcenia wewnętrznego zbrojenia stalowego i betonu. Jedynym dostępnym modelem obliczeniowym, który uwzględnia wzajemne oddziaływania poszczególnych czynników w nośności elementu wzmocnionego jest model T. G. Wakjira i U. Ebead [84], przedstawiony w punkcie 5.1.4. Model ten bazuje jednak na prostym założeniu zaczerpniętym z normy dotyczącej obliczeń kompozytów FRCM [95], że odkształcenia w strzemionach kompozytowych wynoszą 4%. Jak wykazano w badaniach własnych, przy zastosowaniu zakotwienia kompozytu, odkształcenia te

są średnio dwukrotnie większe i jest to założenie, które prowadzi do niedoszacowania nośności kompozytu. Żaden z modeli nie uwzględnia obecności zakotwienia, ale przedstawiony w punkcie 5.1.3. model Z. Tetta [72] pozwala na dokładniejsze obliczenie odkształceń kompozytu. W związku z powyższym zaproponowano modyfikację obu tych modeli, tak aby uwzględnić zakotwienie kompozytu. W przypadku obliczeń samego udziału kompozytu w nośności na ścinanie bardzo dobrą zgodność z wynikami otrzymano po wprowadzeniu modyfikacji do modelu Tetta, która polegała na zamianie przyjmowanej efektywnej wysokości kompozytu dla strzemion PBO z zakotwieniem. Dla obliczenia udziału kompozytu oraz nośności całego elementu na ścinanie bazującej na modelu T.G. Wakjira zaproponowano modyfikację przyjmowanych naprężeń kompozytu wykorzystując zależności z modelu Tetta z dodatkowym współczynnikiem redukcyjnym dla strzemion PBO. W tym modelu zaproponowano również modyfikację polegającą na uwzględnieniu udziału pólki przekroju teowego w całkowitej nośności na ścinanie. Wyniki otrzymane na podstawie zaproponowanych zmodyfikowanych wzorów wykazują dobrą zgodność z badaniami doświadczalnymi.

#### Kierunek dalszych badań

Przedstawiony przegląd literatury tematu oraz badania własne potwierdzają złożoność tematu, jakim jest wzmocnianie belek żelbetowych na ścinanie kompozytami FRCM. Wnioski płynące z poszczególnych badań, przeprowadzonych w różnych ośrodkach na całym świecie są często odmienne, a nawet wykluczające się. W oparciu o przeprowadzony przegląd literatury, badania własne i zdobyte doświadczenia Autorka uważa za słuszne rozszerzenie kolejnych badań o analizę następujących zagadnień:

- Modyfikacja elementów składowych systemu kompozytu PBO-FRCM, tzn. zastosowanie innych zapraw o mniejszej ziarnistości oraz zastosowanie innych siatek PBO, o mniejszych odległościach pomiędzy wiązkami włókien i mniejszej liczbie włókien w każdej wiązce. Zgodnie z analizą badań przedstawionych w literaturze najbardziej efektywne we wzmocnianiu na ścinanie wydają się być siatki kompozytowe, które mają tyle samo włókien w kierunku wątku, jak w kierunku osnowy. Ponieważ dostępne i stosowane siatki z włókien PBO mają prawie 4 krotnie mniej włókien w kierunku wątku niż osnowy, są mniej efektywne od dostępnych siatek węglowych, pomimo że posiadają lepsze parametry wytrzymałościowe. Nie jest to jednak potwierdzone we wszystkich dostępnych badaniach, ponieważ w części



przedstawionych prac wykazano całkiem odwrotny wniosek, w którym znaczenie mają tylko włókna na kierunku głównym, a wpływ drugiego kierunku jest pomijalny.

– Zbadanie innych rodzajów zakotwień, na jednakowych elementach badawczych, aby wykluczyć wpływ innych parametrów i skupić się tylko na wpływie zakotwienia. W dostępnej literaturze można odnaleźć badania belek z zakotwieniem kompozytowym, jednak na różnych elementach, co wyklucza możliwość bezpośredniego porównania wpływu danego rodzaju zakotwienia na nośność na ścinanie.

– Zbadanie wpływu efektów reologicznych, obciążeń cyklicznych i zachowania się belek w warunkach pożaru, co jest istotnym elementem ze względu na zastosowania praktyczne. Wzmocnienia FRCM są z reguły mniej efektywne niż wzmocnienia FRP, ale z powodzeniem mogą być wykorzystywane w warunkach pożaru, co wyklucza w tym miejscach stosowanie wzmocnień FRP.

