

MIDDLE POMERANIAN SCIENTIFIC SOCIETY
OF THE ENVIRONMENT PROTECTION

Monograph

Wiesława Głodkowska

Waste Sand Fiber Composite – Models of Description of Properties and Application

Koszalin 2018

Scientific Committee – Editorial – Programming Board

Waldemar Borjaniec
(Scientific Secretary),
Tomasz Dąbrowski,
Włodzimierz Deluga,
Józef Domagała,
Zdzisław Harabin,
Jan Hehlmann,
Alexander V. Ivanov (Russia),
Miroslaw Krzemieniewski,
Renata Krzyżyńska,
Karl E. Lorber (Austria),
Lesław Macieik
(vice Secretary),

Hanna Obarska-Pempkowiak,
Janusz Pempkowiak,
Tadeusz Piecuch
(Chairman),
Jacek Piekarski
(vice Chairman),
Małgorzata Pilecka-Rapacz,
Wojciech Piotrowski
(vice Chairman),
Czesława Rosik-Dulewska,
Aleksander Szkarowski (Russia)
(vice Chairman),
Kazimierz Szymański.

Editor in Chief – Scientific Editor

Tadeusz Piecuch

Technical Editors

Janusz Dąbrowski, Tomasz Dąbrowski

Website Editor <https://ros.edu.pl>

Jacek Piekarski

Reviewers

prof. dr hab. inż. Józef Jasiczak, *Politechnika Poznańska*
prof. dr hab. inż. Leonard Runkiewicz,
Instytut Techniki Budowlanej, Warszawa

Publication of Middle Pomeranian Scientific Society
of The Environment Protection
Koszalin phone +48 94 3410542, +48 94 3478524, or 609800439

Edition 200 copies, 14 publishing sheets, format B-5
Printed by: INTRO-DRUK, Koszalin



ŚRODKOWO-POMORSKIE TOWARZYSTWO NAUKOWE
OCHRONY ŚRODOWISKA

Monografia

Wiesława Głodkowska

Fibrokompozyt drobnokruszywowy – modele opisu właściwości i zastosowanie

Koszalin 2018

Komitet Naukowy – Wydawniczy – Rada Programowa

Waldemar Borjaniec
(Sekretarz Naukowy),
Tomasz Dąbrowski,
Włodzimierz Deluga,
Józef Domagała,
Zdzisław Harabin,
Jan Hehlmann,
Alexander V. Ivanov (Rosja),
Renata Krzyżyńska,
Mirosław Krzemieniewski,
Karl E. Lorber (Austria),
Lesław Macieik
(z-ca Sekretarza),

Hanna Obarska-Pempkowiak,
Janusz Pempkowiak,
Tadeusz Piecuch
(Przewodniczący),
Jacek Piekarski
(z-ca Przewodniczącego),
Małgorzata Pilecka-Rapacz,
Wojciech Piotrowski
(z-ca Przewodniczącego),
Czesława Rosik-Dulewska,
Aleksander Szkarowski (Rosja),
(z-ca Przewodniczącego),
Kazimierz Szymański.

Redaktor Naczelny – Redaktor Naukowy

Tadeusz Piecuch

Redaktor Techniczny

Janusz Dąbrowski, Tomasz Dąbrowski

Redaktor strony internetowej <https://ros.edu.pl>

Jacek Piekarski

Recenzenci

prof. dr hab. inż. Józef Jasiczak, *Politechnika Poznańska*
prof. dr hab. inż. Leonard Runkiewicz,
Instytut Techniki Budowlanej, Warszawa

Wydawnictwo Środkowo-Pomorskiego Towarzystwa
Naukowego Ochrony Środowiska
Koszalin tel. +48 94 3410542, +48 94 3478524 lub tel. kom. 609800439

Nakład 200 egzemplarzy, ark. wyd. 14, format B-5
Druk: INTRO-DRUK, Koszalin

Table of contents

1. Introduction	9
References	15
2. Origin of creation of waste sand deposits	22
References	25
3. Fibers applied for cement composites reinforcement	28
References	47
4. Impact of steel fibers content on properties of fiber-reinforced composites	51
4.1. Composition of waste sand fiber composite	57
4.2. Selected properties of waste sand fiber composite	62
4.2.1. <i>Compressive strength and stress-strain relation in compression</i>	63
4.2.2. <i>Splitting tensile strength</i>	69
4.2.3. <i>Axial tension strength and stress-strain relation in axial tension</i>	73
4.2.4. <i>Residual strengths</i>	74
4.2.5. <i>Modulus of elasticity in compression</i>	85
4.2.6. <i>Dynamic modulus of elasticity</i>	85
4.2.7. <i>Dynamic modulus of rigidity</i>	87
4.2.8. <i>Apparent density</i>	90
4.2.9. <i>Shrinkage</i>	93
4.2.10. <i>Abrasion resistance</i>	95
4.2.11. <i>Freeze-thaw resistance</i>	98
4.3. Optimum composition of waste sand fiber composite	99
References	105
5. Models of waste sand fiber composites	111
5.1. Mathematical description of fiber composite properties	111
5.2. Description of fibers distribution in fiber composite	113
5.2.1. <i>Statistical model of steel fibers distribution</i>	116
5.2.1.1. <i>Applied assumptions and dependencies</i>	116
5.2.1.2. <i>Parameters of statistical distribution and their evaluation</i>	118
5.2.1.3. <i>Description of distribution of steel fibers</i>	122
5.2.2. <i>Geometric model of steel fibers distribution</i>	128

5.3. Experimental verification of models	132
5.3.1. Verification of description of fibers distribution	132
5.3.2. Verification of mathematical description of properties of fiber composite	136
References	142
6. Selected construction elements made from waste sand fiber composite	145
6.1. Dimensioning of bent elements made from fiber-reinforced concrete using residual strengths	145
6.1.1. Dimensioning of bent elements according to RILEM TC-162-TDF	146
6.1.2. Dimensioning of bent elements according to MODEL CODE 2010	152
6.1.3. The proposal to determine residual strengths	167
References	178
6.2. Slab elements	180
6.2.1. Bending capacity of slabs	180
6.2.2. Punching shear resistance of slabs	187
6.2.3. The proposal of method for calculating punching shear resistance of fiber-reinforced concrete slabs	194
References	200
6.3. Beam elements	202
6.3.1. Bending in elements made from fiber composite	203
6.3.1.1. Phases of element work	208
6.3.1.2. Ultimate moment capacity	211
6.3.1.3. Crack pattern	219
6.3.1.4. Deflections	238
6.3.1.5. The proposal of method for dimensioning of bent elements made from waste sand fiber composite	243
References	253
6.3.2. Shear in bent elements made from fiber composite	255
6.3.2.1. Phases of element work	263
6.3.2.2. Shear capacity	266
6.3.2.3. Deflections	273
6.3.2.4. Diagonal cracks	279
References	281
7. Recapitulation	283

Spis treści

1. Wprowadzenie	9
Literatura	15
2. Geneza powstawania złóż piasków odpadowych	22
Literatura	25
3. Włókna stosowane do wzmocnień kompozytów cementowych	28
Literatura	47
4. Wpływ zawartości włókien stalowych na właściwości fibrokompozytów	51
4.1. Skład drobnokruszywowego fibrokompozytu wytworzonego z piasków odpadowych	57
4.2. Wybrane właściwości drobnokruszywowego fibrokompozytu	62
4.2.1. Wytrzymałość na ściskanie i zależność naprężenie-odkształcenie przy ściskaniu	63
4.2.2. Wytrzymałość na rozciąganie przy rozłupywaniu	69
4.2.3. Wytrzymałość na osiowe rozciąganie i zależność naprężenie-odkształcenie przy osiowym rozciąganiu	73
4.2.4. Wytrzymałości resztkowe	74
4.2.5. Moduł sprężystości przy ściskaniu	85
4.2.6. Dynamiczny moduł sprężystości	85
4.2.7. Dynamiczny moduł odkształcenia postaciowego	87
4.2.8. Gęstość pozorną	90
4.2.9. Skurcz	93
4.2.10. Odporność na ścieranie	95
4.2.11. Mrozoodporność	98
4.3. Optymalny skład drobnokruszywowego fibrokompozytu wytworzonego z piasków odpadowych	99
Literatura	105
5. Modele drobnokruszywowych fibrokompozytów wytworzonych z piasków odpadowych	111
5.1. Matematyczny opis właściwości fibrokompozytu	111
5.2. Opis rozkładu włókien w fibrokompozycie	113
5.2.1. Statystyczny model rozkładu włókien stalowych	116
5.2.1.1. Przyjęte założenia i zależności	116
5.2.1.2. Parametry rozkładu statystycznego i ich ocena	118
5.2.1.3. Opis rozkładu włókien stalowych	122
5.2.2. Geometryczny model rozkładu włókien	128

5.3. Doświadczalna weryfikacja modeli _____	132
5.3.1. Weryfikacja opisu rozkładu włókien _____	132
5.3.2. Weryfikacja matematycznego opisu właściwości fibrokompozytu _____	136
Literatura _____	142
6. Wybrane elementy konstrukcyjne z drobnokruszywowego fibrokompozytu wytworzonego z piasków odpadowych _____	145
6.1. Wymiarowanie zginanych elementów fibrobetonowych z wykorzystaniem wytrzymałości resztkowych _____	145
6.1.1. Wymiarowanie elementów zginanych wg RILEM TC-162-TDF _____	146
6.1.2. Wymiarowanie elementów zginanych wg MODEL CODE 2010 _____	152
6.1.3. Propozycja wyznaczania wytrzymałości resztkowych _____	167
Literatura _____	178
6.2. Elementy płytowe _____	180
6.2.1. Nośność na zginanie płyt _____	180
6.2.2. Nośność na przebicie płyt _____	187
6.2.3. Propozycja sposobu obliczania nośności na przebicie płyt fibrobetonowych _____	194
Literatura _____	200
6.3. Elementy belkowe _____	202
6.3.1. Zginanie w elementach wykonanych z fibrokompozytów _____	203
6.3.1.1. Fazy pracy elementu _____	208
6.3.1.2. Nośność na zginanie _____	211
6.3.1.3. Zarysowanie _____	219
6.3.1.4. Ugięcia _____	238
6.3.1.5. Propozycja wymiarowania zginanych elementów wykonanych z drobnokruszywowego fibrokompozytu _____	243
Literatura _____	253
6.3.2. Ścinanie w elementach zginanych wykonanych z fibrokompozytów _____	255
6.3.2.1. Fazy pracy elementu _____	263
6.3.2.2. Nośność na ścinanie _____	266
6.3.2.3. Ugięcia _____	273
6.3.2.4. Rysy ukośne _____	279
Literatura _____	281
7. Podsumowanie _____	283

1. Wprowadzenie

Betony to współcześnie najpowszechniej stosowane materiały budowlane. Obecnie obserwuje się dynamiczny rozwój budownictwa betonowego na całym świecie (Czarnecki i Kurdowski 2007, Altu i in. 2007). Z powodu takich zalet betonów, jak: dostępność i stosunkowo niskie koszty produkcji, materiały te znajdują szerokie zastosowanie w sektorze budownictwa komunikacyjnego, komunalnego, hydrotechnicznego, użyteczności publicznej, jak i przemysłowego. Prawidłowo wykonane konstrukcje z betonu obok dużej wytrzymałości na ściskanie charakteryzują się m. in. sztywnością, trwałością, odpornością na działanie wysokich temperatur, a przy tym możliwością wykonywania elementów o różnorodnych kształtach (Stelmach i Główska 2010, Neville 2000).

Współczesne budownictwo betonowe stawia przed inżynierami trudne do realizacji zadania związane ze spełnieniem wymagań stanów granicznych nośności i użyteczności w zróżnicowanych warunkach oddziaływań statycznych oraz dynamicznych. Beton jest materiałem kruchym, a jego zniszczenie następuje przy niewielkich odkształceniach. Mała wytrzymałość na rozciąganie i podatność na propagację rys zmusza do poszukiwania nowych rodzajów betonów, których właściwości fizyko-mechaniczne sprostają aktualnym wymogom. Jednym ze sposobów polepszenia właściwości betonu jest stosowanie różnego rodzaju domieszek i dodatków (Bajorek 2013, Neville 2000, Szruba 2016, Łukowski 2016). Rozwiązanie to ma swoje początki w starożytności, kiedy to właściwości kruchych materiałów ulepszano poprzez zastosowanie dodatków w postaci ciętej słomy czy zwierzęcej sierści (Brandt 2008). Kolejno, dodatki te zastępowano kawałkami drutów, włóknami azbestowymi, a obecnie włóknami szklanymi, stalowymi, węglowymi czy bazaltowymi. Zainteresowania te pozwoliły na sformułowanie w połowie XX wieku pierwszej teorii drutobetonu i wdrażanie jej do praktyki inżynierskiej (Romualdi i Batson 1963, Romualdi i Mandel 1964, Jamróży 1985).

Pod pojęciem fibrobeton, z języka angielskiego FRC (fiber reinforced concrete), kryje się szereg kompozytów cementowych zbrojonych włóknami wykonanymi z różnych materiałów (stal, szkło, bazalt, materiały syntetyczne i inne). Kompozyty cementowe z włóknami rozproszonymi, nazywane w niniejszej monografii, jak i w pracach zespołu Autorki, fibrokompozytami, posiadają szereg zalet. Do najważniejszych z nich

można zaliczyć: większą wytrzymałość na ściskanie we wczesnych stadiach dojrzewania niż beton zwykły (Ding Y. i Kusterle 2000), większą wytrzymałość na rozciąganie (Yazıcı i in. 2007) oraz rozciąganie przy zginaniu i rozciąganie przy rozłupywaniu, dużą odporność dynamiczną (Tso-Liang i in. 2008, Zhi-Liang i in. 2008), ograniczenie propagacji rys w elementach konstrukcyjnych (Uygunoğlu 2008), lepsze zachowanie podczas zniszczenia (Wang i in. 2010) (zniszczenie nie przebiega gwałtownie), możliwość redukcji tradycyjnego zbrojenia (Dobashi i in. 2006), czy też odporność na działanie wysokich temperatur (Sukontasukkul i in. 2010). Materiały te mają także dużą odporność na ścieranie i charakteryzują się trwałością nie gorszą niż beton zwykły (Jamroży 2002). Wadami fibrokompozytów jest stosunkowo wysoki koszt włókien, pogorszenie urabialności mieszanki wraz ze wzrostem ich zawartości w mieszance oraz brak dopracowanych metod wymiarowania elementów konstrukcyjnych wykonanych z takiego fibrokompozytu (Beñoa i in. 2013).

Kompozyty ze zbrojeniem rozproszonym stanowią obecnie grupę coraz powszechniej stosowanych materiałów konstrukcyjnych (Błaszczczyński i Przybylska-Fałek 2012, Karwowska i Łapko 2011, Ponikiewski 2015), a badania nad wykorzystaniem włókien, jako zbrojenia na zginanie czy ścinanie trwają już ponad 50 lat (Bentur A., Midness 2007, Jamroży 1985, Shah i Ribakov 2011, Zollo 1997). Obecne wymagania dotyczące stanów granicznych nośności i użyteczności, a także trwałości projektowanych budowli niejako zmuszają badaczy do nieustannego poszukiwania materiałów o coraz to lepszych właściwościach. Korzystne właściwości fizyko-mechaniczne kompozytów mineralnych z włóknami rozproszonymi sprawiają, że można zakwalifikować je do grupy betonów specjalnych (Glinicki 2010, Jamroży 2000, Jasiczak i in. 2008), a zakres ich stosowania w budownictwie jest różnorodny. Można tu przytoczyć szereg przykładów, a mianowicie: do wytwarzania konstrukcyjnych elementów cienkościennych, powłok, przekryć budynków. Stosowane są także do wykonywania elementów żelbetowych zbrojonych tradycyjnie, jako uzupełnienie zbrojenia konwencjonalnego (Gribniak i in. 2012, Zhi-Liang Wang 2008). Wytwarzane są przy ich użyciu elementy mostów (Bank 2009, Shakya i in. 2012, Zhang i in. 2013), rury (An i in. 2012, Fuente i in. 2012), płyty (Abas i in. 2013), kolumny (Tao i in. 2008), pale (Sukontasukkul i Jamsawang 2012), a także tunele ziemne (Arnau i Molins 2011a, Arnau i Molins 2011b, Chiaia i in. 2009, Fuente i in.

2012, Kasper 2008) oraz wzmocnienia wyrobisk kopalnianych. Fibrokompozyty stosuje się także w konstrukcjach narażonych na wpływy sejsmiczne (Sevil i in. 2011, Curtis i in. 2007, Sevil 2011) oraz do wykonywania elementów konstrukcji elektrowni nuklearnych (Schimmelpfennig i Borgerhoff 1995), kiedy zachodzi konieczność zapewnienia wysokiego stopnia bezpieczeństwa, np. podczas ataku terrorystycznego lub trzęsienia ziemi. Fibrokompozyty wykazują zdolność pochłaniania znacznych ilości energii (Zhi-Liang i in. 2008, Qingxin i in. 2010), dlatego też znajdują zastosowanie w elementach poddawanych dużym obciążeniom dynamicznym (Schimmelpfennig i Borgerhoff 1995).

Złoża kruszyw piaskowo-żwirowych, niezbędnych do produkcji betonu, rozłożone są nierównomiernie na terenie Polski (por. rozdz. 2). Ich duże zróżnicowanie i związane z tym problemy ekonomiczne przyczyniły się do opracowania materiału opartego na dostępnym kruszywie o ziarnach do 4 mm.

Piasek, jako odpad poprodukcyjny (rozdz. 2) próbowano zagospodarować do wytwarzania tzw. betonu piaskowego. Jego optymalny skład opracowany został na podstawie analiz badań Centralnego Ośrodka Badawczo-Rozwojowego Przemysłu Betonów CEBET i zamieszczony w Instrukcji ITB 466-83. Według ich zaleceń wykonuje się go z cementu i kruszywa naturalnego frakcji 0-4 mm, zawierającego 70-85% piasku 0-2 mm oraz nie więcej niż 15% nadziarna 4-8 mm. Pozostałe parametry powinny spełniać wymagania stawiane kruszywom do betonu zwykłego.

Niestety, badania i analizy wykazały, że niemodyfikowany piaskobeton, w porównaniu z betonem zwykłym, charakteryzuje się dużo gorszymi właściwościami fizyko-mechanicznymi (Dondelewski i Januszewski 2008). Materiał ten wyróżnia duża cementochłonność, zwiększone odkształcenia spowodowane skurczem i pełzaniem, mała wartość wytrzymałości na ściskanie i rozciąganie, obniżony w stosunku do betonu zwykłego moduł sprężystości, gorsza urabialność oraz duża nasiąkliwość i porowatość (Lewicki i in. 1985, Marcinkowski i Dondelewski 1984). Decydującą rolę odgrywa struktura piaskobetonu uwarunkowana ograniczoną średnicą ziaren kruszywa i zwiększoną ilością cementu. W wyniku odsuwania ziaren piasku przez tworzące się wokół nich błonki wody podczas nawilżania następuje zjawisko pęcznienia masy piasku (Neville 2000). W konsekwencji przyczynia się to do otrzymania betonu o strukturze drobnoziarnistej bardziej porowatej od betonu zwykłego.

Wzrost porowatości betonu prowadzi między innymi do obniżenia jego wytrzymałości przy tej samej ilości cementu. Cechy te ograniczyły możliwości zastosowania piaskobetonu w konstrukcjach. Podjęto wówczas wiele prób poprawy jego właściwości poprzez autoklawizację, wibrowanie z niską częstotliwością, prasowanie (Dondelewski i Januszewski 2008). Uzyskiwane efekty były jednak niewspółmierne z nakładem pracy i kosztów. Dopiero zastosowanie odpowiednich domieszek i dodatków pozwoliło na poprawę właściwości piaskobetonu (Hua i in. 1995, Kronlöf 1994). Jednak mimo tych zabiegów piaskobeton nie stał się materiałem na tyle popularnym i atrakcyjnym, aby stać się alternatywą dla betonu zwykłego.

Będący przedmiotem niniejszej monografii kompozyt drobnokruszowy ze zbrojeniem rozproszonym w postaci włókien stalowych, wytworzony na bazie piasków odpadowych, dzięki swoim właściwościom jest zdecydowanie konkurencyjny dla piaskobetonu i może zastąpić w pewnych przypadkach beton zwykły (Głodkowska i Kobaka 2013, Głodkowska i in. 2013, Kobaka 2014). Kompozyt ten spełnia wymagania stawiane materiałom konstrukcyjnym pod względem cech mechaniczno-fizycznych i trwałości, przez co może nadawać się do wytwarzania elementów konstrukcyjnych (Cichocki i Ruchwa 2013, Domski 2005, Głodkowska i Kobaka 2012, Głodkowska i in. 2015, Katzer i Domski 2012, Głodkowska i Ziarkiewicz 2018).

Zastąpienie betonu zwykłego drobnokruszowym fibrokompozytem, wykonanym na bazie regionalnych piasków odpadowych, o tych samych bądź lepszych właściwościach jest rozsądnym z punktu widzenia ekonomii i sozologii rozwiązaniem dla regionów, w których brakuje naturalnych złóż kruszywa grubego (Głodkowska i Laskowska-Bury 2014).