– Przebadanie wpływu innych parametrów, takich jak smukłość strefy ścinania czy stopień wewnętrznego zbrojenia stalowego na ścinanie, przy jednocześnie niezmiennych innych parametrach, takich jak rodzaj betonu, gabaryty elementu. Z przeglądu literatury można wyciągnąć wniosek, że na skuteczność wzmocnień PBO-FRCM na ścinanie wpływ ma wiele parametrów i co za tym idzie należało by każdy z nich przeanalizować. Obecnie w przeglądzie literatury można wyodrębnić badania, z których wnioski są całkiem odmienne, co świadczy o tym, że temat wzmocnień PBO-FRCM wciąż wymaga dokładniejszej analizy.

– Przeprowadzenie badań z użyciem metody Cyfrowej Korelacji Obrazu na większej liczbie elementów. Tensometry elektrooporowe nie pozwalają na dokładną analizę całej powierzchni kompozytu, a jedynie ograniczonych długością tensometru miejsc. Dzięki metodzie Cyfrowej Korelacji Obrazu będzie można dokładniej zrozumieć mechanizm pracy kompozytów PBO-FRCM na ścinanie, ponieważ znajdują się one w złożonym stanie naprężeń. Jest to możliwe do zobrazowania tylko dzięki analizie całej powierzchni elementu.

– Zastosowanie wstępnej impregnacji włókien PBO żywicą epoksydową lub inną odporną na podwyższone temperatury, co w badaniach przeprowadzanych na innych rodzajach włókien dawało bardzo dobrą poprawę wykorzystania właściwości kompozytu.

- Próba stworzenia modelu MES belek wzmocnionych na ścinanie kompozytami PBO-FRCM, który pozwoliłby na lepszą analizę pracy kompozytu oraz na dopracowanie teoretycznych modeli obliczeniowych.

## 7. Literatura

- [1] Al.-Salloum Y. A., Elsanadedy H. M., Alsayed S. H., Iqbal R. A. Experimental and numerical study for the shear strengthening of reinforced concrete beams using Textile-Reinforced Mortar. *ASCE Journal of composites for construction*, 16(1). 2012:74-90.
- [2] Arboleda D. *Fabric Reinforced Cementitious Matrix (FRCM) Composites for Infrastructure Strengthening and Rehabilitation: Characterization Methods*: Open Access Dissertations; 2014.
- [3] Arboleda D., Carozzi G. F., Nanni A., Poggi C. Testing procedures for the uniaxial tensile characterization of fabric-reinforced cementitious matrix composites. *Journal of Composites for Construction* 20(3). 2016.
- [4] Ascione L., De Felice G., De Santis S. A qualification method for externally bonded fibre reinforced cementitious matrix (FRCM) strengthening systems. *Composites. Part B* 78. 2015:497–506.
- [5] Awani O., El Refai A., El-Maaddawy T. Bond characteristics of carbon fabric-reinforced cementitious matrix in double shear tests. *Constr. Build. Mater.* 101. 2015:39–49.
- [6] Baggio D., Soudki K., Noel M. Strengthening of shear critical RC beams with various FRP systems. *Construction and Building Materials* 66. 2014:634-644.
- [7] Baghi H., Barros J. A. O. Design-oriented approach to predict shear strength of reinforced concrete beams. *Structural Concrete*, 19(1). 2017:98–115.
- [8] Bentz E. C., Vecchio F. J., Collins M. P. Simplified modified compression field theory for calculated shear strength of reinforced concrete elements. *ACI Struct. J*, 103. 2006:614-624.
- [9] Blanksvard T., Taljsten B., Carolin A. Shear strengthening of concrete structures with the use of mineral-based composites. *ASCE Journal of composites for construction*, 13(1). 2009:25-34.
- [10] Bouselham A., Chaallal O. Shear strengthening reinforced concrete beams with fiber-reinforced polymer: assessment of influencing parameters and required research. *ACI Struct. J.* 101 (2). 2004:219–227.
- [11] Bruckner A., Ortlepp R., Curbach M. Anchoring of shear strengthening for T-beams made of textile reinforced concrete (TRC). *Materials and Structures*, 41. 2008:407-418.