Prowadzone badania wskazują, że możliwe jest częściowe zastąpienie betonu zwykłego kompozytem drobnoziarnistym ze zbrojeniem rozproszonym (Głodkowska i Kobaka 2009, Głodkowska i in. 2015, Głodkowska i in. 2016, Laskowska-Bury 2017). Takie działania mogą znacznie ograniczyć dalszą degradację środowiska naturalnego oraz pozwolić na zrównoważone wykorzystanie regionalnych surowców kruszywa. Tym samym przyczynią się do stopniowego zmniejszania hałd piasku odpadowego. Odpady poprodukcyjne mogą stać się więc bogactwem dla tego regionu, a tym samym podstawowym składnikiem materiałów przeznaczonych do wytwarzania elementów konstrukcyjnych. Częściowe

zastąpienie betonu zwykłego materiałami o tych samych, bądź lepszych właściwościach jest wspaniałym rozwiązaniem dla regionów, w których brakuje naturalnych złóż kruszywa grubego. Takim regionem niewątpliwie jest region Pomorza w Polsce (występuje tylko 4% złóż kruszyw grubych), Bliski Wschód czy też północna Afryka.

Przydatność kompozytów drobnokruszywowych z dodatkiem włókien stalowych w konstrukcjach budowlanych jest od wielu lat tematem badań naukowych pracowników Politechniki Koszalińskiej, ujętych między innymi w rozprawach doktorskich (Katzer 1999, Domski 2005, Kobaka 2014, Laskowska-Bury 2017, Ziarkiewicz 2018). Prowadzone przez pracowników Katedry Konstrukcji Betonowych i Technologii Betonu Politechniki Koszalińskiej badania dotyczyły kolejno zastosowania minimalnej zawartości włókien stalowych w kompozycie (poniżej 0,5% objętościowo), która korzystnie wpływa na jego właściwości (Domski 2005, Domski 2011, Domski 2008, Piątek i in. 2003). Postawiono tezę, że „beton piaskowy modyfikowany włóknami stalowymi może być stosowany do wykonywania zginanych elementów belkowych, których stany graniczne można wyznaczać w oparciu o metody zalecane dla betonu zwykłego”. Przeprowadzone badania i analizy obliczeniowe wykazały, że zaproponowane fibrokompozyty (procent zbrojenia włóknami 0,43%) mogą w pełni zastępować beton zwykły, a obliczenia można przeprowadzać na podstawie aktualnych norm i zaleceń, jak dla konstrukcji żelbetonowych. Następnie analizowano wpływ różnej zawartości włókien stalowych na właściwości fibrokompozytu drobnokruszywowego (Głodkowska i Kobaka 2013, Głodkowska i Kobaka 2011, Głodkowska i Kobaka 2009, Kobaka 2014). Badania te wskazały, że możliwe jest zaprojektowanie fibrokompozytu konstrukcyjnego i wytyczyły kierunek dalszych badań opisanych w niniejszej monografii.

Podjęta w niniejszej monografii tematyka jest zgodna z aktualnymi tendencjami badawczymi związanymi z poszukiwaniem materiałów o coraz lepszych właściwościach fizyko-mechanicznych i jednocześnie, przez propozycję wykorzystania piasków odpadowych, porusza ważny aspekt ekologiczny. Tym samym wpisuje się w ogólnoswiatową tendencję Zrównoważonego Rozwoju Środowiska (Piątek i in. 2003, Runkiewicz i Błaszczczyński 2016). Zapotrzebowanie na tego typu materiały znajduje odzwierciedlenie w rosnącym zainteresowaniu tematyką tych kompozytów. Przykładem mogą być normy (JCI-SF 1-8, PN-EN

14650:2005, PN-EN 14651+A1:2007, PN-EN 14721+A1:2007, PN-EN 1916:2005, PN-EN 1917:2004) oraz wydania monograficzne (Bentur i Midness 2002, Jamroży 1985, Johston 2001, Parra-Montesinos i in. 2012, Praca zbiorowa (red. Brandt A.M.) 1974). Fibrokompozyty były przedmiotem badań wielu ośrodków krajowych (np. Instytut Podstawowych Problemów Techniki Polskiej Akademii Nauk, Centrum Badań Betonów CEBET, Ośrodek Badań Mostów, Betonów i Kruszyw, uczelnie wyższe) i zagranicznych (np. Thomas Concrete Group AB Sweden, American Concrete Institute, International Concrete Repair Institute, Concrete Materials Research Institute). Poświęcono im także wiele konferencji krajowych (np. Dni Betonu, Matbud, Konferencja Naukowa Komitetu Inżynierii Lądowej i Wodnej PAN oraz Komitetu Nauki PZITB, Konferencja Naukowo-Techniczna Jadwisin) i zagranicznych (np. Conference on Recent Development on Fiber Reinforced Cement and Concrete w Cardiff, Conference on Advances in Concrete Technology w Atenach, Conference on Bond in Concrete w Londynie, Conference on Durability of Concrete w Montrealu).

Wieloletnie badania prowadzone pod kierunkiem Autorki w Katedrze Konstrukcji Betonowych i Technologii Betonu (od 2007 r. i obecnie) pozwoliły na potwierdzenie następujących tez:

1. Piasek odpadowy, będący ubocznym produktem procesu hydroklasyfikacji, może stanowić podstawowe kruszywo dla mineralnych kompozytów ze zbrojeniem rozproszonym.
2. Możliwe jest takie dobranie składu mineralnego kompozytu ze zbrojeniem rozproszonym na bazie piasku odpadowego, że jego właściwości mechaniczno-fizyczne i reologiczne będą spełniały wymagania stawiane betonom konstrukcyjnym.
3. Możliwa jest kontrola jakości drobnokruszywowego fibrokompozytu poprzez ocenę metodami nieniszczącymi właściwości mechaniczno-fizycznych i identyfikację rozkładu włókien. Metoda indukcji elektromagnetycznej wraz z metodą opartą na prędkości propagacji fali ultradźwiękowej mogą być stosowane do identyfikacji cech mechaniczno-fizycznych drobnokruszywowego kompozytu z włóknami rozproszonymi.

4. Dodatek włókien stalowych do kompozytu wykonanego na bazie kruszyw odpadowych w istotny sposób przyczynia się do zwiększenia nośności na zginanie elementów konstrukcyjnych, zmniejszenia szerokości rozwarcia rys prostopadłych i ugięć oraz umożliwia częściową redukcję zbrojenia konwencjonalnego.
5. Możliwe jest projektowanie zginanych elementów konstrukcyjnych wytworzonych z fibrokompozytu drobnokruszywowego w oparciu o metody wymiarowania wg rekomendacji RILEM TC-162-TDF i Model Code 2010, po ich uprzedniej eksperymentalnej weryfikacji oraz korekcie.
6. Dodatek włókien stalowych do kompozytu wykonanego na bazie piasków odpadowych przyczynia się do zwiększenia nośności na ścinanie elementów konstrukcyjnych, zmniejszenia szerokości rozwarcia rys ukośnych oraz umożliwia redukcję zbrojenia konwencjonalnego.
7. Metodyka obliczania nośności na ścinanie belek wykonanych z fibrokompozytu na bazie piasków odpadowych, oparta na rekomendacji RILEM TC-162-TDF 2003 i Model Code 2010 może stanowić podstawę do projektowania strefy przypodporowej zginanych elementów konstrukcyjnych.

Literatura

- Abas, F.M. et al. (2013). Strength and serviceability of continuous composite slabs with deep, trapezoidal steel decking and steel fibre reinforced concrete. *Engineering Structures*, 49, 866-875.
- Altun, F., Haktanir, T., Ari, K. (2007). Effects of steel fiber addition on mechanical properties of concrete and RC beams. *Construction and Building Materials*, 21, 654-661.
- An, C. et al. (2012). Ultimate strength behaviour of sandwich pipes filled with steel fiber reinforced concrete. *Ocean Engineering*, 55, 125-135.
- Annual Review 2013-2014. (2014). A Sustainable Industry for a Sustainable Europe. European Aggregates Association.
- Arnau, O., Molins, C. (2011). Experimental and analytical study of the structural response of segmental tunnel linings based on an in situ loading test. Part 1: Test configuration and execution. *Tunneling and Underground Space Technology*, 26, 764-777.

- Arnau, O., Molins, C. (2011). Experimental and analytical study of the structural response of segmental tunnel linings based on an in situ loading test. Part 2: Numerical simulation. *Tunneling and Underground Space Technology*, 26, 778-788.
- Bajorek, G. (2013). Sterowanie właściwościami betonu przy użyciu domieszek. *Inżynier Budownictwa, Dodatek Specjalny*, 62-68.
- Bank, L.C. (2009). A model specification for fiber reinforced non-participating permanent formwork panels for concrete bridge deck construction. *Construction and Building Materials*, 23, 2664-2677.
- Beñoa, J., Hilara, M. (2013). Steel fibre reinforced concrete for tunnel lining – verification by extensive laboratory testing and numerical modelling. *Acta Polytechnica*, 53(4), 329-337.
- Bentur, A., Midness, S. (2002). Fibre reinforced cementitious composites, *SPON PRESS, Taylor and Francis Group*, London, 601.
- Bentur, A., Midness, S. (2007). Fibre reinforced cementitious composites. 2nd ed. Londyn. *Taylor and Francis Group*.
- Błaszczczyński, T., Król, M. (2015). Usage of Green Concrete Technology in Civil Engineering. *Procedia Engineering*, 122, 296-301.
- Błaszczczyński, T., Przybylska-Fałek, M. (2012). Fibrobeton jako materiał konstrukcyjny. *Izolacje*, 11-12, 44-50.
- Brandt, A.M. (2008). Fibre reinforced cement-based (FRC) composites after over 40 years of development in building and civil engineering. *Composite Structures*, 86, 3-9.
- Chiaia, B. et al. (2009). Combining fiber-reinforced concrete with traditional reinforcement in tunnel linings. *Engineering Structures*, 31, 1600-1606.
- Cichocki, K., Ruchwa, M. (2013). *Numerical analysis of fibre reinforced slabs under impact loads*. 20th International Conference on Computer Methods in Mechanics CMM-2013, Poznań, 379-380.
- Curtis, J.P., Hills, D.A., Cook, M.D., Haskins, P.J., Wood, A.D., Fenwick, A., House, J. (2007). *The effect of fibre cross-sectional shape upon shock dissipation by fibrous composites, with potential application to insensitive munitions*. International Conference on Computational Methods in Structural Dynamics and Earthquake Engineering COMPDYN, Rethymno, Crete, Greece.
- Czarnecki, L., Kurdowski, W. (2007). Tendencje kształtujące przyszłość betonu. *Budownictwo Technologie Architektura*, 1(37), 50-55.
- Ding, Y., Kusterle, W. (2000). Compressive stress-strain relationship of steel fibre-reinforced concrete at early age. *Cement and Concrete Research* 30, 1573-1579.

- Dobashi, H. et al. 2006. *Development of Steel Fiber Reinforced Highly Flowable Concrete Segments and Application to Construction*. Proceedings of the World Tunnel Congress and 32nd ITA Assembly, April 22-27, Seoul.
- Domski, J. (2005). *Nośność, ugięcie i zarysowanie belek piaskobetonowych z włóknami stalowymi pod obciążeniem doraźnym*. Koszalin: Rozprawa doktorska.
- Domski, J. (2008). Zarysowanie belek fibropiaskobetonowych pod obciążeniem doraźnym. *Inżynieria i Budownictwo*, 6, 316-319.
- Domski, J. (2011). *Skurcz i pełzanie piaskobetonu zbrojonego włóknami stalowymi*. VI Konferencja Naukowo-Techniczna. Zagadnienia materiałowe w inżynierii lądowej. MATDUB2011, Kraków, 83-91.
- Dondelewski, H., Januszewski, M. (2008). *Betony cementowe zagadnienia wybrane*. Warszawa: Wydawnictwa Naukowo-Techniczne.
- Fuente, A. et al. (2012). A new design method for steel fibre reinforced concrete pipes. *Construction and Building Materials*, 30, 547-555.
- Fuente, A., et al. (2012). Experiences in Barcelona with the use of fibres in segmental linings. *Tunneling and Underground Space Technology*, 27, 60-71.
- Glinicki, M.A. (2010). *Beton ze zbrojeniem strukturalnym*. XXV Ogólnopolskie warsztaty pracy projektanta konstrukcji, Szczyrk.
- Głodkowska, W., Kobaka, J. (2009). Zastosowanie piasków odpadowych do wykonywania posadzek przemysłowych. *Rocznik Ochrona Środowiska*, 11, 193-206.
- Głodkowska, W., Kobaka, J. (2011). Statystyczny model opisu rozkładu włókien w drobnokruszywowym kompozycie mineralnym. *Materiały Budowlane*, 9, 6-8.
- Głodkowska, W., Kobaka, J. (2012). The model of brittle matrix composite for distribution of steel fibres. *Journal of Civil Engineering and Management*, 1, 145-150.
- Głodkowska, W., Kobaka, J. (2013). Modelling of properties and distribution of steel fibres with in a fine aggregate concrete. *Construction and Building Materials*, 44, 646-653.
- Głodkowska, W., Kobaka, J., Laskowska-Bury, J. (2013). Wpływ włókien stalowych na kształtowanie właściwości kompozytu drobnokruszywowego. *Materiały Budowlane*, 9, 28-30.
- Głodkowska, W., Kobaka, J., Laskowska-Bury, J. (2016). *Fibrokompozyt z kruszywem odpadowym jako pełnowartościowy materiał konstrukcyjny*. Monografia: ISBN 978-83-64246-68-5. Nowoczesne rozwiązania materiałowe i konstrukcyjne oraz problemy eksploatacyjne dotyczące budownictwa ogólnego i hydrotechnicznego. Poznań: Wydawnictwo-Drukarnia ProDRUK, 499-519.

- Głodkowska, W., Laskowska-Bury, J. (2014). *Właściwości fibrokompozytów wykonanych przy użyciu piasków odpadowych*. Monografia „Gospodarka Odpadami Komunalnymi”. Koszalin: Wydawnictwo Politechniki Koszalińskiej, 53-66. ISBN 978-83-7365-346-7.
- Głodkowska, W., Lehmann, M., Ziarkiewicz, M. (2015). Wytrzymałości resztkowe fibrokompozytu na bazie piasków odpadowych. *Materiały Budowlane*, 5, 75-77.
- Głodkowska, W., Ziarkiewicz, M. (2018). Cracking behavior of Steel Fiber Reinforced Waste Sand Concrete beams in flexure – experimental investigation and theoretical analysis. *Engineering Structures*, 176, 1-10.
- Gribniak, V. et al. (2012). Deriving stress-strain relationships for steel fibre concrete in tension from tests of beams with ordinary reinforcement. *Engineering Structures*, 42, 387-395.
- Hua, C., Gruz, X., Ehrlacher, A. (1995). Thin sand concrete plate of high resistance in traction. *Materials and Structures*, 28, 550-553.
- Jamroży, Z. (1985). *Drutobeton*. Kraków: Wydawnictwo Politechniki Krakowskiej im. Tadeusza Kościuszki.
- Jamroży, Z. (2000). *Beton i jego technologie*. Warszawa-Kraków: PWN.
- Jamroży, Z. (2002). *Betony ze zbrojeniem rozproszonym*. XVII Ogólnopolska Konferencja Warsztat Pracy Projektanta Konstrukcji, Ustroń.
- Jasiczak, J., Rudnicki, T., Wdowska, A. (2008). *Betony ultrawysokowartościowe: właściwości, technologia, zastosowanie*. Kraków: Stowarzyszenie Producentów Cementów.
- JCI-SF 1, Method of Making Fiber Reinforced Concrete in the Laboratory.
- JCI-SF 2, Method of Making Specimens for Strength and Toughness Tests of Fiber Reinforced Concrete.
- JCI-SF 3, Method of Making Specimens for Strength and Toughness Tests of Shotcreted Fiber Reinforced Concrete.
- JCI-SF 4, Method of Tests for Flexural Strength and Flexural Toughness of Fiber Reinforced Concrete.
- JCI-SF 5, Method of Tests of Compressive Strength and Compressive Toughness of Fiber Reinforced Concrete.
- JCI-SF 6, Method of Tests of Shear Strength of Fiber Reinforced Concrete.
- JCI-SF 7, Method of Tests of Fiber Content of Fiber Reinforced Concrete.
- JCI-SF 8, Method of Tests for Bond of Fibers.
- Johston, C.D. (2001). *Fiber-Reinforced Cements and Concretes*. Gordon and Breach Science Publishers, Amsterdam.
- Karwowska, J., Łapko, A. (2011). Przydatność stosowania nowoczesnych kompozytów fibrobetonowych w konstrukcjach budowlanych. *Budownictwo i Inżynieria Środowiska*, 2, 41-46.

- Kasper, T., Edvardson, C., Wittenben, G., Neumann, D. (2008). Lining design for the district heating tunnel in Copenhagen with steel fibre reinforced concrete segments. *Tunneling and Underground Space Technology Incorporating Trenchless Technology Research*, 23(5), 574-587.
- Katzer, J. (1999). *Paskobetonu specjalne na bazie piasku odpadowego modyfikowane mokrą krzemionką i zbrojeniem rozproszonym*. Rozprawa doktorska.
- Katzer, J., Domski, J. (2012). Quality and mechanical properties of engineered steel fibres used as reinforcement for concrete. *Construction and Building Materials*, 34, 243-248.
- Kobaka, J. (2014). *Model kompozytu mineralnego z włóknami rozproszonymi*. Koszalin: Rozprawa doktorska.
- Kondratowicz, W. (1978). Jednorodność udziału piasku w krajowych kruszywach naturalnych przeznaczonych do betonu. *Prace Naukowe Instytutu Budownictwa Politechniki Wrocławskiej*. Wrocław.
- Kronlöf, A. (1994). Effect of very fine aggregate on concrete strength. *Materials and Structures*, 27, 15-25.
- Laskowska-Bury, J. (2017). *Wybrane cechy fizyko-mechaniczne fibrokompozytu wytworzonego na bazie kruszywa odpadowego*. Koszalin: Rozprawa doktorska.
- Lewicki, B., Wyszynski, D., Sadkowski, K. (1985). Wytyczne projektowania prefabrykowanych konstrukcji betonowych i żelbetowych z piaskobetonu. *Centralny Ośrodek Badawczo-Projektowy Budownictwa Ogólnego*. Warszawa.
- Łukowski, P. (2016). *Modyfikacja materiałowa betonu*. Kraków: Wyd. Stowarzyszenie Producentów Cementu – Polski Cement.
- Marcinkowski, S., Dondelewski, H. (1984). Betony piaskowe z kruszyw Pomorza Środkowego. *Materiały Budowlane*, 2, 24-25.
- Neville, A. M. (2000). *Właściwości betonu*. Kraków.
- Parra-Montesinos, G.J., Reinhardt, H.W., Naaman, A.E. (2012). High performance fiber reinforced cement composites, *RILEM, Springer, Dordrecht, London, New York*.
- Petrażycki, B., Kobaka, J. (1978). *Zastosowanie betonu drobnokruszywowego do produkcji elementów prefabrykowanych*. Konferencja Techniczna Przemysłu Betonów Kruszywo-Cement-Beton. Jadwisin.
- Piątek, Z., Staszak, I., Domski, J. (2003). Ocena wytrzymałości na ściskanie fibropiaskobetonu z włóknami stalowymi. *Przegląd Budowlany*, 74(9).
- PN-EN 14650:2005, Prefabrykaty z betonu – Ogólne wymagania dla zakładowej kontroli produkcji betonu zbrojonego włóknem stalowym.

- PN-EN 14651+A1:2007, Metoda badania betonu zbrojonego włóknem stalowym. Pomiary wytrzymałości na rozciąganie przy zginaniu (granica proporcjonalności LOP).
- PN-EN 14721+A1:2007, Metoda badania betonu zbrojonego włóknem stalowym – Pomiary zawartości zbrojenia w świeżym i stwardniałym betonie.
- PN-EN 1916:2005. Rury i kształtki z betonu niezbrojonego, betonu zbrojonego włóknem stalowym i żelbetowe.
- PN-EN 1917:2004, Studzienki włączowe i niewłączowe z betonu niezbrojonego, z betonu zbrojonego włóknem stalowym i żelbetowe.
- Ponikiewski, T. (2015). Zastosowanie fibrobetonu do produkcji prefabrykatów. *Magazyn Autostrady*, 8-9, 39-42.
- Praca zbiorowa (red. Brandt, A.M.) (1974). *Własności mechaniczne i struktura kompozytów betonowych*. Zakład Narodowy Imienia Ossolińskich. Wrocław-Warszawa-Kraków-Gdańsk: Wydawnictwo Polskiej Akademii Nauk.
- Qingxin, Zhao, Jinqiu, Dong, Huimin, Pan, et al. (2010). Impact behavior of basalt fiber reinforced concrete. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 27(6), 120-125.
- Romualdi, J.P., Batson, G.B. (1963). Mechanics of crack arrest in concrete. *Journal of Engineering Mechanics*, 89, 147-168.
- Romualdi, J.P., Mandel, J.A. (1964). Tensile strength of concrete affected by uniformly dispersed and closely spaced short lengths of wire reinforcement. *Journal of the American Concrete Institute*, 61.
- Runkiewicz, L. (2010). Realizacja obiektów budowlanych zgodnie z zasadami zrównoważonego rozwoju. *Przegląd Budowlany*, 2, 17-23.
- Runkiewicz, L., Błaszczyszki, T. (2016). *Ekologia a budownictwie*. Wrocław: Dolnośląskie Wydawnictwo Edukacyjne.
- Schimmelfennig, K., Borgerhoff, M. (1995). Development and application of a material law for steel-fibre-reinforced concrete with regard to its use for pre-stressed concrete reactor vessels. *Nuclear Engineering and Design*, 156, 181-188.
- Sevil, T., Baran, M., Bilir, T., Canbay, E. (2011). Use of steel fiber reinforced mortar for seismic strengthening. *Construction and Building Materials*, 25(2), 892-899.
- Shah, A.A., Ribakov, Y. (2011). Recent trends in steel fiber high-strength concrete. *Materials and Design*, 32, 4122-4151.
- Shakya, K. et al. (2012). Application of steel fibers in beam-column joints of rigid-framed railway bridges to reduce longitudinal and shear rebars. *Construction and Building Materials*, 27, 482-489.

- Smakowski, T.J. (2011). Perspektywy rynku kruszyw mineralnych w Polsce. *Prace Naukowe Instytutu Górnictwa Politechniki Wrocławskiej*, 132, 259-276.
- Stelmach, B, Główska, M. (2010). Zastosowanie betonu w dzisiejszej architekturze. *Budownictwo Monolityczne*, 1, 14-15.
- Sukontasukkul P., Jamsawang P. (2012). Use of steel and polypropylene fibers to improve flexural performance of deep soil-cement column. *Construction and Building Materials*, 29, 201-205.
- Sukontasukkul, P. et al. (2010). Post-crack (or post-peak) flexural response and toughness of fiber reinforced concrete after exposure to high temperature. *Construction and Building Materials*, 24, 1967-1974.
- Szruba, M. (2016). Domieszki chemiczne i dodatki modyfikujące właściwości betonu. *Nowoczesne Budownictwo Inżynieryjne*, 22-26.
- Tao, Z. et al. (2008). Strength and ductility of stiffened thin-walled hollow steel structural stub columns filled with concrete. *Thin-Walled Structures*, 46, 1113-1128.
- Tso-Liang, T. et al. (2008). Development and validation of numerical model of steel fiber reinforced concrete for high-velocity impact. *Computational Materials Science*, 42, 90-99.
- Uygunoğlu, T. (2008). Investigation of microstructure and flexural behavior of steel-fiber reinforced concrete. *Materials and Structures*, 41, 1441-1449.
- Wang, Z.L., Wu, L.P., Wang, J.G. (2010). A study of constitutive relation and dynamic failure for SFRC in compression. *Construction and Building Materials*, 24, 1358-1363.
- Yazıcı, S., Inan, G., Tabak, V. (2007). Effect of aspect ratio and volume fraction of steel fiber on the mechanical properties of SFRC. *Construction and Building Materials*, 21, 1250-1253.
- Zhang, et al. (2013). Experimental and numerical investigation of the seismic performance of hollow rectangular bridge piers constructed with and without steel fiber reinforced concrete. *Engineering Structures*, 48, 255-265.
- Zhi-Liang, Wang, et al. (2008). Stress-strain relationship of steel Fiber-reinforced concrete under dynamic compression. *Construction and Building Materials*, 22, 811-819.
- Ziarkiewicz M.: Doświadczalna ocena wybranych metod wymiarowania belek z fibrokompozytu drobnokruszywowego. Rozprawa doktorska. Politechnika Koszalińska, 2018.
- Zollo, R.F. (1997). Fiber-reinforced Concrete: an Overview after 30 Years of Development. *Cement and Concrete Composites*, 19, 107-122.

2. Geneza powstawania złóż piasków odpadowych

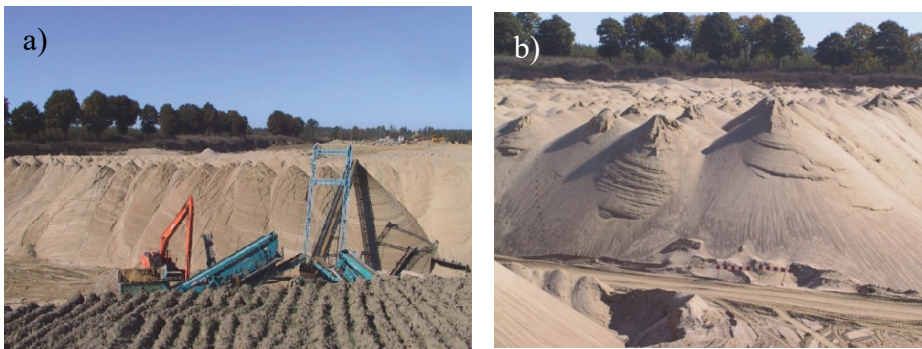
Głównym składnikiem betonu jest kruszywo, które stanowi około $\frac{3}{4}$ jego objętości. Kruszywami naturalnymi są kruszywa pochodzenia mineralnego, które poza obróbką mechaniczną nie są poddawane żadnym innym procesom kształtowania czy przetwarzania (PN-EN 12620:2004). Należą do nich piaski i żwiry, które powstają na drodze naturalnego rozdrobnienia skał okruchowych.

Aktualnie w krajach Europejskich ogólnie wytwarza się około 2,5 mld ton kruszyw rocznie (Annual Review 2013-2014). W Polsce obserwuje się wyraźne zróżnicowanie występowania kruszyw piaskowo-żwirowych pod względem jakościowym, jak i ilościowym, które wynika z uwarunkowań geologicznych (Smakowski 2011). Udział kruszyw żwirowo-piaskowych stanowi 39%. Większość kruszyw, około 90%, pochodzi ze złóż kopalin lądowych. Kruszywa te są surowcami regionalnymi. W strefie północnej kraju występują głównie złoża piaszczyste pochodzenia lodowcowego i wodnolodowcowego. Cechuje je mała zawartość frakcji żwirowych i jednocześnie duża zawartość piasku drobnego.

Szacuje się, że około 90% złóż kruszyw grubych znajduje się w regionie południowym Polski, 6% w regionie środkowym i tylko 4% w regionie północnym (Kondratowicz 1978, Zalewska 1990). Na terenie Pomorza złoża kruszyw występują głównie w postaci mieszaniny kruszywa drobnego i grubego. Zapotrzebowanie na kruszywo grube stało się powodem opracowania technologii pozyskiwania tego kruszywa przez jego wyplukiwanie ze złóż, którą nazwano hydroklasyfikacją. Efektem jej stosowania jest pozostawienie hałd wyplukanego kruszywa w postaci piasku odpadowego, pozbawionego frakcji grubych (rys. 2.1), które zalega na licznych przykopalnianych hałdach.

Stale zwiększająca się świadomość współczesnego człowieka odnośnie ochrony środowiska naturalnego oraz wprowadzone w tym zakresie regulacje prawne zobowiązują do podjęcia działań mających na celu przywrócenie wartości użytkowych i przyrodniczych zdegradowanym w ten sposób terenom (Ustawa z dnia 13 kwietnia 2007 r., Ustawa z dnia 3 lutego 1995 r., Ustawa z dnia 9 czerwca 2011 r.). Alternatywą dla kosztownej rekultywacji byłych wyrobisk może być możliwość wykorzystania piasku odpadowego, jako pełnowartościowego surowca budowlanego (Brandt 1974).

Hydroklasyfikacja znalazła uznanie z uwagi na duże zapotrzebowanie kruszyw grubych, a także wysokie koszty transportu z regionów południowych Polski. Procesowi hydroklasyfikacji poddaje się 43% urobku, uzyskując w efekcie żwir stanowiący wagowo 20% do 25% całości materiału. Pozostały z procesu hydroklasyfikacji piasek, który stanowi 75% do 80%, traktowany jest w efekcie, jako odpad poprodukcyjny. Należy podkreślić, że z punktu widzenia definicji jest prawidłowym określeniem, gdyż odpadami wydobywczymi nazywa się odpady powstające przy poszukiwaniu, wydobywaniu, fizycznej i chemicznej przeróbce rud oraz innych kopalin (<http://geoportal.pgi.gov.pl>).

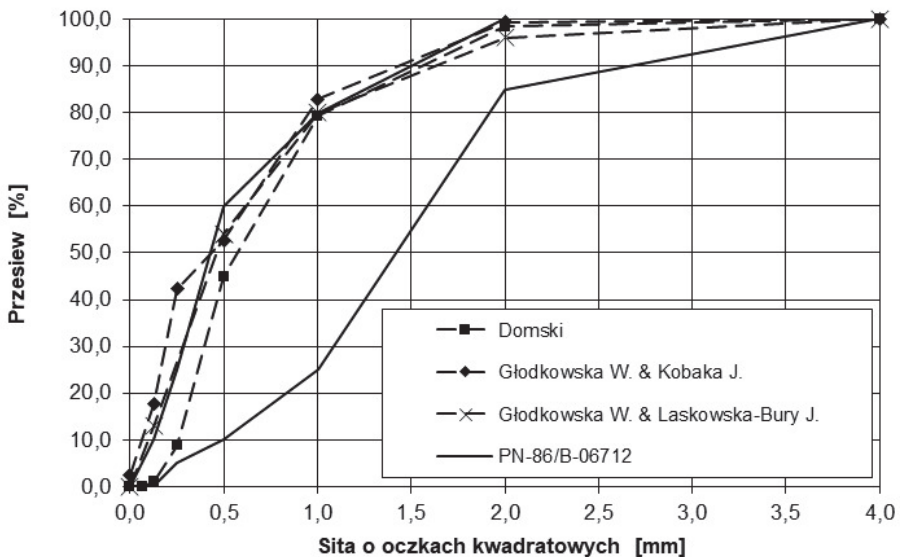


Rys. 2.1. Hałdy piasku w (a) czynnej (b) nieczynnej kopalni kruszyw (północny obszar Polski)

Fig. 2.1. Sand piles in active (a) and inactive (b) aggregate extraction site (area in northern Poland)

Polska należy do krajów, w którym prowadzona eksploatacja kopalin oraz ich wykorzystanie gospodarcze spowodowały wytworzenie różnego rodzaju odpadów. Wśród nich znaczący udział mają właśnie mineralne surowce odpadowe. Stanowią one ponad 50% wszystkich odpadów wytwarzanych w Polsce. Katalog odpadów Państwowego Instytutu Geologicznego (<http://geoportal.pgi.gov.pl>) podaje, że odpad stanowi mieszaninę ciał stałych składającą się z rodzimych minerałów nierozpuszczalnych w wodzie, a piaski odpadowe mają skład chemiczny i mineralogiczny analogiczny, jak surowcowe piaski drobnoziarniste. Zgodnie z tą definicją występujące na Pomorzu kruszywo drobnoziarniste, pozostałe w wyniku hydroklasyfikacji, właściwie nazywane jest piaskiem odpadowym. Zawartość frakcji 2-4 w piasku odpadowym w rejonie Po-

morza Zachodniego stanowi do 20%, ponadto proces hydroklasyfikacji pozwala na dokładne wymycie kruszywa i usunięcie z niego zanieczyszczeń organicznych i ilastych (Grzelak 1973, Marcinkowski i in. 1978). W związku z tym charakteryzuje go mniejszy współczynnik zmienności uziarnienia, większa zawartość minerałów i ziaren skał krystalicznych niż pospółkę, z której został uzyskany. Na rysunku 2.2 przedstawiono krzywe przesiewu piasku odpadowego, oznaczone przez różnych autorów (Domski i Głodkowska 2017). Wyniki te różnią się nieznacznie, mimo że użyty piasek pochodził z różnych kopalni kruszyw znajdujących się na obszarze północnej Polski. Dowodzi to, że złoża te powstawały w tym samym okresie i są to prawdopodobnie osady polodowcowe i wodnolodowcowe. Wybrane wyniki badań właściwości kruszyw odpadowych z rejonu Pomorza Zachodniego przedstawiono w tabeli 2.1.



Rys. 2.2. Krzywe przesiewu kruszywa dla regionu Pomorza Środkowego określone przez różnych autorów (Domski i Głodkowska 2017)

Fig. 2.2. . Grading curves of the aggregate from the Polish region of Middle Pomerania as determined by different authors (Domski i Głodkowska 2017)

Tabela 2.1. Wybrane właściwości zastosowanego kruszywa
(Domski i Głodkowska 2017)

Table 2.1. Selected properties of the aggregate (Domski i Głodkowska 2017)

Właściwość kruszywa i jego pochodzenie	Kopalnia Lepino	Kopalnia Sępólno Wielkie
Gęstość nasypowa w stanie luźnym, [kg/m ³]	1634	1600
Gęstość ziarn, [kg/m ³]	2632	2600
Zawartość pyłów mineralnych, [%]	1,3	1,0
Jamistość, [%]	32	30
Ziarno mediana, [mm]	0,46	0,28
Zawartość ciał obcych, [%]	0,0	0,0

Przedstawione właściwości skłaniają do potraktowania piasku odpadowego, jako pełnowartościowego surowca budowlanego (Głodkowska i in. 2016, Głodkowska i Kobaka 2009). Zastosowanie tego kruszywa wpisuje się w ogólnoswiatową tendencję związaną ze Zrównoważonym Rozwojem Środowiska (Arioglu i in. 2006, Ashour i in. 1993, Atis i Karahan 2009, Bajorek 2013, Balouch i in. 2010, Banthia i in. 1995, Barluenga 2010). Podobną sytuację, z nadmiarem frakcji piaskowych, można również zaobserwować w innych rejonach Świata, np. na Bliskim Wschodzie czy też w północnej Afryce).

Literatura

- Annual Review 2013-2014. (2014). European aggregates association. A Sustainable Industry for a Sustainable Europe. European Aggregates Association.
- Arioglu, N., Z.Canan, Girgin, Arioglu, E. (2006). Evaluation of Ratio between Splitting Tensile Strength and Compressive Strength for Concretes up to 120 MPa and its Application in Strength Criterion. *ACI Materials Journal*, 103(1), 18-24.

- Ashour, S.A., Faisal, F.W. (1993). Flexural behavior of high-strength fiber reinforced concrete beams. *Structural Journal*, 90, 279-287.
- Atis, C.D., Karahan, O. (2009). Properties of steel fiber reinforced fly ash concrete. *Construction and Building Materials*, 23, 392-399.
- Bajorek, G. (2013). Sterowanie właściwościami betonu przy użyciu domieszek. *Inżynier Budownictwa, Dodatek Specjalny*, 62-68.
- Balouch, S.U., Forth, J.P., Granju, J.-L. (2010). Surface corrosion of steel fibre reinforced concrete. *Cement and Concrete Research*, 40(3), 410-414.
- Banthia, N., Chokri, K., Trottier, J.F. (1995). Impact tests on Cement-Based Fiber Reinforced Composites. *ACI Publications*, 155-9, 171-188.
- Barluenga, G. (2010). Fiber-matrix interaction at early ages of concrete with short fibers. *Cement and Concrete Research*, 40(5), 508-809.
- Brandt, A.M. (1974). *Własności mechaniczne i struktura kompozytów betonowych*. Wrocław-Warszawa-Kraków-Gdańsk: Wydawnictwo PAN.
- Domski, J., Głodkowska, W. (2017). Selected Mechanical Properties Analysis of Composites Made on the Basis Fine Waste Aggregate. *Rocznik Ochrona Środowiska*, 19, 81-95.
- Głodkowska, W., Kobaka, J. (2009). Zastosowanie piasków odpadowych do wykonywania posadzek przemysłowych. *Rocznik Ochrona Środowiska*, 11, 193-206.
- Głodkowska, W., Kobaka, J., Laskowska-Bury, J. (2016). *Fibrokompozyt z kruszywem odpadowym jako pełnowartościowy materiał konstrukcyjny*. Monografia: ISBN 978-83-64246-68-5. Nowoczesne rozwiązania materiałowe i konstrukcyjne oraz problemy eksploatacyjne dotyczące budownictwa ogólnego i hydrotechnicznego. Poznań: Wydawnictwo-Drukarnia ProDRUK, 499-519.
- Grzelak, E. (1973). *Technologia kruszyw mineralnych*. Arkady, Warszawa.
- <http://geoportals.gov.pl/odpady/wytwarzanie> (dostęp: maj 2015).
- Kondratowicz, W. (1978). Jednorodność udziału piasku w krajowych kruszywach naturalnych przeznaczonych do betonu. *Prace Naukowe Instytutu Budownictwa Politechniki Wrocławskiej*.
- Marcinkowski, S., Kobaka, J., Rajewski, S. (1978). Zagadnienie wdrażania betonów drobnokruszowych do produkcji prefabrykatów w budownictwie uprzemysłowionym. *Prace Instytutu Budownictwa*, Wyższa Szkoła Inżynierska w Koszalinie.
- PN-EN 12620:2004, Kruszywa do betonu.
- Smakowski, T.J. (2011). Perspektywy rynku kruszyw mineralnych w Polsce. *Prace Naukowe Instytutu Górnictwa Politechniki Wrocławskiej*, 132, 259-276.
- Ustawa z dnia 13 kwietnia 2007 r. o zapobieganiu szkodom w środowisku i ich na-prawie. Dz. U. 2007 Nr 75 poz. 493.

Ustawa z dnia 3 lutego 1995 r. o ochronie gruntów rolnych i leśnych.

Dz. U. 2015 poz. 909.

Ustawa z dnia 9 czerwca 2011 r. Prawo geologiczne i górnicze.

Dz. U. z 2016 poz. 1131.

Zalewska, B. (1990). *Katalog złóż piasków czwartorzędowych Polski*. Warszawa: Państwowy Instytut Geologiczny.

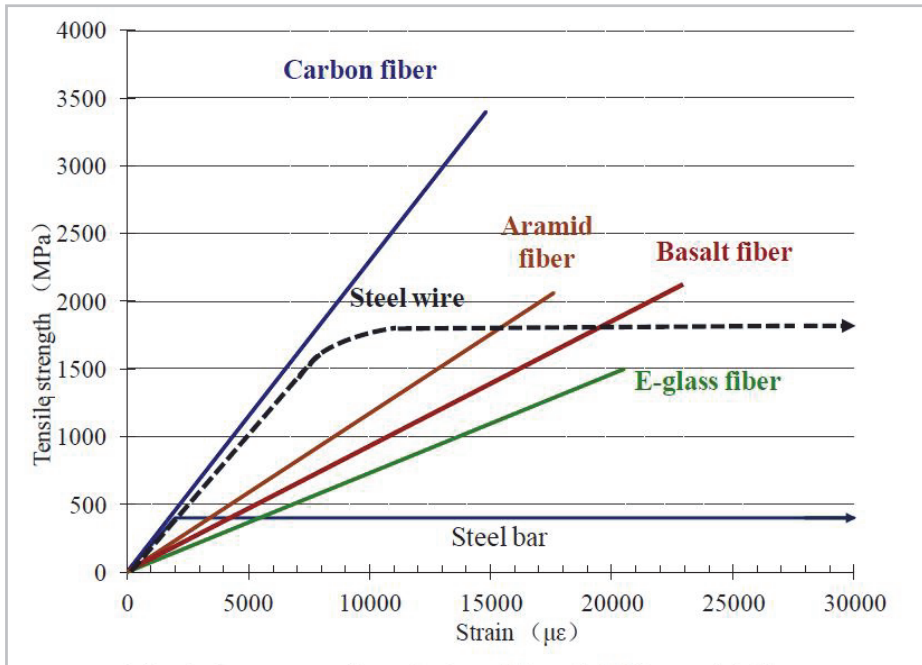
3. Włókna stosowane do wzmocnień kompozytów cementowych

Jednym ze sposobów poprawy niektórych własności materiałów jest dodatek włókien rozproszonych w matrycy cementowej. Ograniczają one powstawanie rys skurczowych, zwiększają wytrzymałość na rozciąganie, odporność na ścieranie (Sustersic i in. 1991) i obciążenia dynamiczne, wytrzymałość na rozciąganie przy zginaniu (Mello i in. 2014), a w niektórych przypadkach ściskanie, moduł sprężystości i mrozoodporność (Niu i in. 2013). Fibrokompozyt z kruchą matrycą zachowuje zdolność do przenoszenia obciążeń po przekroczeniu naprężeń granicznych matrycy (Pichór i in. 1998), ponieważ siły rozciągające przenoszone są przez włókna. Współpraca ta możliwa jest dzięki fizykochemicznym związkom na poziomie atomowym obu materiałów, mechanicznemu zazębieniu się nierówności oraz siłom tarcia. Ważną cechą włókien jest zatem ich odkształcalność. Porównanie zależności naprężenie-odkształcenie przy rozciąganiu dla włókien wykonanych z różnych materiałów pokazano na rysunku 3.1 (Wu Zhishen i in. 2012).