- [12] Callister Jr. W. D., Rethwisch D. G. *Fundamentals of Materials Science and Engineering: An Integrated Approach*: John Wiley & Sons; 2012.
- [13] Cao S. Y., Chen J. F., Teng J. G., Hao Z., Chen J. Debonding in RC beams shear strengthened with complete FRP wraps. *Journal of Composites for Construction* 9 (5). 2005:417-428.
- [14] Carloni C., Verre S., Sneed L. H., Ombres L. Loading rate effect on the debonding phenomenon in fibre reinforced cementitious matrix-concrete joints. *Composites. Part B: Engineering*, 108. 2017:301–314.
- [15] Carolin A., Täljsten B. Experimental study of strengthening for increased shear bearing capacity. *Journal of Composites for Construction*, 9 (6). 2005:488-496.
- [16] Carozzi F. G, Poggi C. Mechanical properties and debonding strength of Fabric Reinforced Cementitious Matrix (FRCM) systems for masonry strengthening. *Composites: Part B*, 70. 2015:215-230.
- [17] Chen G. M., Teng J. G., Chen J. F., Rosenboom O. A. Interaction between steel stirrups and shear-strengthening FRP strips in RC beams. *J. Compos. Constr.* 14(5). 2010:498–509.
- [18] Chen J. F., Teng J. G. Shear capacity of FRP-strengthened RC beams: FRP debonding. *Construction and Building Materials*, 17. 2003:27-41.
- [19] Cladera A., Mari A., Ribas C., Bairan J., Oller E. Predicting the shear-flexural strength of slender reinforced concrete T and I shaped beams. *Engineering Structures* 101. 2015:386-398.
- [20] Collins M. P. *Evaluation of Shear Design Procedures for Concrete Structures, Report prepared for the CSA Technical Committee on Reinforced Concrete Design*. Ottawa, Canada 2001.
- [21] Colombo I., Colombo M., Magri A., Zani G., di Prisco M. Textile reinforced mortar at high temperatures. *Applied Mechanics and Materials*, 82. 2011:202–207.
- [22] Contamine R., Si Larbi A., Hamelin P. Contribution to direct tensile testing of textile reinforced concrete (TRC) composites. *Materials Science and Engineering: A*, 528(29). 2011:8589-8598.
- [23] D'Ambrisi A., Feo L., Focacci F. Bond-slip relations for PBO-FRCM materials externally bonded to concrete. *Compos. Part B: Eng.* 43 (8). 2012:2938–2949.
- [24] D'Ambrisi A., Focacci F. Flexural strengthening of RC beams with cement based composites. *Journal of Composites for Construction*, 15(2). 2011:707-720.

- [25] D'Antino T., Carloni C., Sneed L. H., Pellegrino C. Matrix-fibre bond behaviour in PBO FRCM composites: A fracture mechanics approach. *Eng. Fract. Mech.* 117. 2014:94-111.
- [26] D'Antino T., Gonzalez J., Pellegrino C., Carloni C., Sneed L. H. Experimental investigation of glass and carbon FRCM composite materials applied onto concrete supports. *Appl. Mech. Mater.*, 847. 2016:60–67.
- [27] D'Antino T., Papanicolaou C. Comparison between different tensile test set-ups for the mechanical characterization of inorganic-matrix composites. *Construction and Building Materials* 171. 2018:140–151.
- [28] D'Antino T., Sneed L. H., Carloni C., Pellegrino C. Influence of the substrate characteristics on the bond behaviour of PBO FRCM-concrete joints. *Constr. Build. Mater.* 101. 2015:838–850.
- [29] Daniel I. M., Ishai O. *Engineering Mechanics of Composite Materials*. New York and Oxford: Oxford University Press; 1994.
- [30] De Santis S., Carozzi F. G., De Felice G., Poggi C. Test methods for textile reinforced mortar systems. *Composites Part B: Engineering* 127. 2017:121–132.
- [31] Escrig C., Gil L., Bernat-Maso E., Pugivert F. Experimental and analytical study of reinforced concrete beams shear strengthened with different types of textile-reinforced mortar. *Construction and Building Materials* 83. 2015:248-260.
- [32] Godycki-Ćwirko T. *Mechanika betonu*. Warszawa: Arkady; 1982.
- [33] Godycki-Ćwirko T. *Ścinanie w żelbecie*. Warszawa: Arkady; 1968.
- [34] Hartig J., Jesse F., Schicktanz K., Häußler-Combe U. Influence of experimental setups on the apparent uniaxial tensile load-bearing capacity of textile reinforced concrete specimens. *Materials and Structures*, 45(3). 2012:433-446.
- [35] Gonzalez-Libreros J. H., Sabau C., Sneed L. H., Pellegrino C., Sas G. State of research on shear strengthening of RC beams with FRCM composites. *Construction and Building Materials*, 149. 2017:444–458.
- [36] Jung K., Hong K., Han S., Park J., Kim J. Shear strengthening performance of hybrid FRP-FRCM. *Advances in Materials Science and Engineering*. 2015.
- [37] Kamiński M., Trapko T. Experimental behaviour of reinforced concrete column models strengthened by CFRP materials. *Journal of Civil Engineering and Management* 12(2). 2006.