Duży wpływ na właściwości mechaniczno-fizyczne fibrokompozytów mają przede wszystkim rodzaj i ilość zastosowanych włókien (Altun i in. 2007, Ramzi 1999) (rys. 3.2 i 3.3).

Właściwości kompozytów cementowych ze zbrojeniem rozproszonym głównie kształtowane są przez takie parametry, jak: długość włókna, jego średnica, smukłość, kształt oraz ich zawartość w mieszance (Brandt i in. 1983, Jamroży 1985, Maidl 1995).

Smukłość włókien (stosunek długości włókna do jego średnicy) ma wpływ nie tylko na urabialność i jednorodność mieszanki (Szwabowski i Ponikiewicz 2008), ale również na właściwości stwardniałego kompozytu. Stwierdzono, że wzrost smukłości włókien powoduje jednocześnie wzrost wartości cech fizyko-mechanicznych fibrokompozytu (Mohammad Adnan Farooq i Mohammad Shafi Mir 2013, Glinicki i in. 2001). Zwiększenie ilości włókien, przy danej smukłości, nie zawsze powoduje równoczesne zwiększenie wytrzymałości materiału. Na wartość przyrostu lub spadku wytrzymałości duży wpływ ma także stosunek w/c matrycy (rys. 3.3).



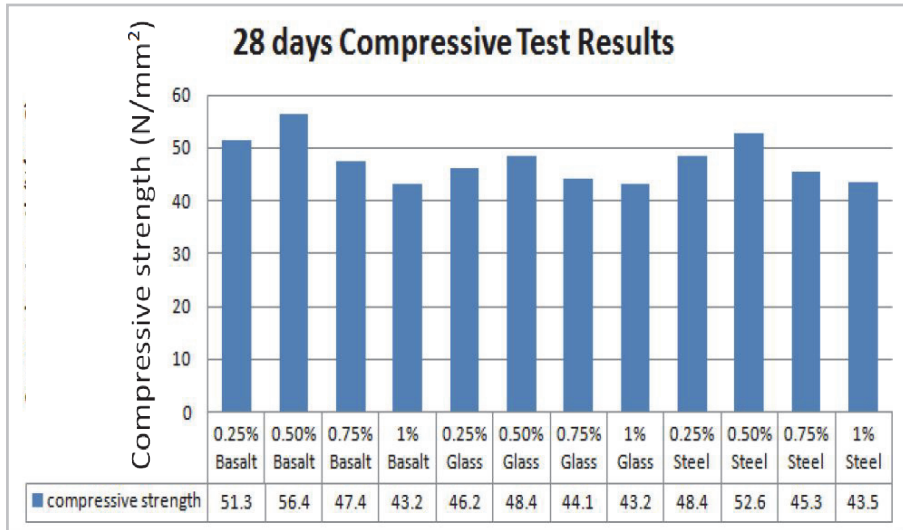
Rys. 3.1. Zależność naprężenie-odkształcenie przy rozciąganiu dla różnych rodzajów włókien (Wu Zhishen i in. 2012)

Fig. 3.1. Stress-strain relation in tension for different types of fibers (Wu Zhishen et al. 2012)

Skuteczność włókien w poprawie właściwości kompozytu zależna jest także od interakcji matrycy i włókna (Yin-Wen Chan 1997), ponieważ tak zwana międzyfazowa strefa przejściowa, tuż przy włóknie, znacząco różni się od pozostałych obszarów matrycy. Z powodu nieefektywnego „upakowania” cząsteczek cementu wokół włókna tworzą się pustki wypełnione wodą. Zatrzymanie wody pod powierzchnią włókna jest efektem wydzielania się mleczka cementowego w procesie wiązania. W rezultacie obszar do ok. 50 μm wokół włókien jest słabszy i bardziej porowaty od pozostałych części matrycy (Bentur i in. 2007). Właściwości tej strefy są przedmiotem osobnych obserwacji i badań kompozytów wzmacnianych włóknami (Li i in. 1997, Yin-Wen Chan 1997). Jako podstawowe interakcje włókna i matrycy wymienia się (Bentur i in. 2007):

- przyczepność fizyczną i chemiczną,
- tarcie,

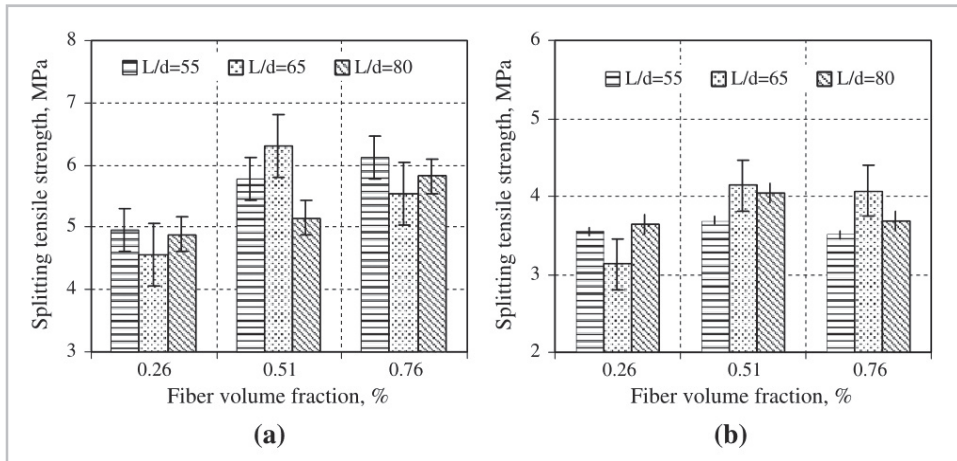
- zakotwienia mechaniczne wywoływane przez odkształcenia na powierzchni włókien lub ogólnie ich geometrię (np. włókna z zakończeniami haczykowatymi, karbowane lub faliste).



Rys. 3.2. Wpływ zawartości i rodzaju użytych włókien na wytrzymałość na ściskanie fibrobetonów (Ranjitsinh i in. 2014)

Fig. 3.2. Influence of the volume content and types of fibers on compressive strength of fiber-reinforced concretes (Ranjitsinh et al. 2014)

Najważniejszym zadaniem technologicznym jest więc dobranie takiego składu fibrokompozytów, który zapewniłby maksymalny wzrost wartości cech fizyko-mechanicznych przy zachowaniu odpowiedniej urabialności, konsystencji oraz optymalnych nakładów kosztów. Tą tematyką zajmuje się wiele ośrodków krajowych i zagranicznych. Przykładem mogą być Instytut Podstawowych Problemów Techniki Polskiej Akademii Nauk, Centrum Badań Betonów CEBET, American Concrete Institute, Concrete Materials Research Institute, Thomas Concrete Group AB Sweden, International Concrete Repair Institute, Japan Concrete Institute, a także wiele uczelni wyższych.



Rys. 3.3. Wpływ zawartości włókien stalowych i ich smukłości na wytrzymałość na rozciąganie przy rozłupywaniu (a. $w/c = 0,45$; b. $w/c = 0,7$) (Koksal 2013)

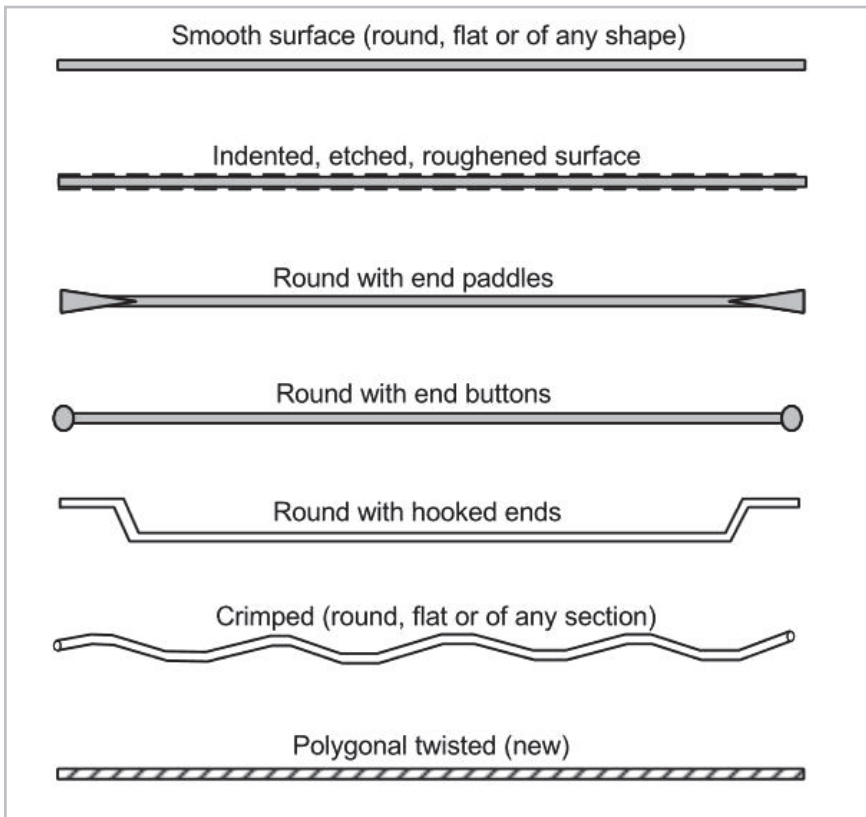
Fig. 3.3. Influence of the volume content of steel fibers and their aspect ratio on splitting tensile strength (a. $w/c = 0.45$; b. $w/c = 0.7$) (Koksal 2013)

Kolejno, geometria włókien, kształt i ich długość, decydują o zakotwieniu w matrycy. Ponieważ włókna w mieszance rozmieszczone są na ogół w sposób nierównomierny i przypadkowy ich geometria powinna zależeć od wymiarów i kształtu wykonywanych elementów. Im krótsze włókna tym łatwiej jest uzyskać jednorodność mieszanki kompozytu i lepszą jej urabialność (Szwabowski 2008). Ilość i kształt włókien w kompozycie odgrywa więc zasadniczą rolę w kształtowaniu jego właściwości (por. rozdz. 4).

Obecnie dostępne są włókna o bardzo zróżnicowanym kształcie, co bezpośrednio przekłada się na ich przyczepność i zakotwienie w matrycy, a także jej właściwości. Najbardziej popularne włókna mają gładką powierzchnię i kołowy przekrój, ale występują także włókna o gładkiej powierzchni, o przekroju kwadratowym, prostokątnym oraz prostokątnym skręcone na swej długości (ACI 544.4R-88 2008). Końcówki włókien mogą być zakończone haczykami, kotwami w postaci kulek, fal lub spłaszczeń (rys. 3.4).

Włókna haczykowate wykazują bardzo dobrą przyczepność do matrycy cementowej, a ich zastosowanie skutkuje także wysoką wytrzymałością betonu na rozciąganie przy zginaniu (Jasiczak i Mikołajczyk

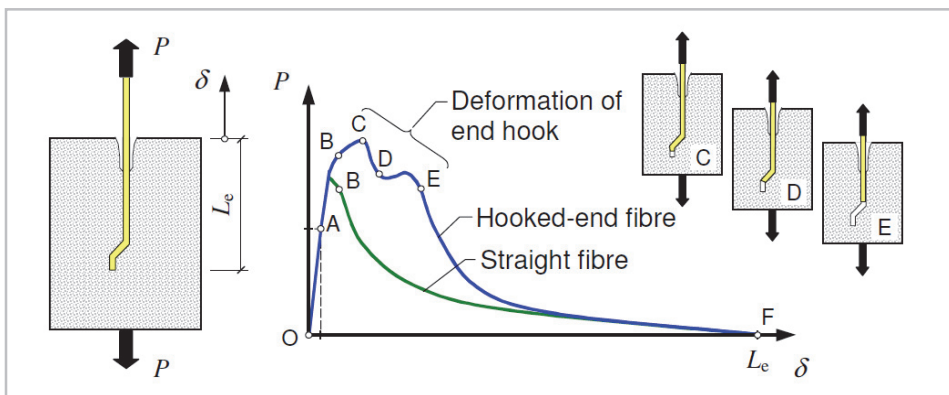
1997, Soulioti i in. 2011). Włókna o gładkiej powierzchni dwukrotnie zwiększają odporność fibrokompozytu na obciążenia dynamiczne w stosunku do betonu bez włókien, natomiast włókna o kształcie haczykowym poprawiają ją w dużo większym stopniu. Największą jednak odporność na obciążenia dynamiczne fibrokompozytu można uzyskać stosując włókna o kształcie spiralnym (Xua i in. 2012). W celu poprawy przyczepności zbrojenia rozproszonego do matrycy produkowane są także włókna karbowane.



Rys. 3.4. Przykładowe kształty włókien stosowanych, jako zbrojenie rozproszone w betonie (Naaman 2003)

Fig. 3.4. Shapes of fibers (examples) used in dispersed reinforcement of concrete (Naaman 2003)

Porównanie zachowania włókien prostych oraz zakończonych haczykami podczas procesu wrywania (*pull-out test*) zobrazowano na rysunku 3.5. Odcinek (OA) charakteryzuje zakres odkształceń sprężystych i przyczepność włókna do matrycy. Na odcinku (AB) w strefie kontaktowej pojawiają się rysy wzdłużne i rozpoczyna się proces odklejania włókna od matrycy, aż w punkcie (B) następuje jego odspojenie. Kolejno w przypadku włókien prostych następuje zmniejszenie siły wrywającej (BF), w wyniku zmniejszania długości zakotwienia włókna. W przypadku włókien haczykowatych może nastąpić wzrost siły wrywającej (BC) spowodowany mechanicznym zakotwieniem włókna. Następnie włókno zaczyna się ślizgać (CD) i stopniowo deformuje się podczas wysuwania z matrycy (DE). Kolejno następuje dalsze wysuwanie i deformacja włókna, aż do pełnego wyprostowania (EF) i jego wyciągnięcie z matrycy (Naaman 2003). Wyraźnie, więc widać, że dzięki ukształtowanym zakończeniom do wyciągnięcia włókna haczykowatego z matrycy potrzebna jest kilkukrotnie większa siła niż do wyciągnięcia włókna prostego. Wartość tej siły uzależniona jest dodatkowo od właściwości materiału, z którego jest wykonane włókno, kąta jego nachylenia względem kierunku działania obciążenia oraz właściwości mechanicznych samej matrycy (Weiler i Grosse 1996), a nawet temperatury. Badania potwierdzają, że w warunkach wysokich temperatur energia potrzebna do wyciągnięcia włókna z matrycy wzrasta wraz z temperaturą (Cailleux i in. 2005).



Rys. 3.5. Zależność napężenie-odkształcenie dla włókien podczas wrywania (Löfgren 2005)

Fig. 3.5. Stress-strain relation for fibers during pulling out (Löfgren 2005)

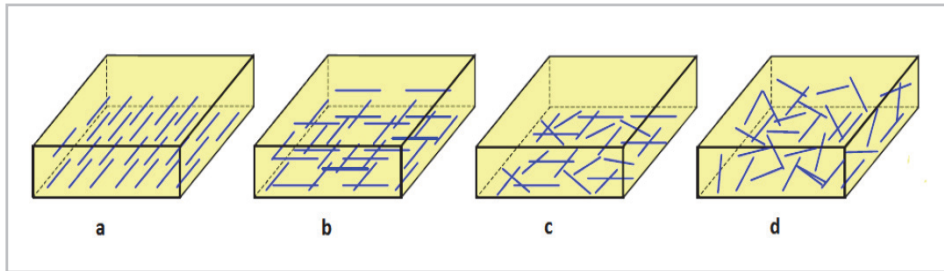
Każdy rodzaj włókien w mieszance kompozytu powinien być rozproszony równomiernie w całej masie. Rozróżnia się cztery typy rozkładu włókien w matrycy (rys. 3.6 (Löfgren 2005)):

1D (a) – układ liniowy: włókna ułożone płasko, jednokierunkowo, równoległe do dowolnie wybranego kierunku,

2D (b) – układ płaski: włókna ułożone płasko, równoległe do dowolnie wybranej płaszczyzny, wielokierunkowo z jednakowym statystycznie prawdopodobieństwem we wszystkich kierunkach równoległych do wybranej płaszczyzny odniesienia,

2D (c) – układ płaski przestrzenny: włókna zorientowane wielokierunkowo,

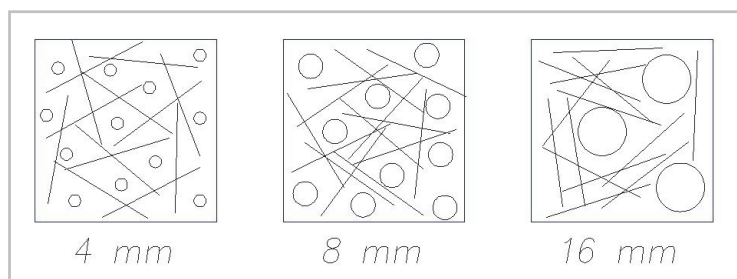
3D (d) – rozkład przestrzenny, włókna zorientowane przestrzennie z jednakowym statystycznie prawdopodobieństwem we wszystkich kierunkach przestrzeni.



Rys. 3.6. Schemat układu włókien w kompozycie (opis w tekście) (Löfgren 2005)

Fig. 3.6. Model of fiber distribution in composite (description in the text) (Löfgren 2005)

W praktyce najczęściej spotykanym rozkładem włókien jest przypadek (d). Układ taki pozwala założyć, że kompozyt ze zbrojeniem rozproszonym jest przestrzennie jednorodnym materiałem o izotropowych właściwościach. Taki rozkład włókien możliwy jest jedynie przy zastosowaniu kruszywa o odpowiednim rozmiarze (kruszywa drobne). Stosowanie grubych kruszyw uniemożliwia równomierny rozkład włókien w mieszance, co przedstawiono na rysunku 3.7 (Jamróży 1985).



Rys. 3.7. Rozkład włókien w zależności od średnicy ziaren kruszywa (Jamroży 1985)

Fig. 3.7. Distribution of fibers depending on the aggregate size (Jamroży 1985)

Odpowiednia wielkość ziaren kruszywa pozwala uzyskać nie tylko równy rozkład włókien, ale jednocześnie korzystnie wpływa na urabialność mieszanki. Najbardziej korzystne rozmieszczenie włókien występuje w kompozytach o uziarnieniu do 5 mm (Johston 2001), co odpowiada drobnokruszywowemu fibrokompozytowi będącego przedmiotem niniejszej pracy (por. rozdz. 4).

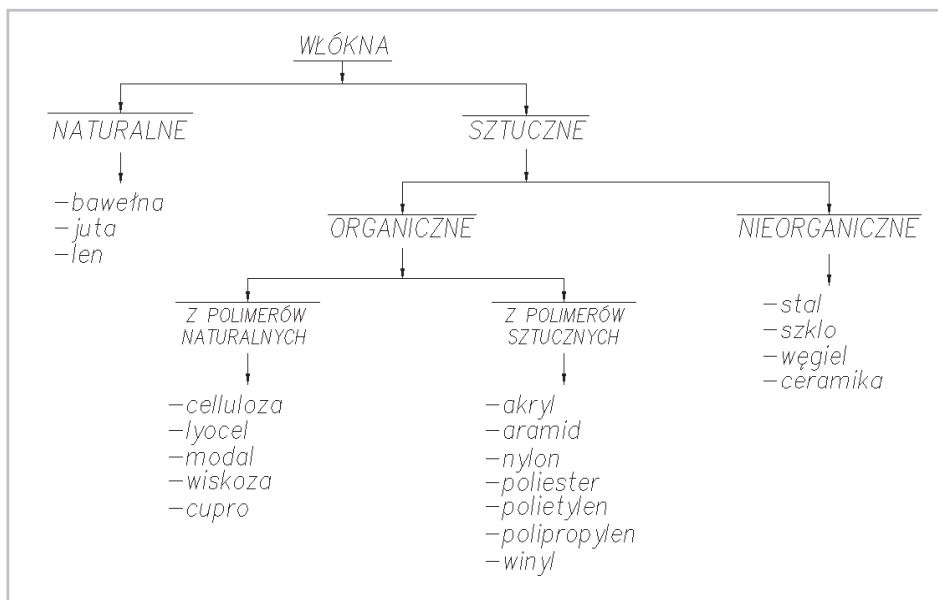
Włókna stosowane do kompozytów cementowych, jako zbrojenie rozproszone, można podzielić w zależności od mikrostruktury na: amorficzne (szklane), monokrystaliczne (metalowe), polikrystaliczne (ceramiczne), wielofazowe (węgliki), makrocząsteczkowe (organiczne). W zależności od materiału, z którego są wytworzone na: naturalne, szklane, stalowe, syntetyczne, węglowe, bazaltowe, mieszane (Karwowska i Łapko 2011, Brandt 2000).

Z geometrycznego punktu widzenia włókna te mogą być sklasyfikowane, jako: makro oraz mikro-włókna. Makrowłóknami nazywamy taki rodzaj włókien, których długość jest większa niż maksymalny wymiar kruszywa (co najmniej o dwa dla kruszywa grubego), a ich średnica przekroju poprzecznego jest znacznie większa od ziaren cementu (mniej niż 50 mikrometrów), natomiast współczynnik kształtu jest mniejszy niż 100. W przypadku mikrowłókien średnica ich przekroju jest tego samego rzędu, jak ziarna cementu, a ich długość jest mniejsza niż maksymalna wielkość kruszywa (Löfgren 2005).

Włókna można opisywać również pod względem ich właściwości fizycznych i chemicznych, takich jak: gęstość, chropowatość powierzchni, trwałość chemiczna, odporność ogniową i palność, a także w zależności od ich właściwości mechanicznych: np. wytrzymałości na rozciągania

nie, modułu sprężystości, sztywności, plastyczności, wydłużenia przy zerwaniu i przyczepności do matrycy.

Ogólną klasyfikacja włókien, w zależności od materiału, z którego są wykonane, zaproponowaną przez BISFA (The International Bureau for Standardization of Man-made Fibres – Międzynarodowe Biuro Standaryzacji Włókien Syntetycznych) przedstawiono na rysunku 3.8 (PN-EN 13263-1:2010).

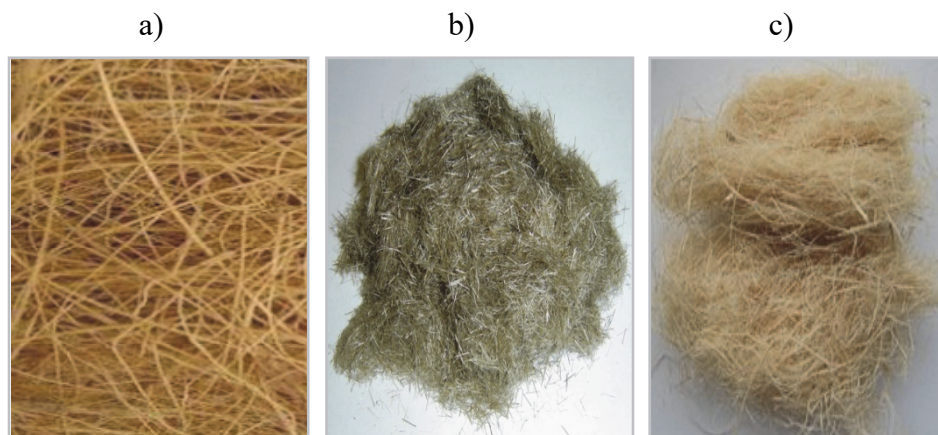


Rys. 3.8. Klasyfikacja włókien zaproponowana przez BISFA (PN-EN 13263-1:2010)

Fig. 3.8. Classification of fibers as proposed by BISFA (PN-EN 13263-1:2010)

Włókna naturalne (NFRC – Natural Fibre Reinforced Concrete) to spośród obecnie stosowanych włókien do wzmocnień betonu najstarszy rodzaj zbrojenia rozproszonego, znany od starożytności. Wyróżnia się trzy podstawowe grupy włókien (rys. 3.9): roślinne (np. bambus, juta, bawełna, len), zwierzęce (np. wełna, włosy, sierść) oraz celulozowe (wiskoza, modal). Włókna naturalne mają różne rozmiary, kształty i właściwości (Majid 2012). W zależności od rodzaju stosowane są, jako: pojedyncze włókna, wiązki, plecionki lub tkaniny zbrojące (Chandramohan i Marimuthu 2011). Włókna te wyróżnia stosunkowo ograniczona trwa-

łość związana z ich podatnością na procesy gnicia oraz zagrzybienie. Podatne są również na zmiany warunków termiczno-wilgotnościowych, które wywołują zmiany ich parametrów geometrycznych. Pomimo dobrych właściwości mechanicznych oraz korzyści ekologicznych, z tych powodów, nie są one powszechnie używane.



Rys. 3.9. Przykładowe włókna naturalne: a) kokosowe (Navya i Venkateswara Rao 2014), b) lniane (<http://www.flaxtechnic.fr>), c) bambusowe (www.btn-europe.com)

Fig. 3.9. Examples of natural fibers: a) coconut fibers (Navya and Venkateswara Rao 2014), b) flax fibers (<http://www.flaxtechnic.fr>), c) bamboo fibers (www.btn-europe.com)

Włókna szklane (GFRC – Glass Fibre Reinforced Concrete) charakteryzują się dobrymi właściwościami fizycznymi. Nie są one jednak odporne na środowisko alkaliczne, jakim jest beton cementowy. Do produkcji włókien najczęściej stosowane jest szkło typu S i E. Szkło typu S z uwagi na niską odporność alkaliczną stosuje się zazwyczaj do wykonywania włókien wzmacniających matryce gipsowe lub polimerowe. Szkło typu E jest bardziej odporne, więc może być stosowane w matrycach cementowych (Brandt 2000). Jednak w takim środowisku należy liczyć się ze spadkiem wytrzymałości na rozciąganie. Aby temu zapobiec powierzchnia włókien pokrywana jest polimerową powłoką ochronną. Często też zmniejsza się zasadowość matrycy przez domieszki w celu wydłużenia zachowania podwyższonych parametrów kompozytu (Brandt 1982). W alkalicznym

środowisku włókna szklane z upływem czasu tracą swoje właściwości. Z tego powodu produkowane są włókna szklane typu AR lub ARG o zwiększonej odporności na korozję, najczęściej ze szkła z dodatkiem tlenku cyrkonu (<http://www.wloknocykrkonowe.pl>, <http://gharpedia.com>). Pojedyncze włókna łączone są w wiązki i wprowadzane do matrycy, jako cięte lub ciągłe bądź w postaci mat czy tkanin (rys. 3.10).



Rys. 3.10. Ogólny widok włókien szklanych typu E firmy Fibre Glast (<http://www.fibreglast.com>)

Fig. 3.10. General view of E-glass fibers produced by Fibre Glast company (<http://www.fibreglast.com>)

Włókna Węglowe (CFRC – Carbon Fibre Reinforced Concrete) są to włókna, które zawierają co najmniej 92% węgla. Dzisiejszy rynek oferuje głównie wysokomodułowe i wysokowytrzymałościowe włókna węglowe, otrzymywane z poliakrylonitrylu PAN oraz niskomodułowe włókna wytwarzane z paku węglowego typu Pitch (Skowroński i Ślosarczyk 2009). Różnica pomiędzy nimi polega na budowie krystalicznej, która kształtowana jest podczas obróbki cieplnej, ewentualnego rozciągania i utleniania (Bentur 2007). Właściwości włókien węglowych mogą więc zmieniać się w szerokim zakresie, w zależności od stopnia zaawansowa-

nia procesu technologicznego. Technologia produkcji włókien karbonizowanych PAN jest dobrze rozwinięta i obecnie stanowi większość produkcji przemysłowej włókien węglowych (rys. 3.11).



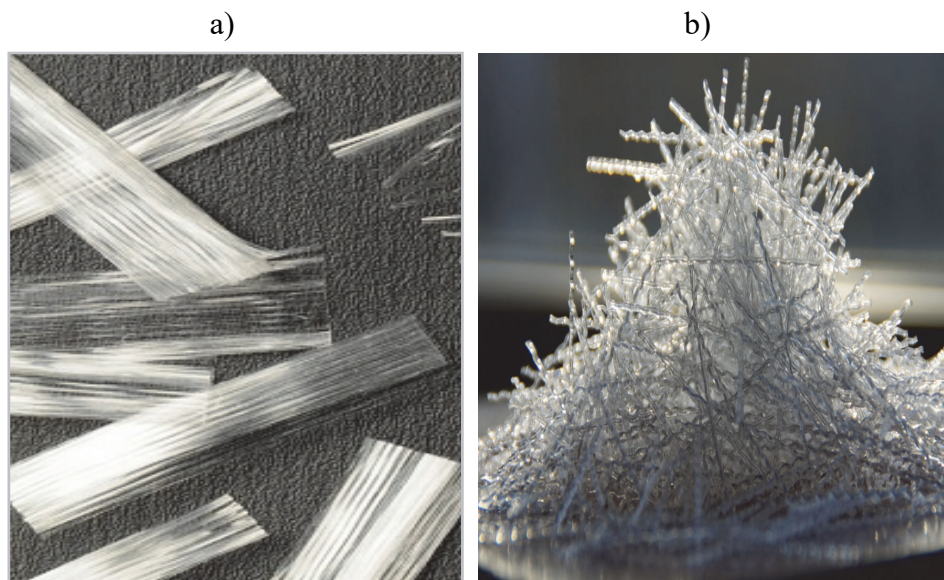
Rys. 3.11. Ogólny widok włókien węglowych typu PAN
(<http://elenterprises.com>)

Fig. 3.11. General view of PAN-based carbon fibers (<http://elenterprises.com>)

Włókna typu Pitch karbonizowane z asfaltów, smół i paków są znacznie tańsze i zaspokajają potrzeby rynków niszowych. Włókna PAN charakteryzują się dużym modułem sprężystości i większą wytrzymałością na rozciąganie niż włókna Pitch. Z uwagi na niższe koszty produkcji włókna Pitch znalazły szersze zastosowanie w wytwarzaniu kompozytów cementowych (Skowroński 2009). Cechami, które wyróżniają włókna węglowe na tle innych są głównie duża odporność chemiczna i termiczna oraz duża wytrzymałość na rozciąganie (Chung 1994).

Włókna Syntetyczne (PFRC – Polymer Fibre Reinforced Concrete) norma PN-EN 14889-2 (PN-EN 14889-2:2007) definiuje, jako włókna polimerowe, proste lub odkształcone fragmenty wytłaczanego i ciętego materiału polimerowego. Wśród stosowanych obecnie włókien syntetycznych (rys. 3.12) istnieje bardzo bogaty asortyment. Dostępne są włókna poliestrowe, polipropylenowe, polietylenowe, nylonowe wyko-

nywane z politereftalanu etylenu, poliakrylonitrylu, aramidowe lub produkowane z ich mieszanin. Właściwości tych włókien są bardzo różnorodne i zmieniają się dość znacznie, w zależności od rodzaju.



Rys. 3.12. Przykładowe włókna syntetyczne stosowane do betonu:

a) polipropylenowe (<http://gharpedia.com>), b) polimerowe (<http://ds.arcelormittal.com>)

Fig. 3.12. Examples of synthetic fibers used in concrete: a) polypropylene fibers (<http://gharpedia.com>), b) polymer fibers (<http://ds.arcelormittal.com>)

Do podstawowych zalet tego rodzaju włókien zaliczyć można wysoką wytrzymałość na rozciąganie przy jednoczesnym niskim ciężarze własnym oraz odporność na chemiczne wpływy otoczenia. Włókna skutecznie powstrzymują rozprzestrzenianie się rys wywoływanych skurczem plastycznym świeżego betonu, a tym samym korzystnie wpływają na jego właściwości. Eliminacja rys skurczowych powoduje poprawę szczelności, ogranicza nasiąkliwość betonu i zwiększa jego trwałość. Kompozyty ze zbrojeniem z włókien syntetycznych wykazują dobrą trwałość przy działaniu zmiennych warunków atmosferycznych. Właściwości te sprawiają, że włókna syntetyczne często stosowane są do wytwarzania elementów zbiorników, studni, rur, ścian oporowych czy elementów narażonych na środki odładzające, jak obrzeża czy krawężniki (Jasiczak i in. 2008, Kar-

wacki 1995). Wadą ich jest słaba przyczepność do betonu i niska ognioodporność. Wszystkie rodzaje włókien syntetycznych charakteryzują się obniżeniem wytrzymałości w temperaturze 70-80°C.

Włókna Bazaltowe (BFRC – Basalt Fibre Reinforced Concrete) otrzymywane są w wyniku przetopienia kruszywa bazaltowego pozyskanego ze złóż (rys. 3.13). Są materiałem całkowicie ekologicznym, podlegającym recyklingowi bez negatywnych skutków dla środowiska naturalnego. Charakteryzują się dużą wytrzymałością mechaniczną i odpornością na korozję (w tym na środowisko kwaśne oraz zasadowe).



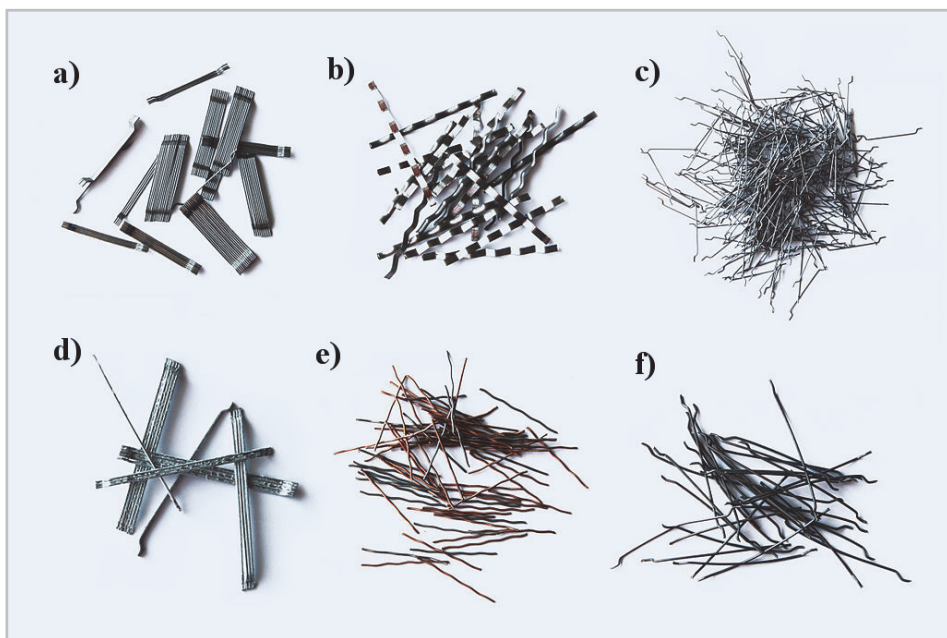
Rys. 3.13. Ogólny widok włókien bazaltowych
(<http://basalt.today/2016/08/6322>)

Fig. 3.13. General view of basalt fibers (<http://basalt.today/2016/08/6322>)

Zaletą włókien bazaltowych jest duża wytrzymałość na rozciąganie i twardość, a w efekcie zwiększona odporność fibrokompozytu na ścieranie i obciążenia dynamiczne (<http://www.texas.edu>, <http://www.monolityczne.com.pl>). Kompozyty zawierające włókna bazaltowe wykazują dużą odporność na zmęczenie i korozję (Wu Zhishen 2012). Powierzchnia włókien jest chropowata i nieregularna, dlatego odznaczają się dużą adhezją mechaniczną i chemiczną w stosunku do betonu. Włókna bazaltowe są lekkie, ich masa jest trzykrotnie mniejsza niż najbardziej popularnych włókien

stalowych. Odporne są na działanie niskich i wysokich temperatur (-26°C do $+75^{\circ}\text{C}$) (Karwowska J., Łapko 2011). Niestety, z uwagi na wysoki koszt włókien, nie są one powszechnie stosowane.

Włókna Stalowe (SFRC – Steel Fibre Reinforced Concrete) stanowią najbardziej popularną grupę zbrojenia rozproszonego, przeznaczonego do stosowania w betonie (rys. 3.14).



Rys. 3.14. Wybrane rodzaje włókien stalowych stosowanych do zbrojenia betonu (<http://pl.wikipedia>); a) b) faliste sklejące, c) d) haczykowane sklejące o różnej długości i średnicy, e) faliste f) haczykowane o różnej długości i średnicy

Fig. 3.14. Selected types of steel fibers used in concrete reinforcement (<http://pl.wikipedia>); a) b) wavy glued, c) d) glued hooked of different length and diameter, e) wavy f) hooked of different length and diameter

Zgodnie z definicją normową PN-EN 14889-1 (PN-EN 14889-1:2007) włókna stalowe to proste lub odkształcone fragmenty drutu stalowego ciągniętego na zimno, proste lub odkształcone włókna cięte z arkusza, włókna uzyskiwane ze stopu bądź skrawane z drutu ciągniętego na zimno oraz włókna walcowane z bloków stalowych.

Norma PN-EN 14889-1 (PN-EN 14889-1:2007) oraz Amerykańskie Stowarzyszenie Badania Materiałów w ASTM A820 (ASTM 820/A 820M – 06) dzielą włókna stalowe na pięć głównych grup w zależności od podstawowego materiału użytego do ich produkcji:

- Grupa I, z drutu ciągnionego na zimno,
- Grupa II, cięte z arkusza,
- Grupa III, ze stopu,
- Grupa IV, skrawane z drutu ciągnionego na zimno,
- Grupa V, skrawane z bloków.

Japońskie Stowarzyszenie Inżynierów Budowlanych (JSCE) klasyfikuje włókna z uwagi na kształt przekroju poprzecznego (Mondo 2011) następująco:

- Typ 1: przekrój kwadratowy,
- Typ 2: przekrój okrągły,
- Typ 3: przekrój sierpowy (crescent).

Włókna wytwarzane są ze stali węglowej lub nierdzewnej. Stal nierdzewna używana jest przede wszystkim do produkcji włókien odpornych na korozję i działanie ognia. Włókna ze stali węglowej nie są odporne na korozję, ale przy dobrze zaprojektowanym i wykonanym kompozycie są znacznie mniej podatne niż zbrojenie konwencjonalne (Balouch i in. 2010, Rivaz 2008). Badania wykazały, że w jednakowych warunkach, w których zbrojenie konwencjonalne ulega korozji, włókna stalowe ulegają jej w znacznie mniejszym stopniu lub pozostają nienaruszone (Nordström 2000).

Zwiększona odporność na korozję włókien stalowych przypisywana jest wielu czynnikom, m.in. (Berrocal i in. 2013, Granju i Balouch 2005):

- wykazywaniu przez kompozyty zbrojone włóknami rys o mniejszej szerokości rozwarcia i rozstawie w porównaniu z betonem zbrojonym konwencjonalnie,
- niewielkiej długości włókien stalowych, która utrudnia powstawanie dużych różnic potencjałów wzdłuż włókien,
- warunkom wykonywania – wokół „pływających” w betonie włókien tworzy się bardzo cienka warstwa bogata w wodorotlenek wapnia stanowiąca stabilną pasywną powłokę, która zapobiega rozwojowi korozji.

Wytrzymałość na rozciąganie włókien stalowych mieści się w zakresie 200-2600 MPa przy module sprężystości równym 200 GPa (por.

tabela 3.1). Dzięki tak dobrym parametrom mechanicznym mogą być one używane w różnorodnych konstrukcjach, takich jak: płyty fundamentowe, stropowe, bunkry, obudowy tuneli, czy posadzki przemysłowe, pracujących w odmiennych warunkach środowiskowych. Mogą być stosowane wraz z alkalicznymi spoiwami cementowymi, jak i ze spoiwami z żywic syntetycznych. W obu przypadkach wykazują dużą przyczepność do spoiwa, którą dodatkowo można podwyższyć przez odpowiednio ukształtowane końce. Dzięki temu, że moduł sprężystości włókien jest znacznie większy niż moduł sprężystości matrycy cementowej korzystnie współpracują z matrycą cementową. Dodatkowo wartości ich współczynnika rozszerzalności cieplnej są do siebie zbliżone, co zapewnia dobrą ich współpracę.

Długość włókien stalowych zazwyczaj wynosi 12,7 do 63,5 mm (Soulioti i in. 2011, Glinicki 2010), ale stosuje się również znacznie krótsze o długości 6 do 12 mm (mikrowłókna) do betonów ultrawysokowartościowych. Średnica włókien najczęściej mieści się w przedziale od 0,45 do 1,0 mm (Soulioti i in. 2011). Determinowana jest ich długością, ponieważ średnica i długość powinny być tak dobrane, aby smukłość włókna tj. stosunek długości do średnicy, wynosiła powyżej 50 (Jasiczak 1997).

Włókna stalowe początkowo stosowane były do kontroli i rozpraszania rys skurczowych, jako zbrojenie strukturalne. Obecnie coraz częściej podejmuje się próby zastąpienia nimi stalowego zbrojenia konwencjonalnego lub jego uzupełnienia (por. rozdz. 6).

Włókna stalowe produkowane są jako pojedyncze, a także w postaci siatek, plecionek, tkanin i mat do zastosowań specjalnych (SIMCON) (Brandt 2000) oraz przez struganie bloków stalowych i rozdrobnione do długości mniejszej niż 12 mm w postaci tzw. wełny stalowej. Mogą być również pozyskiwane bezpośrednio z żeliwa. Takie włókna mają niejednolity przekrój i kształt. Bardzo dobrze sprawdzają się, gdy kompozyt ma wykazywać podwyższoną odporność na ścieranie, rysoodporność czy mrozoodporność (Jamroży i in. 1990).

Włókna stalowe są powszechnie dostępne na rynku i najczęściej stosowane w praktyce inżynierskiej. Ich cena rekompensowana jest podwyższonymi właściwościami mechaniczno-fizycznymi fibrokompozytu.