- [38] Kaw A. K. *Mechanics of Composite Materials. 2nd Edition*. Boca Raton: Taylor & Francis; 2006.
- [39] Khalifa A., Alkhrdaji T., Nanni A., Lansburg A. Anchorage of surface mounted FRP reinforcement. *Concrete International, ACI*. 1999:49–54.
- [40] Khalifa A., Gold W. J., Nanni A., Aziz A. Contribution of externally bonded FRP to shear capacity of RC flexural members. *J. Compos. Constr.* 2 (4). 1998:195-202.
- [41] Kotynia R. *Wzmacnianie żelbetowych belek na ścinanie za pomocą kompozytów polimerowych*. Łódź: Wydawnictwo Politechniki Łódzkiej; 2011.
- [42] Koutas L. N., Tetta Z., Bournas D. A., Triantafillou T. C. Strengthening of Concrete Structures with Textile Reinforced Mortars: State-of-the-Art Review. *Journal of Composites for Construction* 23(1). 2019.
- [43] Larbi S. A., Contamine R., Ferrier E., Hamelin P. Shear strengthening of RC beams with textile reinforced concrete (TRC) plate. *Construction and Building Materials*, 24(10). 2010:1928-1936.
- [44] Loreto G., Babaeidaarabad S., Leardini L., Nanni A. RC beams shear-strengthened with fabric-reinforced-cementitious-matrix (FRCM) composite. *International Journal of Advanced Structural Engineering*, 7(4). 2015:341-352.
- [45] Malena M., De Felice G. Debonding of composites on a curved masonry substrate: Experimental results and analytical formulation. *Composites Structures* 112. 2014:194–206.
- [46] Mechtcherine V. Novel cement-based composites for the strengthening and repair of concrete structures. *Construction and Building Materials*, 41. 2013:365-373.
- [47] Mehta PK, Monteiro PJ. *Concrete : Microstructure, properties, and materials*. New York: McGraw-Hill; 2006.
- [48] Mofidi A., Chaallal O., Benmokrane B., Meale K. Performance of end-anchorage systems for RC beams strengthened in shear with epoxy-bonded FRP. *ASCE Journal of composites for construction* 16(3). 2012:322-331.
- [49] Mohammed B. S., Ean L. W., Hossain K. M. A. CFRP composites for strengthening of reinforced concrete walls with openings. *International Journal of Engineering Research and Applications*. 1(4),. 2010:1841-1852.
- [50] Naaman A., Reinhardt H. Proposed classification of HPFRC composites. *Materials and Structures*, 39(5). 2006:547-555.