W tabeli 3.1. zestawiono wybrane właściwości mechaniczne niektórych typów włókien stosowanych, jako zbrojenie rozproszone do kompozytów cementowych.

Tabela 3.1.1. Podstawowe właściwości wybranych włókien stosowanych, jako zbrojenie kompozytów mineralnych
Table 3.1.1. Basic properties of selected fibers used as reinforcement of mineral composites

Grupa	Rodzaj włókna	Średnica [μm]	Wytrzymałość na rozciąganie [MPa]	Moduł sprężystości [GPa]	Gęstość pozorna [g/cm ³]	Wydłużenie przy zerwaniu [%]
Naturalne	Celulozowe	12-125	300-2000	10-50	1,50	20
	Bambusowe	50-400	350-500	33-40	1,50	—
	Jutowe	100-200	250-350	25-32	1,02-1,04	1,5-1,9
	Kokosowe	100-400	120-200	19-25	1,12-1,15	10-25
Szkłane	E-szkło	8-15	2000-4000	72	2,54	3-4,8
	S-szkło	8-15	3400-4800	85-100	2,46	4,5-5,5
	AR-szkło	8-20	1500-3700	80	2,6	2,5-3,6
Stalowe	—	0,45-1,0	200-2600	200	7,84	0,5-5

Tabela 3.1.1. cd.
Table 3.1.1. cont.

Grupa	Rodzaj włókna	Średnica [μm]	Wytrzymałość na rozciąganie [MPa]	Moduł sprężystości [GPa]	Gęstość pozorna [g/cm ³]	Wydłużenie przy zerwaniu [%]
Syntetyczne	Aramidowe	8-12	2300-4800	63-130	1,44	2-4,5
	Nylonowe	23-400	750-1000	4,1-5,2	1,14	16-20
	Polietylenowe	25-1000	80-600	5	0,92-0,96	3-100
	Poliestrowe	10-200	230-1200	10-18	1,34-1,39	10-50
	Polipropylenowe	20-400	300-760	3,5-10	0,9-0,95	15-25
Węglowe	PAN	8-9	2500-4000	230-380	1,6-1,7	0,5-1,5
	Pitch	9-18	500-3100	30-480	1,6	0,5-2,4
Bazaltowe	-	6-22	700-2100	50-90	1,7-3,2	0,5-1,6

Źródło: (Bentur 2007, Ghoraiishi i in. 2011, Glinicki 2010, Karwowska i Łapko 2011, Löfgren 2005, Soulioti i in. 2011, Skowronski i Slosarczyk 2009, Wu Zhishen i in. 2012, Zollo 1997, <http://www.texbas.eu>)

Uwzględniając właściwości mechaniczno-fizyczne włókien stalowych, ich wady i zalety na tle innych włókien, postanowiono użyć je, jako zbrojenie rozproszone w drobnokruszywowym kompozycie wytworzonym z piasków odpadowych.

Literatura

- ACI 544.4R-88, (2008). *Design Considerations for Steel Fiber Reinforced Concrete*. Farmington Hills: American Concrete Institute.
- Altun, F., Haktanir, T., Ari, K. (2007). Effects of steel fiber addition on mechanical properties of concrete and RC beams. *Construction and Building Materials*, 21, 654-661.
- ASTM 820/A 820M – 06, Standard Specification for Steel Fibers for Fiber-Reinforced Concrete.
- Balouch, S.U., Forth, J.P., Granju, J.-L. (2010). Surface corrosion of steel fibre reinforced concrete. *Cement and Concrete Research*, 40(3), 410-414.
- Bentur, A., Diamond, S., Mindess, S. (1985). The microstructure of the steel fibre-cement interface. *Journal of Materials Science*, 20, 3610-3620.
- Bentur, A., Midness, S. (2007). *Fibre reinforced cementitious composites*. 2nd ed. Londyn: Taylor and Francis Group.
- Berrocal, C.G., Lundgren, K., Löfgren, I. (2013). *Influence of steel fibres on corrosion of reinforcement in concrete in chloride*. Environments: a review, in 7th International Conference FIBRE CONCRETE 2013, Prague, Czech Republic.
- Brandt, A. M., Babut, R., Kasperkiewicz, J., Marks, M. (1983). *Wybrane zagadnienia z mechaniki kompozytów*. Wydawnictwo Politechniki Białostockiej.
- Brandt, A.M. (1982). *Wybrane zagadnienia z mechaniki kompozytów*. Białystok: Politechnika Białostocka.
- Brandt, A.M. (2000). *Zastosowanie włókien jako uzbrojenia w elementach betonowych*. Konferencja Beton na progu nowego millennium, Kraków, 443-444.
- Cailleux, E., Cutard, T., Bernhart, G. (2005). Pullout of steel fibres from a refractory castable: experiment and modelling. *Mechanics of Materials*, 37, 427-445.
- Chandramohan, D, Marimuthu, K. (2011). A review on natural fibers. *International Journal of Research and Reviews in Applied Sciences*, 8(2), 94-206.
- Chung, D.D.L. (1994). *Carbon fiber composites*. Newton: Butterworth-Heinemann.

- Ghoraishi, M.S., Zadhoush, A., Ghareh, A. (2011). Effect of Shape and Orientation of Carbon Steel Fiber on the Modulus of Epoxy-Based Composite. *Journal of Applied Polymer Science*, 121, 469-474.
- Glinicki, M.A. (2010). *Beton ze zbrojeniem strukturalnym*. XXV Ogólnopolskie warsztaty pracy projektanta konstrukcji, Szczyrk.
- Glinicki, M.A., Litorowicz, A., Zieliński, M. (2001). *Interpretacja badań odporności fibrobetonów na pękanie przy zginaniu*. Konferencja Naukowa KILiW PAN i KN PZITB, Krynica.
- Granju, J.-L. Balouch, S.U. (2005). Corrosion of steel fibre reinforced concrete from the cracks. *Cement and Concrete Research*, 35(3), 527-577.
<http://basalt.today/2016/08/6322/> (dostęp: sierpień 2016).
<http://ds.arcelormittal.com/wiresolutions/steelfibres/home/language/EN> (dostęp: wrzesień 2016).
<http://elenterprises.com/our-products/> (dostęp: październik 2016).
<http://gharpedia.com/tag/frp/> (dostęp: maj 2016).
http://pl.wikipedia.org/wiki/W%C5%82%C3%B3kna_stalowe_do_zbrojenia_betonu – (dostęp: marzec 2015) (dostęp: luty 2016).
<http://www.btn-europe.com/organic-bamboo-fiber-manufacturing.php> (dostęp: kwiecień 2015).
http://www.fibreglast.com/product/14_Chopped_Graphite_Fibers_571/carbon-fiber-tapes-tow-and-sleeves (dostęp: sierpień 2016).
<http://www.flaxtechnic.fr/en/products/lintax/> (dostęp: czerwiec 2016).
<http://www.monolityczne.com.pl/technologie/wlokna-do-betonu-fiberbet/> (dostęp: kwiecień 2015).
<http://www.texas.eu/inne-bazaltowe.html> (dostęp: kwiecień 2015).
<http://www.wloknocytkonowe.pl/wlokna.html> (dostęp: luty 2015).
- Jamroży, Z. (1985). *Drutobeton*. Kraków: Wydawnictwo Politechniki Krakowskiej im. Tadeusza Kościuszki.
- Jamroży, Z., Sasiadek, S., Śliwiński, J. (1990). *Betony specjalne konstrukcyjne*. Kraków: Politechnika Krakowska.
- Jasiczak, J., Mikołajczyk, P. (1997). *Technologia betonu modyfikowanego domieszkami i dodatkami*. Poznań: Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej.
- Jasiczak, J., Rudnicki, T., Wdowska, A. (2008). *Betony ultrawysokowartościowe: właściwości, technologia, zastosowanie*. Kraków: Stowarzyszenie Producentów Cementów.
- Johston, C.D. (2001). *Fiber-Reinforced Cements and Concretes*. Amsterdam: Gordon and Breach Science Publishers.
- Karwacki, J. (1995). Betony zbrojone włóknami stalowymi i włóknami syntetycznymi. *Inżynieria i Budownictwo*, 2, 80-83.

- Karwowska, J., Łapko, A. (2011). Przydatność stosowania nowoczesnych kompozytów fibrobetonowych w konstrukcjach budowlanych. *Budownictwo i Inżynieria Środowiska*, 2, 41-46.
- Koksal, F., Ilki, A., Tasdemir, M.A. (2013). Optimum mix design of steel-fibre-reinforced concrete plates. *Arabian Journal Science Engineering*, 38, 2971-2983.
- Li, V.C., Stang, H. (1997). Interface Property Characterization and Strengthening Mechanisms in Fiber Reinforced Cement Based Composites. *Advanced Cement Based Materials*, 6, 1-20.
- Löfgren, I. (2005). *Fibre-reinforced Concrete for Industrial Construction – a fracture mechanics approach to material testing and structural analysis*. Göteborg: Charmers Reproservice.
- Maidl, B. R. (1995). *Steel fibre reinforced concrete*. Berlin: Ernst & Sohn.
- Majid, Ali, (2012). Natural fibres as construction materials. *Journal of Civil Engineering and Construction Technology*, 3(3), 80-89.
- Mello, E., Ribellato, C. (2014). Mohamedelhasan E., Improving concrete properties with fibers addition. *International Journal of Civil, Architectural Science and Engineering*, 8(3).
- Mohammad, Adnan, Farooq, Mohammad, Shafi, Mir, (2013). Laboratory Characterization of Steel Fiber Reinforced Concrete for varying Fiber Proportion and Aspect Ratio. *International Journal of Emerging Technology and Advanced Engineering*, 3(2), 75-80.
- Mondo, E. (2011). *Shear Capacity of Steel Fibre Reinforced Concrete Beams Without Conventional Shear Reinforcement*. Stockholm: MoST, Sweden.
- Naaman, A.E. (2003). Engineered Steel Fibers with Optimal Properties for Reinforcement of Cement Composites. *Journal of Advanced Concrete Technology*, 1(3), 241-252.
- Navya, G., Venkateswara, Rao, J. (2014). Experimental Investigation on Properties Concrete Paver Block with the Inclusion of Natural Fibers. *Journal of Engineering Research and Applications*, 4(8), 34-38.
- Niu, D. (2013). Study of the performance of steel fiber reinforced concrete to water and salt freezing condition. *Materials and Design*, 44, 267-273.
- Nordström, E. (2000). *Steel Fibre Corrosion in Cracks. Durability of Sprayed Concrete*. Licentiate thesis Luleå University of Technology.
- Pichór, W., Dyczek, J. (1998). *Przyczepność włókien polimerowych do zaczynu cementowego*. II Konferencja Naukowo-Techniczna Zagadnienia Materiałowe w Inżynierii Lądowej, MATBUD, Kraków.
- PN-EN 13263-1:2010, Pył krzemionkowy do betonu. Część 1. Definicje, wymagania i kryteria zgodności.

- PN-EN 14889-1:2007, Włókna do betonu. Część 1: Włókna stalowe. Definicje, wymagania i zgodność.
- PN-EN 14889-2:2007, Włókna do betonu. Część 2: Włókna polimerowe. Definicje, wymagania i zgodność.
- Ramzi, B., Abdul-Ahad, Omer, Qarani, Aziz (1999). Flexural Strength of reinforced concrete T-beams with steel fibres. *Cement and Concrete composites*, 21, 263-268.
- Ranjitsinh, K. Patil, D.B. Kulkarni, (2014). Comparative study of effect of basalt, glass and steel fiber on compressive and flexural strength of concrete. *International Journal of Research in Engineering and Technology*, 436-438.
- Rivaz, B. (2008). *Steel fiber reinforced concrete (SFRC): The use of SFRC in precast segment for tunnel lining*. World Tunnel Congress – Underground Facilities for Better Environment and Safety. India.
- Skowroński, J.M., Ślosarczyk, A. (2009). Krótkie włókna węglowe otrzymywane z paku węglowego jako mikrobrojenie w kompozytach cementowych. *Przemysł Chemiczny*, 88(7), 823-825.
- Soulioti, D.V, Barkoula, M., Paipetis, A., Matikas, T.E. (2011). Effects of Fibre Geometry and Volume Fraction on the Flexural Behaviour of Steel-Fibre Reinforced Concrete. *An International Journal for Experimental Mechanics*, 47, 535-541.
- Sustersic, J., Mali, E., Urvanic, S. (1991). *Erosion-abrasion resistance of steel fiber-reinforced concrete*. Proceedings of the Second International Conference, 2, 729-43, Montreal.
- Szwabowski, J., Ponikiewicz, T. (2008). Wpływ geometrii włókien stalowych na wybrane charakterystyki fibrobetonów samozagęszczalnych. *Cement-Wapno-Beton*, 13(75), 3-8.
- Weiler, B., Grosse, Ch. (1996). Pullout behaviour of fibers in steel fiber reinforced concrete. *Otto-Graf-Journal*, 7, 116-127.
- Wu, Zhishen, Wang, Xin, Wu, Gang, (2012). *Advancement of structural Safety and Sustainability with Basalt Fiber Reinforced Polymers*. CICE 2012, Rome.
- Xua, Z., Haoa, H., Li, H.N. (2012). Experimental study of dynamic compressive properties of fibre reinforced concrete material with different fibres. *Materials and Design*, 33, 42-55.
- Yin-Wen, Chan, Victor, C. Li, (1997). Effects of transition zone densification on fiber/cement paste bond strength improvement. *Advanced Cement Based Materials*, 5(1), 8-17.
- Zollo, R.F. (1997). Fiber-reinforced Concrete: an Overview after 30 Years of Development. *Cement and Concrete Composites*, 19, 107-122.

4. Wpływ zawartości włókien stalowych na właściwości fibrokompozytów

Modyfikacja betonu zwykłego dodatkiem włókien stalowych powoduje polepszenie właściwości mechaniczno-fizycznych, a zakres ich wartości zależy przede wszystkim od potrzeb i wymagań stawianych projektowanemu materiałowi. Na wartość tych cech wpływ mają: ilość włókien, ich geometria oraz rodzaj materiału, z jakiego są wykonane (por. rozdz. 3).

W tabeli 4.1 przedstawiono efektywność zmian właściwości kompozytów mineralnych ze zbrojeniem rozproszonym w postaci włókien stalowych.

Tabela 4.1. Efektywność zmian właściwości kompozytów mineralnych ze zbrojeniem rozproszonym w postaci włókien stalowych

Table 4.1. Effectiveness of changes in the properties of mineral composites with steel fibers

Właściwość materiału	Kierunek zmiany	Wartość zmiany [%]
Wytrzymałość na ściskanie	spadek/wzrost	(-7)-35
Wytrzymałość na rozciąganie przy rozłupywaniu	wzrost	17-71
Wytrzymałość na rozciąganie	wzrost	15-20
Wytrzymałość na rozciąganie przy zginaniu	wzrost	3-200
Moduł sprężystości przy ściskaniu	spadek/wzrost	(-10)-10
Skurcz	spadek	(-30)-(-20)

Źródło: (Atis i Karahan 2009, El-Baden i Barr 2000, Glinicki 2008, Holschmacher i in. 2010, Katzer 2010, Kim i in. 2012, Yazıcı i in. 2007, Domański i Czkwianianc 2006, Yazıcı i in. 2007)

Ze względów technologicznych zawartość włókien (V_f) w mieszance betonowej powinna zawierać się w ustalonym doświadczalnie przedziale. Zbyt duża ilość włókien powoduje pogarszanie urabialności, szczelności i prowadzi do formowania się tzw. „jeży” – zbitych, splątanych wzajemnie włókien. Niedostateczna ilość włókien nie wywołuje zauważalnego wzrostu właściwości mechaniczno-fizycznych (Jamróży 1985, Yazıcı i in. 2007). Ustalono, że maksymalna zawartość włókien nie powinna przekraczać 3% w stosunku do objętości kompozytu aby nie powodować plątania i zbijania włókien podczas mieszania. Większą tendencję do zbijania się w tzw. „jeże” mają włókna pojedyncze o dużej smukłości. Za dolną granicę zawartości włókien przyjmuje się 0,5% w stosunku do objętości kompozytu. Zawartość włókien poniżej 0,5% nie ujawnia w betonie cech quasi-plastycznych, a tym samym nie ma istotnego wpływu na poprawę wytrzymałości materiału (Jamróży 2000, Domański i Czkwianianc 2006). Zalecaną wg Maidla (Maidl 1995) maksymalną ilość włókien stalowych w zależności od uziarnienia kruszywa podano w tabeli 4.2. Studia literaturowe wykazały ponadto, że powyżej $V_f = 2,5-3\%$ następuje znaczne pogorszenie niektórych właściwości fibrokompozytu (Felekoğlu i in. 2007, Maidl 1995, Teichman i Małasiewicz 2006, Yazıcı i in. 2007).

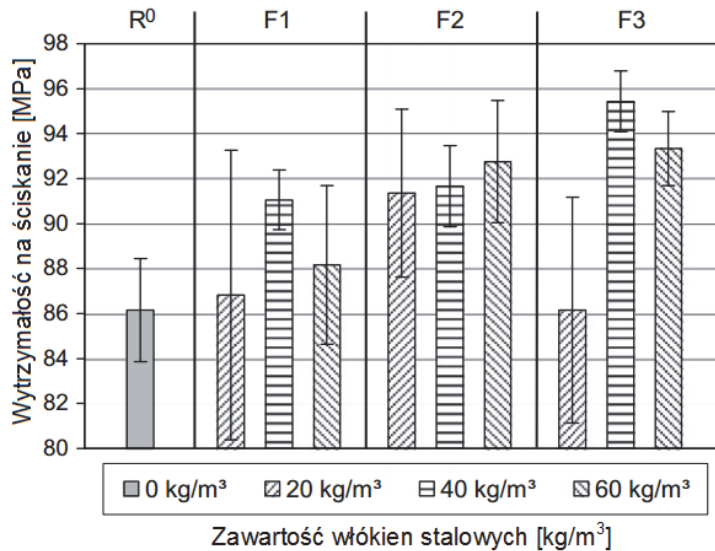
Autorzy cytowanych powyżej publikacji nie są zgodni co do wpływu dodatku włókien stalowych na wzrost wytrzymałości na ściskanie oraz moduł sprężystości przy ścisaniu. Napotkać można zarówno publikacje wykazujące zwiększenie wytrzymałości na ściskanie oraz modułu sprężystości, jak i obniżenie wartości tych cech wraz ze wzrostem zawartości włókien. Na rysunku 4.1 przedstawiono wpływ dodatku włókien stalowych na wytrzymałość na ściskanie kompozytu (Holschemacher i in. 2010), a na rysunku 4.2 na zmienność modułu sprężystości przy ścisaniu (Byung-Wan i in. 2001).

Udokumentowany jest natomiast wpływ dodatku włókien stalowych na wzrost wytrzymałości na rozciąganie przy rozłupywaniu fibrokompozytu (rys. 4.3). Kompozyt z dodatkiem włókien stalowych (rys. 4.4; R1 – beton zwykły, PPRFC – kompozyt z dodatkiem włókien polipropylenowych, PYRFC – kompozyt z dodatkiem włókien poliestrowych, SFRC – kompozyt z dodatkiem włókien stalowych) charakteryzuje się największą odpornością na ścieranie w stosunku do betonu zwykłego oraz kompozytów zawierających włókna syntetyczne (Bołat i in. 2014).