- [51] Neto B. N. M., Barros J. A. O., Melo G. S. S. A. Model to Simulate the Contribution of Fiber Reinforcement for the Punching Resistance of RC Slabs. *Journal of Materials in Civil Engineering*, 26. 2013.
- [52] Ombres L. Analysis of the bond between fabric reinforced cementitious mortar (FRCM) strengthening systems and concrete. *Compos. Part B: Eng.* 69. 2015:418–426.
- [53] Ombres L. Structural performances of reinforced concrete beams strengthened in shear with a cement based fiber composite material. *Composite Structures*, 122. 2015:316-329.
- [54] Ortlepp R., Lorenz A., Curbach M. Column strengthening with TRC: Influences of the column geometry onto the confinement effect. *Adv. Mater. Sci. Eng.*, 5. 2009.
- [55] Pellegrino C., Modena C. FRP shear strengthening of RC beams: experimental study and analytical modeling. *ACI Struct. J.* 103 (5). 2006:720–728.
- [56] Pellegrino C., Vasic M. Assessment of design procedures for the use of externally bonded FRP composites in shear strengthening of reinforced concrete beams. *Composites Part B: Engineering* 45. 2013:727-741.
- [57] Raoof S. M., Bournas D. A. Bond between TRM versus FRP composites and concrete at high temperatures. *Compos. Part B: Eng.* 127. 2017:150–165.
- [58] Raoof S. M., Koutas L. N., Bournas D. A. Bond between textile-reinforced mortar (TRM) and concrete substrates: Experimental investigation. *Compos. Part B: Eng.* 98. 2016:350–361.
- [59] Raoof S. M., Koutas L. N., Bournas D. A. Textile-reinforced mortar (TRM) versus fibre-reinforced polymers (FRP) in flexural strengthening of RC beams. *Constr. Build. Mater.* 151. 2017:279–291.
- [60] Runkiewicz L. *Wzmacnianie konstrukcji żelbetowych*. Warszawa: ITB; 2011.
- [61] Sabau C., Gonzalez-Libreros J. H., Sneed L. H., Sas G., Pellegrino C., Täljsten B. Use of image correlation system to study the bond behaviour of FRCM-concrete joints. *Mater. Struct.* 50(3). 2017.
- [62] Słowik M. *Nośność na ścinanie zginanych elementów żelbetowych bez zbrojenia poprzecznego*. Lublin: Politechnika Lubelska ; 2016.

- [63] Sneed L. H., D'Antino T., Carloni C., Pellegrino C. A comparison of the bond behaviour of PBO-FRCM composites determined by double-lap and single-lap shear tests. *Cem. Concr. Compos.* 64. 2015:37-48.
- [64] Sneed L. H., D'Antino T., Carloni C. Investigation of bond behavior of PBO fiber-reinforced cementitious matrix composite-concrete interface. *ACI Materials*. 2014:1-6.
- [65] Sneed L. H., D'Antino T., Carloni C. Investigation of bond behaviour of polyparaphenylene benzobisoxazole fibre-reinforced cementitious matrix composite-concrete interface. *ACI Mater J*, 111(5). 2014:569-580.
- [66] Sneed L. H., Verre S., Carloni C., Ombres L. Flexural behaviour of RC beams strengthened with steel-FRCM composite. *Engineering Structures*, 127. 2016:686–699.
- [67] Stang H., Li V. C. Classification of fiber reinforced cementitious materials for Structural Applications. *Proceedings of BEFIB*. 2004:197-218.
- [68] Tetta Z. *Shear strengthening of concrete members with Textile Reinforced Mortar (TRM)*: PhD thesis, University of Nottingham; 2017.
- [69] Tetta Z. C., Koutas L. N., Bournas D. A. Shear strengthening of concrete members with TRM jackets: Effect of shear span-to-depth ratio, material and amount of external reinforcement. *Composites: Part B*, 137. 2017:184-201.
- [70] Tetta Z. C., Koutas L. N., Bournas D. A. Shear strengthening of full-scale RC T-beams using textile-reinforced mortar and textile-based anchors. *Composites: Part B*, 95. 2016:225-239.
- [71] Tetta Z. C., Koutas L. N., Bournas D. A. Textile-reinforced mortar (TRM) versus fiber-reinforced polymers (FRP) in shear strengthening of concrete beams. *Composites: Part B*, 77. 2015:338-348.
- [72] Tetta Z. C., Triantafillou T. C., Bournas D. A. On the design of shear-strengthened RC members through the use of textile reinforced mortar overlays. *Composites Part B*, 147. 2018:178-196.
- [73] Tran C. T. M., Stitmannathum B., Ueda T. Investigation of the bond behaviour between PBO-FRCM strengthening material and concrete. *J. Adv. Concr. Technol.* 12 (12). 2014:545–557.
- [74] Trapko T., Musiał M. PBO mesh mobilization via different ways of anchoring PBO-FRCM reinforcements. *Composites Part B*, 118. 2017:67-74.