Tabela 4.2. Maksymalna zawartość włókien stalowych w zależności od uziarnienia kruszywa (Maidl 1995)

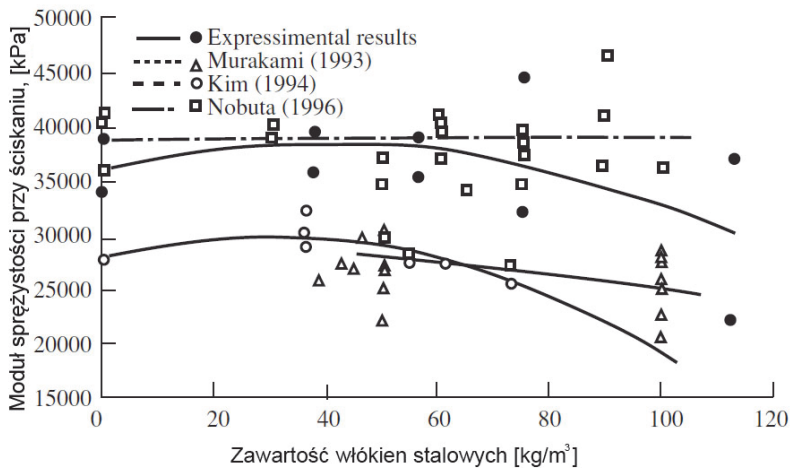
Table 4.2. Maximum content of steel fibers depending on the grain size of the aggregate (Maidl 1995)

Uziarnienie kruszywa [mm]	Maksymalna zalecana zawartość włókien, V_f [kg/m ³]					
	$l/d = 100$ włókna $l = 60, d = 0,60$		$l/d = 75$ włókna $l = 60, d = 0,80$		$l/d = 60$ włókna $l = 60, d = 1,00$	
	Przy wylewaniu	Przy pompowaniu	Przy wylewaniu	Przy pompowaniu	Przy wylewaniu	Przy pompowaniu
4	120	90	125	95	160	120
8	95	70	100	75	125	95
16	65	50	70	55	85	65
32	40	30	40	30	50	40



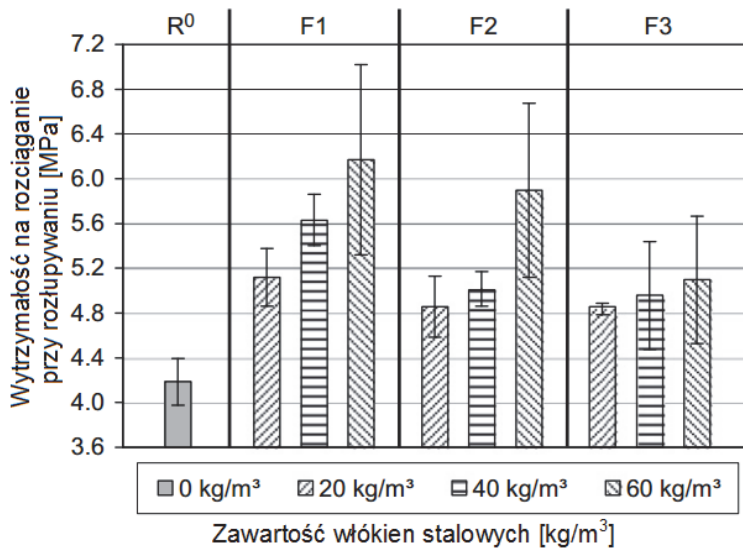
Rys. 4.1. Wpływ zawartości włókien stalowych na wytrzymałość na ściskanie fibrokompozytów (Holschemacher i in. 2010)

Fig. 4.1. Influence of volume content of steel fibers on compressive strength of fiber-reinforced composite (Holschemacher et al. 2010)



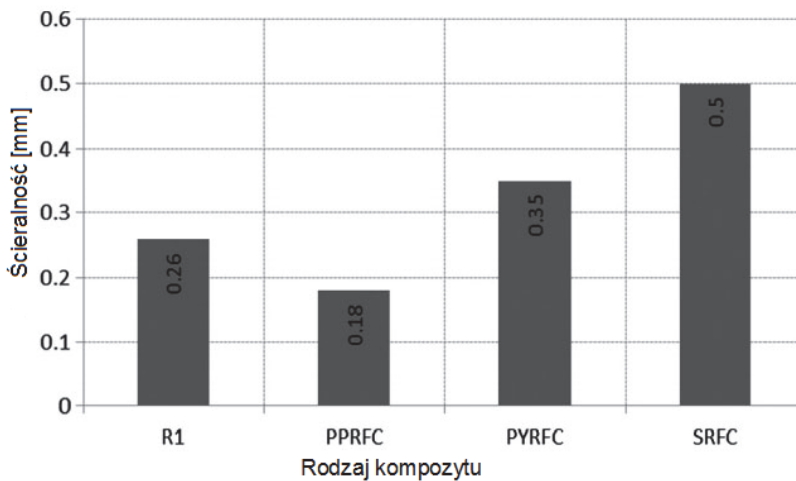
Rys. 4.2. Wpływ zawartości włókien stalowych na moduł sprężystości przy ściskaniu fibrokompozytów (Byung-Wan i in. 2001)

Fig. 4.2. Influence of volume content of steel fibers on modulus of elasticity in compression of fiber-reinforced composite (Byung-Wan et al. 2001)



Rys. 4.3. Wpływ zawartości włókien stalowych na wytrzymałość fibrokompozytów na rozciąganie przy rozłupywaniu (Holschemacher i in. 2010)

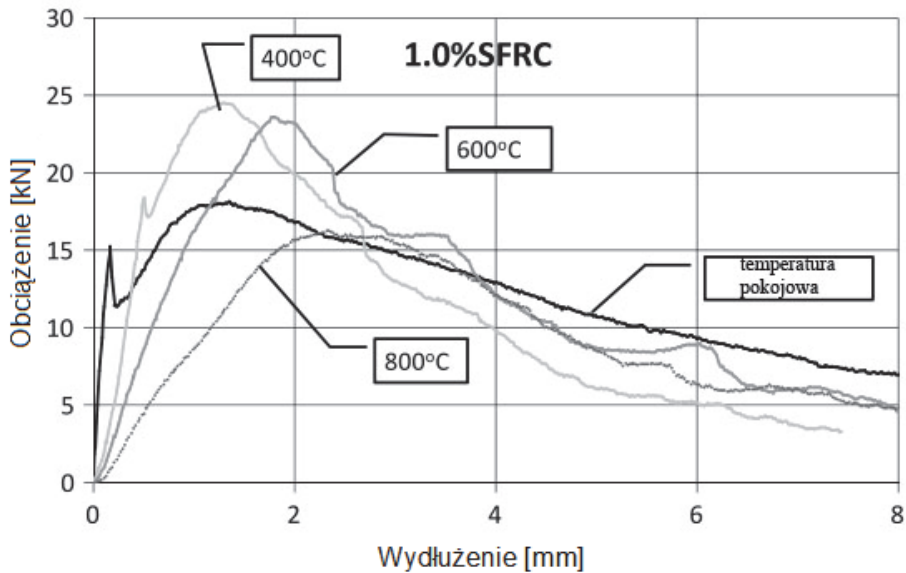
Fig. 4.3. Influence of volume content of steel fibers on splitting tensile strength of fiber-reinforced composite (Holschemacher et al. 2010)



Rys. 4.4. Wpływ włókien stalowych na odporność fibrokompozytów na ścieranie; opis w tekście (Bolát i in. 2014)

Fig. 4.4. Influence of steel fibers on abrasion resistance of fiber-reinforced composite; description in the text (Bolát et al. 2014)

Analiza wpływu temperatury na właściwości fibrokompozytów wykazała, że temperatura do 800°C nie wpływa znacząco na nośność elementów konstrukcji wykonanych z tych materiałów. Na rysunku 4.5 przedstawiono wpływ temperatury na nośność belek wykonanych z betonu o 1% zawartości włókien stalowych.



Rys. 4.5. Wpływ wysokich temperatur na nośność belek wykonanych z fibrokompozytu 1%SFRC (Sukontasukkul i in. 2010)

Fig. 4.5. Influence of high temperature on load bearing capacity of beams made from fiber-reinforced composite 1%SFRC (Sukontasukkul et al. 2010)

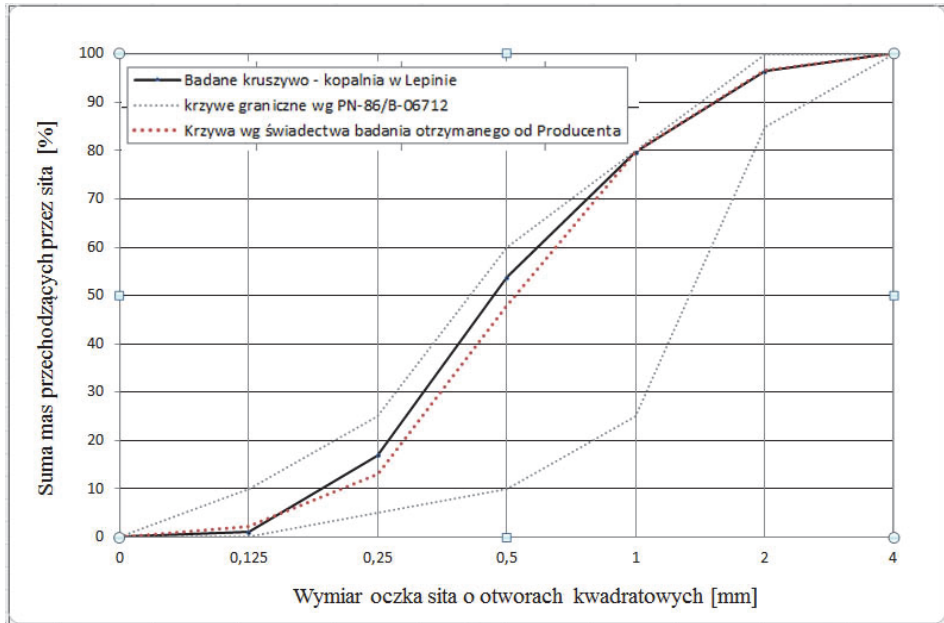
Badania elementów wykonanych z fibrokompozytów w warunkach skręcania wykazały, że włókna rozproszone przyczyniają się do zwiększenia odporności na zarysowania w pierwszej fazie obciążenia (Rao i Rama 2005). Na podstawie badań w warunkach ścinania stwierdzono, że maksymalna zawartość włókien pod względem odporności na siły ścinające wynosi 1,5% (Kim i in. 2012). Wraz ze wzrostem zawartości włókien obserwuje się zmniejszenie pełzania fibrokompozytów, jednak włókna o stosunku długości do średnicy poniżej 50 przejawiają niewielki wpływ na pełzanie takich elementów (Zhang 2003).

Na podstawie przeprowadzonych studiów literaturowych oraz doświadczeń własnych Autorki i zespołu, omówionych w niniejszym rozdziale, wyznaczono maksymalną zawartość włókien stalowych dla drobnokruszywowego fibrokompozytu wytworzonego przy użyciu piasków odpadowych (rozdz. 4.3).

4.1. Skład drobnokruszywowego fibrokompozytu wytworzonego z piasków odpadowych

Kompozyty cementowe na bazie kruszywa drobnoziarnistego wytwarzane są przede wszystkim z udziałem cementów portlandzkich (klasycznych i z dodatkami). Maksymalna zalecana ilość cementu, jaka powinna być użyta w mieszance kompozytu drobnokruszywowego wynosi 500 kg/m^3 , natomiast minimalna 300 kg/m^3 (Świadectwo ITB 466/83). Przestrzegając powyższych zaleceń, przyjęto zawartość cementu w drobnokruszywowym fibrokompozycie równą 420 kg/m^3 . Zastosowano cement portlandzki szybkotwardniejący CEMIII 42,5R A-V zawierający popioły lotne. Badania wykazały, że popiół lotny korzystnie wpływa na właściwości mieszanek betonowych (Ahmaruzzaman 2010, Śliwiński i in. 2008).

Ponadto użyto kruszywa drobnego (piasku płukanego) pochodzenia polodowcowego z kopalni surowców mineralnych regionu Pomorza Zachodniego. Piasek płukany jest produktem odpadowym procesu hydroklasyfikacji w trakcie pozyskiwania kruszyw grubych z pospółki (por. rozdz. 2). Dzięki procesowi hydroklasyfikacji usunięte zostały zanieczyszczenia ilasto-gliniaste w postaci mułków oraz pyłów (Grzelak 1973, Marcinkowski i in. 1978), co przyczyniło się do poprawienia jakości tego surowca. Skład granulometryczny stosu okruszowego kruszywa jest ważnym czynnikiem wpływającym na jakość materiału. Frakcje 0,125-2 mm mają istotny wpływ na jego wytrzymałość (Petrażycki 1977). Użyte kruszywo (tabela 4.3) pochodzące z piasków odpadowych odznaczało się stabilnością cech fizycznych, jednorodnością uziarnienia i ciągłością krzywej uziarnienia (rys. 4.6). W skład stosu ziarnowego wchodziło kruszywo o frakcji 0-2 mm z ilością nadziarna (frakcja 2-8 mm) równą 4,3%.



Rys. 4.6. Krzywa uziarnienia kruszywa użytego do wykonania drobnokruszywowego fibrokompozytu (Głodkowska i Laskowska-Bury 2014b)
Fig. 4.6. Grading curve of the aggregate used to produce waste sand fiber composite (Głodkowska and Laskowska-Bury 2014b)

Tabela 4.3. Wybrane cechy kruszywa zastosowanego do wykonania drobnokruszywowego fibrokompozytu (Kobaka 2014, Głodkowska i Laskowska-Bury 2016)

Table 4.3. Selected properties of the aggregate used to produce waste sand fiber composite (Kobaka 2014, Głodkowska and Laskowska-Bury 2016)

Cecha	Jednostka	Wartość
Zawartość pyłów mineralnych, Z_p	%	1,3
Gęstość ziarn, ρ_g	kg/m ³	2650
Gęstość nasypowa w stanie luźnym, ρ_0	kg/m ³	1604
Gęstość nasypowa w stanie zagęszczonym ρ_z	kg/m ³	1806
Jamistość w stanie luźnym, v_0	%	39,5
Jamistość w stanie zagęszczonym, v_z	%	31,8

Do wykonania drobnokruszywowego fibrokompozytu użyto wody zarobowej spełniającej wymagania zgodne z PN-EN z roku 2004 (PN-EN 1008:2004). W celu poprawy urabialności oraz obniżenia zawartości wody w mieszance (Spiratos i in. 2006) zastosowano superplastyfikator Betocrete 406 (FM) zawierający pucolanę. Skład matrycy kompozytu został zmodyfikowany przez dodanie pyłu krzemionkowego w ilości 5% w stosunku do masy cementu. Pył krzemionkowy użyto, ponieważ korzystnie wpływa na niektóre właściwości kompozytów z dodatkiem włókien. Określenie „matryca” rozumiane jest tutaj, jako mieszanina składników kompozytu: cementu, piasku, pyłów krzemionkowych oraz wody i superplastyfikatora, nie zawierająca włókien stalowych. Zastosowanie plastyfikatora oraz dodatku pyłu krzemionkowego pozwoliło na uzyskanie stosunku $w/c = 0,38$.

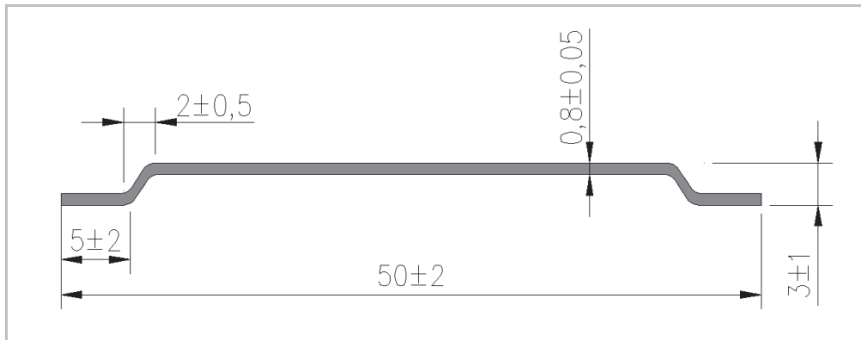
W fibrokompozycie zastosowano włókna stalowe (rys. 4.7) o długości 50 mm i średnicy 0,8 mm, posiadające Aprobatę Techniczną ITB (Aprobata AT-15-2095/1999) zgodne z normą PN-EN 14889-1:2007. Włókna stalowe charakteryzowały się prostym kształtem o haczykowanym zakończeniu, ułatwiającym przyczepność do matrycy (Brandt i in. 1995) (rys. 4.8), posiadają gładką powierzchnię i kołowy przekrój (tabela 4.4).



Rys. 4.7. Widok ogólny włókien stalowych

Fig. 4.7. General view of steel fibers

Smukłość włókien wynosi $\lambda = 62,5$, więc spełniają one wymagania podane w literaturze o konieczności smukłości włókien powyżej 50 (Jasiczak i in. 1997). W badaniach własnych przyjęto następujące zawartości włókien stalowych w kompozycie: $V_f = 0\%$, $0,5\%$, 1% , $1,5\%$, 2% , $2,5\%$ (objętość włókien w stosunku do objętości kompozytu).



Rys. 4.8. Geometria użytych włókien stalowych

Fig. 4.8. Geometry of steel fibers used in the research

Tabela 4.4. Charakterystyka techniczna włókien stalowych użytych w badaniach (Deklaracja Własności Użytkowych 2/2013/E)

Table 4.4. Technical characteristics of steel fibers used in research (Declaration of Operational Property 2/2013/E)

Cecha	Wartość
Grupa konstrukcyjna [-]	I
Wytrzymałość na rozciąganie [MPa]	1200
Moduł Younga [N/mm^2]	210000
Kształt włókien: haczykowane	–
Konsystencja (Ve-Be) przy zawartości włókien $12-14 \text{ kg}/\text{m}^3$ [s]	4
Wpływ na wytrzymałość betonu ($12-14 \text{ kg}/\text{m}^3$) przy $CMOD^* = 0,5 \text{ mm}$ [MPa]	1,5
Wpływ na wytrzymałość betonu ($12-14 \text{ kg}/\text{m}^3$) przy $CMOD^* = 3,5 \text{ mm}$ [MPa]	1,0

* – rozwarcie naciętej szczeliny wg metody przedstawionej w PN-EN 14651

Projektowanie składu kompozytu powinno odpowiadać dwóm podstawowym aspektom: technicznemu, czyli takiemu doborowi składników, by materiał odpowiadał założonym warunkom wytrzymałości, urabialności, konsystencji, trwałości i in., oraz ekonomicznemu określanemu, jako spełnienie powyższych założeń przy minimalnych kosztach (Kuczyński 1956). Projektowanie składu matrycy kompozytu (Głodkowska i in. 2013, Kobaka 2014) przeprowadzono przy użyciu metody obliczeniowo-doświadczalnej opracowanej przez Politechnikę Łódzką (Dondalewski 2008, Praca zbiorowa 1981).

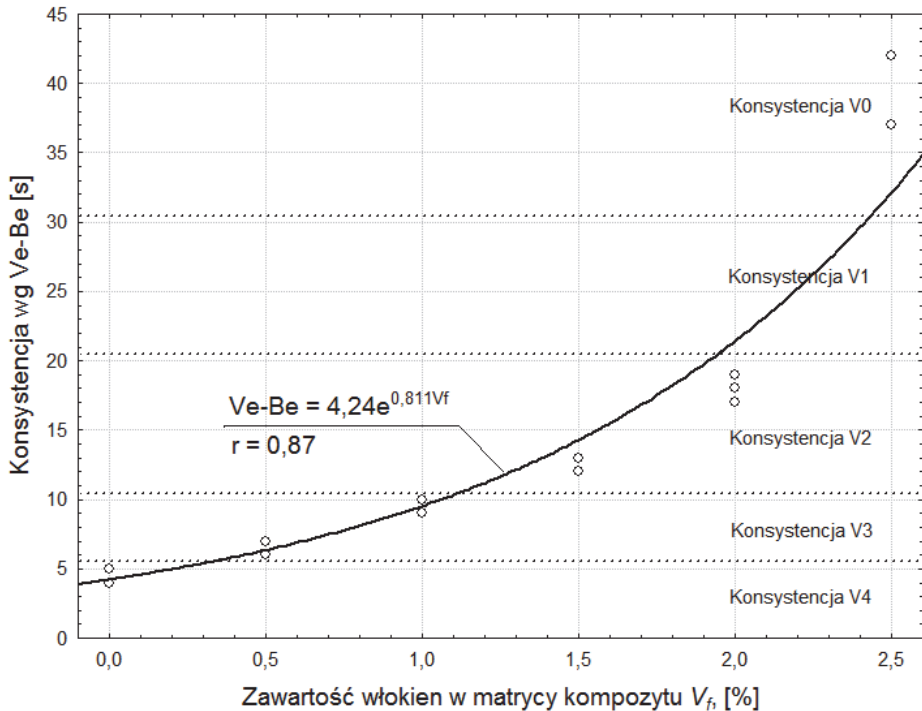
Skład mieszanki kompozytu drobnokruszywowego na bazie piasków odpadowych przedstawiono w tabeli 4.5.

Tabela 4.5. Ostateczny skład 1 m³ matrycy kompozytu o konsystencji Ve-Be 5s (Głodkowska i in. 2013)

Table 4.5. The final composition of 1 m³ composite matrix with the consistency Ve-Be 5s (Głodkowska i.in 2013)

Składnik matrycy kompozytu	Ilość
Superplastyfikator [kg]	16,8
Woda [dm ³ /m ³]	160
Cement [kg/m ³]	420
Piasek płukany [kg/m ³]	1570
Pyły krzemionkowe [kg/m ³]	21

Po ustaleniu składu matrycy drobnokruszywowego kompozytu, matrycę kompozytu modyfikowano przez dodatek włókien stalowych o zawartości objętościowej V_f równej 0, 0,5, 1,0, 1,5, 2,0 i 2,5%. Włókna stalowe dodawano rozprowadzając je stopniowo w trakcie mieszania, aby uniknąć efektu ich miejscowej koncentracji (ang. *balling*). Uzyskano konsystencję matrycy kompozytu V4 wg normy PN-EN 206-1:2003. Włókna stalowe dodane do matrycy powodowały zmianę konsystencji mieszanki (rys. 4.9). Górną granicą zawartości włókien stalowych dla zaprojektowanej matrycy drobnokruszywowego kompozytu na bazie piasków odpadowych jest 2,5%. Powyżej tej ilości włókien urabialność mieszanki znacznie się zmniejsza. Powoduje to trudności z właściwym zawibrowaniem mieszanki i układaniem jej w formach.