- [75] Trapko T. Behaviour of Fibre Reinforced Cementitious Matrix strengthened concrete columns under eccentric compression loading. *Materials and Design*, 54. 2014:947-957.
- [76] Trapko T. Fibre Reinforced Cementitious Matrix confined concrete elements. *Materials and Design*, 44. 2013:382-391.
- [77] Trapko T. Wpływ temperatury na trwałość i skuteczność wzmocnienia betonu kompozytami CFRP. *Inżynieria i Budownictwo R.* 66, nr 10. 2010:561-564.
- [78] Trapko T., Urbańska D., Kamiński M. Shear strengthening of reinforced concrete beams with PBO-FRCM composites. *Composites Part B*, 80. 2015:63-72.
- [79] Triantafillou T. C., Papanicolaou C. G. Shear strengthening of reinforced concrete members with textile reinforced mortar (TRM) jackets. *Materials and Structures*, 39. 2006:93–103.
- [80] Tzoura E., Triantafillou T. C. Shear strengthening of reinforced concrete T-beams under cyclic loading with TRM of FRP jackets. *Materials and Structures*, 49. 2014:17-28.
- [81] Urbańska D. Nośność na ścinanie żelbetowych belek o przekroju teowym. *Nowoczesne projektowanie i realizacja konstrukcji budowlanych*. Kraków: Studenckie Koło Naukowe Konstrukcji Żelbetowych CONKRET; 2016.
- [82] Vecchio F. J., Collins M. P. The modified compression-field theory for reinforced concrete elements subjected to shear. *ACI J Proc*, 83. 1986.
- [83] Wakjira T. G., Ebead U. A shear design model for RC beams strengthened with fabric reinforced cementitious matrix. *Engineering Structures* 200. 2019.
- [84] Wakjira T. G., Ebead U. FRCM/internal transverse shear reinforcement interaction in shear strengthened RC beams. *Composite Structures*, 201. 2018:326-339.
- [85] Wakjira T. G., Ebead U. Hybrid NSE/EB technique for shear strengthening of reinforced concrete beams using FRCM: Experimental study. *Construction and Building Materials* 164. 2018:164-177.
- [86] Weiland S., Ortlepp R., Bruckner A., Curbach M. *Strengthening of RC structures with textile reinforced concrete*: ACI Special Publication 244; 2007.
- [87] Younis A., Ebead U., Shrestha K. C. Different FRCM systems for shear-strengthening of reinforced concrete beams. *Construction and Building Materials* 153. 2017:514-526.

- [88] Zhu D., Peled A., Zaguri E., Mobasher B. Dynamic tensile testing of fabric-cement composites. *Constr. Build. Mater.* 25 (1). 2011:385-395.

Normy i aprobaty

- [89] AC434. Acceptance Criteria for Masonry and Concrete Strengthening Using Fiber-reinforced Cementitious Matrix (FRCM) Composite Systems
- [90] ACI Committee 318.. Building code requirements for structural concrete (ACI 318-14)
- [91] ACI Committee 440, ACI 440.2R-08. Guide for the Design and Construction of Externally Bonded FRP Systems for Strengthening Concrete Structures
- [92] ACI Committee 544. State of the art report on fiber reinforced concrete
- [93] ACI Committee 549. *Guide for the design, construction, and repair of ferrocement*. Farmington Hills: American Concrete Institute; 1999.
- [94] ACI Committee 549. *State-of-the-art report on ferrocement*. Farmington Hills: American Concrete Institute; 1997.
- [95] ACI Committee 549.4R, ACI 549.4R-13. Guide to design and construction of externally bonded FRCM systems for repair and strengthening concrete and masonry structures
- [96] CNR DT 200. Guide for the Design and Construction of Externally Bonded FRP Systems for Strengthening Existing Structures
- [97] Fédération Internationale du Béton. fib. Model Code for concrete structures 2010, vol.1
- [98] Joint ACI-ASCE Committee. 445. Recent approaches to shear design of structural concrete. *J. Struct Eng*, 124. 1998:1374-1417.
- [99] PN-84/B-03264. Konstrukcje betonowe, żelbetowe i sprężone. Obliczenia statyczne i projektowanie
- [100] PN-EN 10002-1:2004. PN-EN 10002-1:2004. Metale – Próba rozciągania – Metoda badań w temperaturze
- [101] PN-EN 12390-6:2011. Badania betonu – część 6: Wytrzymałość na rozciąganie przy rozłupywaniu
- [102] PN-EN 1992-1-1:2008. Eurokod 2 -- Projektowanie konstrukcji z betonu - - Część 1-1: Reguły ogólne i reguły dla budynków

- [103] PN-H-93220:2006. Stal B500SP o podwyższonej ciągliwości do zbrojenia betonu. Pręty i walcówka żebrowana.
- [104] RUREGOLD. JX Joint Scheda Tecnica 0713, 2015
- [105] Rilem Technical Committees. RILEM TC 162-TDF: test and design methods for steel fiber reinforced concrete,  $\sigma$ - $\varepsilon$ -design method—final recommendation. *Mater Struct.* 36. 2003:560-567.
- [106] Ruredil. X Mesh Gold Data Sheet, 2009
- [107] Aprobata Techniczna IBDIM, Nr AT/2011-02-2701/1, 2012.
- [108] Sikalastic-152. Karta Informacyjna, 2013.

## 8. Streszczenie / Summary

### Tytuł:

Wpływ sposobu kształtowania wzmocnienia kompozytowego PBO-FRCM na nośność na ścinanie belek żelbetowych.

### Streszczenie:

Kompozytem PBO-FRCM (*Fabric Reinforced Cementitious Matrix*) określa się materiał, który składa się z siatki z syntetycznych włókien PBO (*polyparaphenylene benzobisoxazole*) przyklejanej do powierzchni elementu za pomocą zaprawy mineralnej. Typowym obszarem zastosowania tego typu kompozytu są wzmocnienia elementów żelbetowych lub murowych, gdzie występuje zginanie, ścinanie lub skręcanie.

W rozprawie doktorskiej przedstawiono zagadnienie wzmocniania na ścinanie, żelbetowych belek zginanych, przy użyciu kompozytu PBO-FRCM przyklejanego do zewnętrznych powierzchni elementu. Celem badawczym była ocena wpływu sposobu ukształtowania i zakotwienia zewnętrznych strzemion z siatki z włókien PBO na efektywność wzmocnienia belek żelbetowych na ścinanie. Podstawę do analiz stanowią wyniki dwóch serii badań niszczących przeprowadzonych łącznie na 22 belkach żelbetowych, w skali naturalnej, o przekroju teowym. W pierwszej serii badań oceniano sposób ukształtowania zakotwienia siatek PBO, tak aby otrzymać możliwie największe wykorzystanie materiału kompozytowego, rozumiane przez osiągnięcie największych odkształceń kompozytu w odniesieniu do odkształceń niszczących (granicznych) w próbie rozciągania kompozytu. W drugiej serii badań analizowano sposób ukształtowania strzemion z włókien PBO oraz wpływ zakotwienia i czasu obciążenia na nośność na ścinanie.

Szerokie studia literaturowe, dotyczące mechanizmu pracy kompozytów FRCM oraz zagadnienia nośności belek żelbetowych wzmocnianych materiałami kompozytowymi FRCM na ścinanie wskazały, że charakterystycznym dla tych materiałów zniszczeniem jest utrata ciągłości wzmocnienia lub przyczepności włókien do zaprawy mineralnej, związana z poślizgiem włókien w warstwie zaprawy. Analiza łącznie 115 elementów wskazała złożoność tematu i wpływ wielu czynników na nośność belek wzmocnionych na ścinanie materiałami FRCM. Zwrócono uwagę na brak badań dotyczących belek o przekroju teowym, w skali naturalnej, wzmocnianych kompozytami PBO-FRCM z zakotwieniem. Wskazano też różne

podejścia analityczne do oszacowania nośności belek żelbetowych wzmocnionych na ścinanie, w tym brak podejścia analitycznego do oszacowania nośności belek o przekroju teowym z zakotwieniem kompozytu.

Badania przeprowadzone w ramach zrealizowanej pracy doktorskiej wskazały, że sposób ukształtowania wzmocnienia kompozytowego PBO-FRCM ma wpływ na nośność belek żelbetowych na ścinanie i na efektywność wykorzystania kompozytu. Wykazano jednak, że mechanizm zniszczenia belek był identyczny bez względu na rodzaj zastosowanego zakotwienia, czy wymiarów strzemion PBO i polegał on na utracie połączenia pomiędzy siatką z włókien PBO a zaprawą mineralną. Odspojenie siatki z włókien PBO było poprzedzone poślizgiem włókien w warstwie zaprawy. Wykazano również, że zakotwienie kompozytu jest ważnym elementem efektywnego wzmocnienia PBO-FRCM na ścinanie, ponieważ zapobiega przedwczesnemu odspojeniu strzemion PBO od powierzchni elementu i pozwala na osiągnięcie większej nośności elementu na ścinanie oraz na lepsze wykorzystanie właściwości mechanicznych kompozytu.

W pracy przedstawiono dostępne modele teoretyczne do obliczania nośności, elementu wzmocnionego kompozytami FRCM, na ścinanie oraz porównanie ich z wynikami badań doświadczalnych. Przeprowadzona analiza wskazała na duże niedoszacowanie realnej nośności elementu, co jest związane z błędnymi założeniami w modelach, polegających na przyjmowaniu niedoszacowanych wartości odkształceń kompozytu oraz brakiem uwzględnienia zakotwienia. Na podstawie obserwacji z badań doświadczalnych zaproponowano modyfikację modeli teoretycznych, aby uwzględnić zakotwienie kompozytu oraz jego wpływ na nośność betonu i zbrojenia stalowego na ścinanie. Wyniki otrzymane na podstawie zaproponowanych zmodyfikowanych wzorów wykazują dobrą zgodność z badaniami doświadczalnymi.

Rozprawę doktorską zakończono wnioskami, które potwierdzają osiągnięcie celów naukowych i stanowią wytyczne do projektowania tego typu wzmocnień.

**Title:**

The impact of the method of shaping the PBO-FRCM composite strengthening on the shear capacity of reinforced concrete beams.

**Summary:**

The PBO-FRCM (*PBO-Fabric Reinforced Cementitious Matrix*) composite is a material that consists of a synthetic PBO mesh (*polyparaphenylene benzobisoxazole*) glued to the surface of the element with a mineral mortar. Typical areas of application of this composite are reinforced concrete or masonry elements where bending, shearing or torsion occurs

The paper presents the issue of shear strengthening of reinforced concrete beams using PBO-FRCM composite glued to the outer surfaces of the element. The purpose of the research was to assess the impact of the method of shaping and anchoring external stirrups made of PBO fiber mesh on the strengthening efficiency of reinforced concrete beams. The theoretical analysis is based on the results of two series of destructive tests carried out on a total of 22 reinforced concrete beams with a T-section on a natural scale. In the first series of tests, the method of shaping the anchoring of PBO meshes was studied in order to obtain the best possible utilization of the composite material, understood by achieving the highest deformations of the composite in relation to destructive (limit) composite deformations in the tensile test. In the second series of tests, the method of forming PBO meshes and the effect of anchoring and load time on shear capacity were analysed.

Extensive literature studies on the mechanism of work of FRCM composites and the issue of the load-bearing capacity of reinforced concrete beams strengthening with FRCM composite materials have indicated that the damage characteristic for these materials is the loss of continuity of strengthening or adhesion of fibers to mineral mortar, associated with slipping of fibers in the mortar layer. Analysis of a total of 115 elements indicated the complexity of the topic and the impact of many factors on the load capacity of reinforced beams strengthened with FRCM composites. The lack of research on T-beams, on a natural scale, strengthened with PBO-FRCM with anchorage was also emphasised. Various analytical approaches for estimating the load capacity of reinforced concrete beams strengthened in a shear were also indicated, including the lack of an analytical approach for estimating the load capacity of T-shaped beams with composite anchorage.

Research carried out as part of the dissertation has shown that the way the PBO-FRCM composite reinforcement is shaped has an impact on the shear capacity of reinforced concrete

beams and on the effectiveness of using the mechanical properties of the composite. However, it was shown that the failure mechanism of the beams was identical regardless of the type of anchorage or the dimensions of the PBO stirrups, and it consisted in the loss of connection between the PBO mesh and mineral mortar. Detachment of the PBO mesh was preceded by slipping of fibers in the mortar layer. It has also been shown that composite anchoring is an important element of effective PBO-FRCM shear strengthening, because it prevents premature debonding of PBO stirrups from the surface of the element and allows for greater shear capacity of the element and better utilization of the mechanical properties of the composite.

The paper presents theoretical models for calculating the shear strength of a FRCM reinforced element and comparing them with the results of experimental tests. The analysis showed a large underestimation of the real load capacity of the element, which is associated with erroneous assumptions in the models, consisting in adopting low values of composite deformations and not taking into account anchoring. Based on observations from experimental studies, modification of theoretical models was proposed to take into account the composite anchorage and effect of the composite on the shear capacity of concrete and steel reinforcement. The results obtained on the basis of the proposed modified formulas show good compliance with experimental studies.

The dissertation finishes with conclusions which confirm the thesis and provide guidelines for the design of such strengthening.