Rys. 4.9. Wykres konsystencji drobnokruszywowego kompozytu z włóknami rozproszonymi wg metody Ve-Be, w zależności od zawartości włókien V_f (Głodkowska i Laskowska-Bury 2014a)

Fig. 4.9. Consistency chart of waste sand composite with fibers according to Ve-Be method, depending on the volume content of fibers V_f (Głodkowska and Laskowska-Bury 2014a)

4.2. Wybrane właściwości drobnokruszywowego fibrokompozytu

Dla drobnokruszywowego kompozytu z włóknami stalowymi, wytworzonego przy użyciu piasków odpadowych określono podstawowe właściwości mechaniczno-fizyczne. Wpływ zawartości włókien stalowych na właściwości kompozytu określono metodami niszczącymi i nieniszczącymi. Przy szerokim spektrum zastosowań fibrokompozytów odczuwa się brak szybkiej, bezinwazyjnej i skutecznej metody oceny jego właściwości po wbudowaniu w konstrukcję. Ponadto stosowane metody oceny jego właściwości na normatywnych próbkach nie pozwalają na dokładną ocenę rozkładu wartości jego cech w elementach i konstrukcji. Zaproponowano więc sposób oznaczania właściwości fibrokompozytu

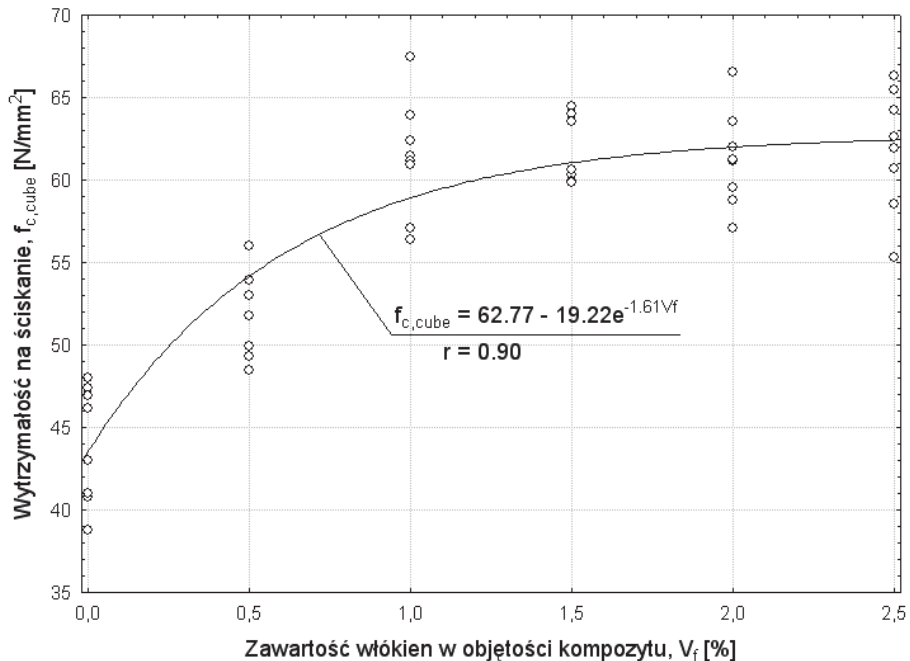
metodami nieniszczącymi: ultradźwiękową oraz indukcji elektromagnetycznej (Głodkowska i Kobaka 2013b, Głodkowska i Kobaka 2017a). Ustalono zależności, w których zmiennymi niezależnymi są natężenie indukowanego prądu oraz prędkość propagacji fali ultradźwiękowej. Zmienną zależną jest właściwość fibrokompozytu. Pierwsza z metod wykorzystuje indukcję elektromagnetyczną w celu oszacowania stopnia „nasylenia” kompozytu zbrojeniem rozproszonym. Druga metoda opiera się na ustaleniu prędkości propagacji fali ultradźwiękowej w przestrzeni kompozytu. Prędkość propagacji fali ultradźwiękowej zależna jest od właściwości matrycy, z której wykonany jest kompozyt. Ustalono korelacje wyników badań przeprowadzonych wymienionymi metodami nieniszczącymi z właściwościami kompozytu uzyskanymi na drodze badań niszczących i reologicznych.

Wyniki badań przedstawione w tym rozdziale wraz z ich analizą szeroko omówiono, między innymi, w pracach (Głodkowska i Kobaka 2012, Głodkowska i Kobaka 2013b, Głodkowska i Kobaka 2013a, Głodkowska i in. 2013, Głodkowska i Laskowska-Bury 2014a, Kobaka 2014, Głodkowska i Laskowska-Bury 2015, Głodkowska i Laskowska-Bury 2016, Głodkowska i Kobaka 2017). Prace te stanowiły podstawę do opracowania modeli drobnokruszywowego fibrokompozytu wytworzonego z piasków odpadowych (por. rozdz. 5.0), poprzez sformułowanie zależności opisujących właściwości mechaniczno-fizyczne takiego kompozytu oraz opis rozkładu włókien stalowych w jego przestrzeni, w zależności od warunków technologicznych.

4.2.1. Wytrzymałość na ściskanie i zależność naprężenie-odkształcenie przy ścisłaniu

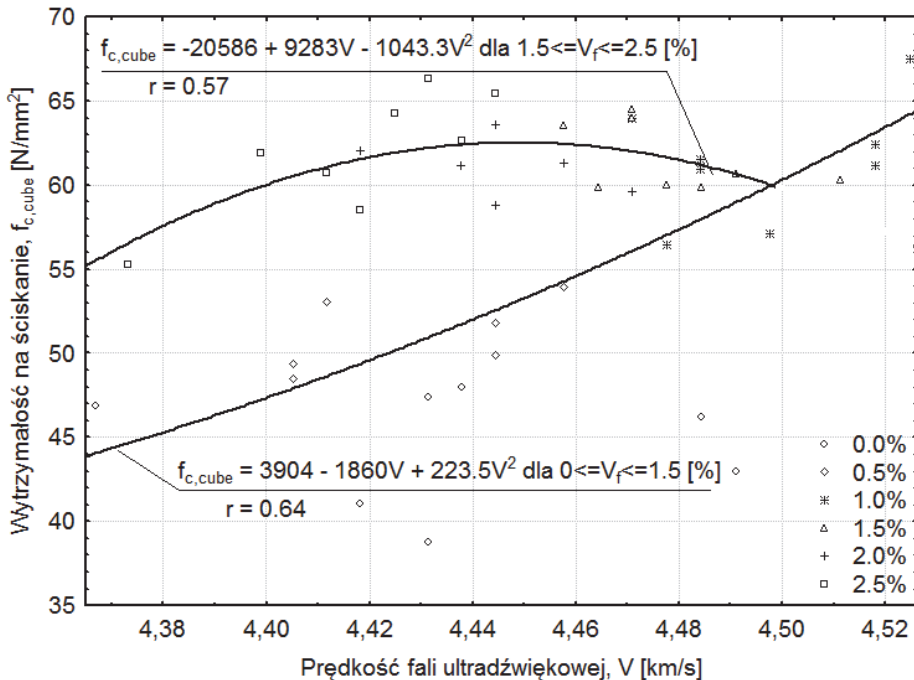
Dodatek włókien stalowych (rys. 4.10) do zawartości około $V_f = 1\%$ efektywnie zwiększa wytrzymałość na ściskanie ($f_{c,cube}$) drobnokruszywowego fibrokompozytu (Głodkowska i Kobaka 2013a, Kobaka 2014). Powyżej tego poziomu nie następuje już istotny przyrost tej cechy. Wartości wskaźnika zmienności wytrzymałości zawierają się w przedziale od 8% dla materiału bez włókien do 3% przy zawartości włókien 1,5% i wskazują na dobrą jakość drobnokruszywowego fibrokompozytu na bazie piasków odpadowych. Stwierdzono ponadto, że kompozyt nie zawierający włókien charakteryzuje się wytrzymałością na ściskanie o 26% mniejszą niż zawierający dodatek włókien stalowych

o objętości 1%. Wytrzymałość $f_{c,cube}$ fibrokompozytu zawierającego 2,5% włókien jest większa tylko o 6% w stosunku do materiału zawierającego 1% włókien. Niewielki wzrost wytrzymałości na ściskanie materiału powyżej 1% włókien stwierdzili również inni autorzy (Olivito i Zuccarello 2010). Wysoka cena fibrokompozytu zawierającego dużą ilość włókien stalowych oraz trudności wykonania elementów związane z pogorszoną urabialnością mieszanek sprawiają, że takie materiały są nieopłacalne. W takich przypadkach włókna zwykle zwiększają wytrzymałość na ściskanie fibrokompozytów w przedziale od kilku do ponad dwudziestu procent. Dla przykładu, wykazano wzrost wytrzymałości na ściskanie fibrokompozytu o: 4-19% dla zawartości włókien $V_f = 1,5\%$ (Yazici i in. 2007)), 24% dla zawartości włókien $V_f = 0,6\%$ (Wang i in. 2010), 17% dla zawartości włókien ($f_{c,cube} = 1,5\%$) (Prashant i Pawade 2010), 10% dla $V_f = 1,5\%$ (Atis i Karahan 2009).



Rys. 4.10. Zależność wytrzymałości na ściskanie drobnokruszywowego fibrokompozytu od zawartości włókien stalowych (Głodkowska i Kobaka 2013a)
Fig. 4.10. Relation between compressive strength of waste sand fiber composite and volume content of steel fibers (Głodkowska i Kobaka 2013a)

Badania prędkości propagacji fali ultradźwiękowej wykazały, że w przedziale zawartości włókien od 0% do 1,5% prędkość fali ultradźwiękowej zwiększa się wraz z ich zawartością (rys. 4.11). Zwiększa się także wytrzymałość na ściskanie badanego kompozytu. W przedziale od 1,5% do 2,0% zawartości włókien prędkość fali ultradźwiękowej zmniejsza się, natomiast wytrzymałość na ściskanie ($f_{c,cube}$) nieznacznie wzrasta. Wraz z dalszym wzrostem zawartości włókien nie odnotowano już przyrostów wytrzymałości. Powyżej 2% dodatku włókien stalowych obserwuje się dalsze obniżenie prędkości fali ultradźwiękowej.



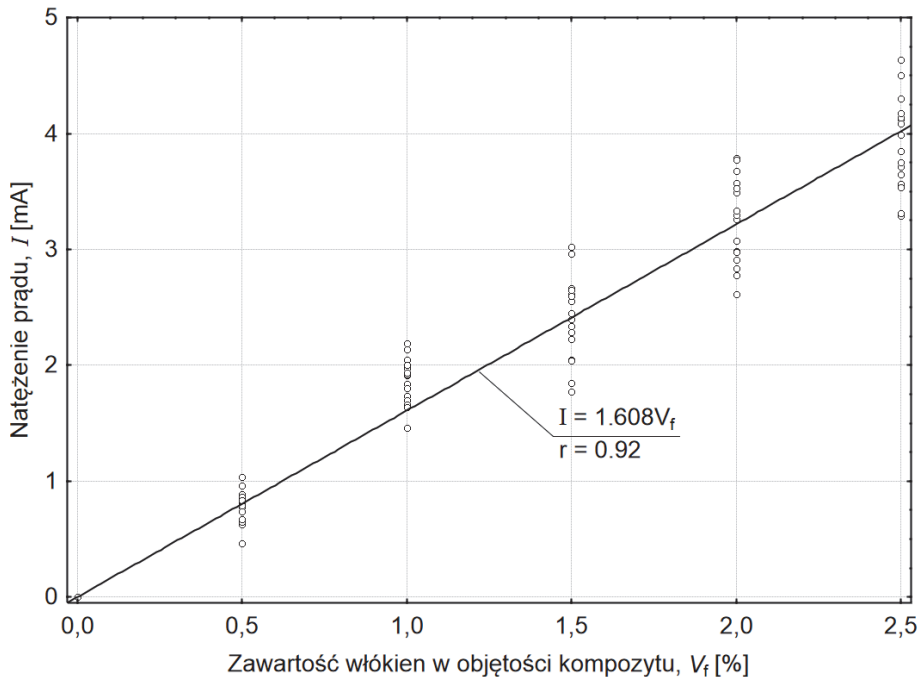
Rys. 4.11. Korelacja wytrzymałości na ściskanie drobnokruszywowego fibrokompozytu i prędkości fali ultradźwiękowej (Głodkowska i Kobaka 2013b)

Fig. 4.11. Correlation between compressive strength of waste sand fiber composite and velocity of ultrasonic wave (Głodkowska i Kobaka 2013b)

Do opisu korelacji wytrzymałości $f_{c,cube}$ i prędkości fali ultradźwiękowej (V) użyto dwóch krzywych (rys. 4.11), co umożliwiło opis zmniejszenia prędkości fali ultradźwiękowej w kompozycie po przekroczeniu 1,5% włókien stalowych. Zmniejszenie prędkości fali ultradźwię-

kowej należy połączyć z zaburzeniem ciągłości struktury związanym z napowietrzeniem mieszanki (Yazıcı i in. 2007). Porowatość wpływa na zmniejszenie przyrostu wytrzymałości na ściskanie, ponieważ struktura kompozytu jest bardziej „jamista”. Przy zawartościach włókien do 0,8% nie obserwuje się wzrostu zawartości powietrza w mieszance (Domański i Czkwianianc 2006). Duża zawartość włókien wpływa także na gorszą urabialność fibrokompozytu (Uygunoglu 2011).

Zależność natężenie indukowanego prądu (I) od zawartości włókien (V_f) jest liniowa (rys. 4.12).

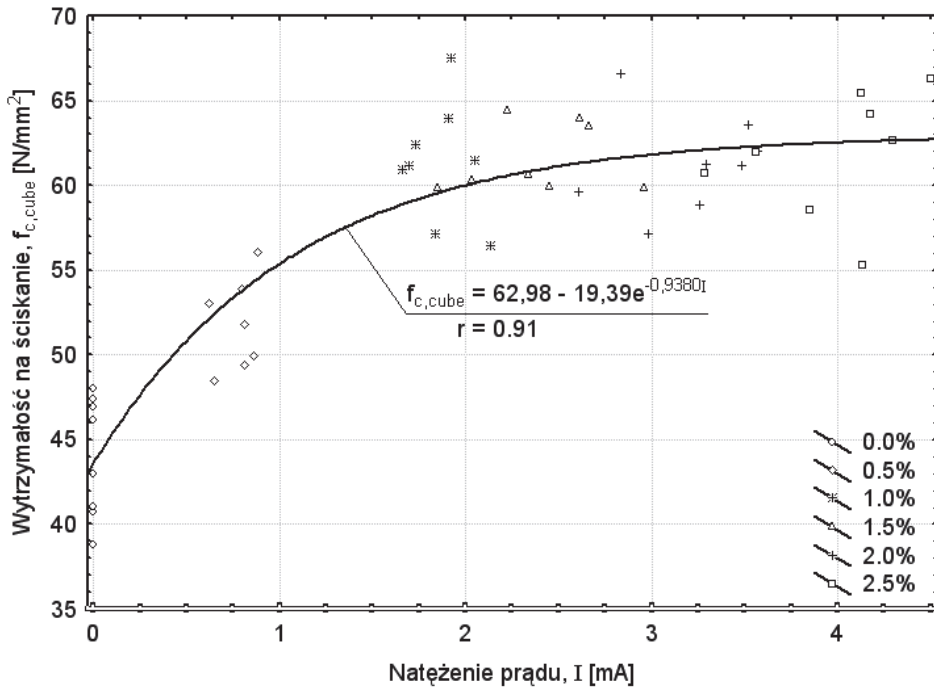


Rys. 4.12. Korelacja natężenia indukowanego prądu i zawartości włókien stalowych w objętości drobnokruszywowego fibrokompozytu (Kobaka 2014)

Fig. 4.12. Correlation between intensity of induced current and volume content of steel fibers in waste sand fiber composite (Kobaka 2014)

W wyniku analizy korelacyjnej wytrzymałości na ściskanie ($f_{c,cube}$) drobnokruszywowego fibrokompozytu względem natężenia prądu (I), wyznaczono funkcję krzywej regresji (rys. 4.13). Funkcje opisujące korelację wytrzymałości ($f_{c,cube}$) i zawartości włókien (V_f) w kompozycie

oraz natężenia prądu (I) (rys. 4.10 i 4.13) mają podobny przebieg. Zgodność przebiegu funkcji wskazuje na możliwość zastosowania metody indukcji elektromagnetycznej do oceny zawartości zbrojenia rozproszonego w fibrokompozycie. Tym samym poparto jedną z podanych w rozdziale 1 tez.



Rys. 4.13. Korelacja wytrzymałości na ściskanie drobnokruszywowego fibrokompozytu i natężenia prądu (Głodkowska i Kobaka 2013b)

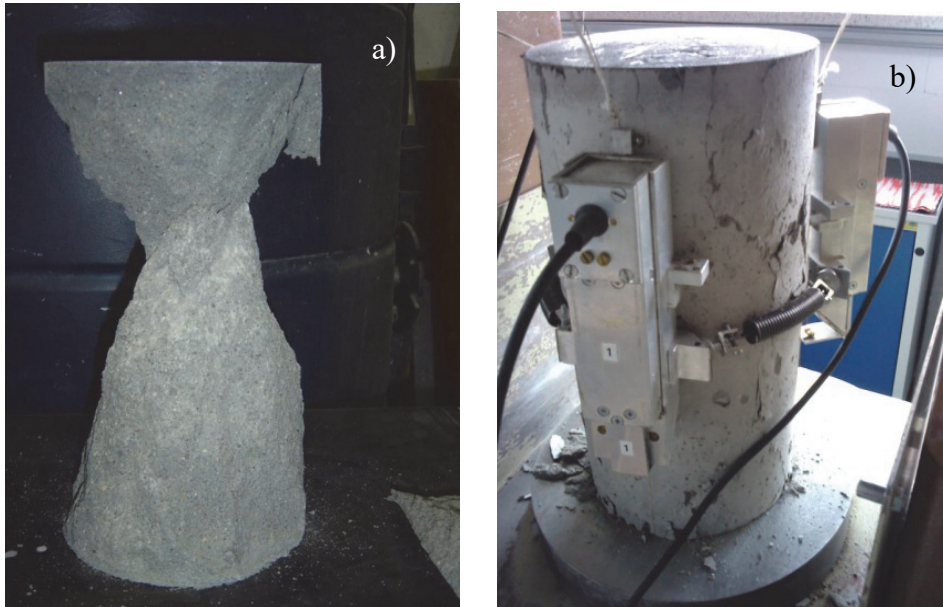
Fig. 4.13. Correlation between compressive strength of waste sand fiber composite and intensity of current (Głodkowska i Kobaka 2013b)

Zależność naprężenie-odkształcenie przy ściskaniu drobnokruszywowego fibrokompozytu analizowano do momentu zniszczenia próbki (rys. 4.14).

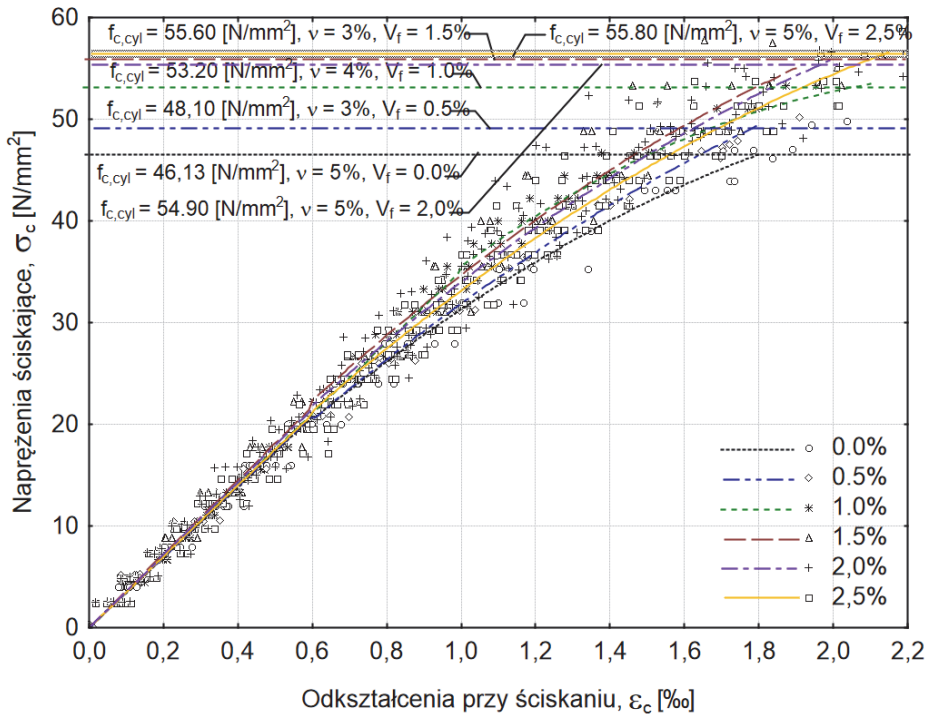
Zależność naprężenie-odkształcenie (σ_c - ϵ_c) przy ściskaniu drobnokruszywowego kompozytu o różnej zawartości włókien stalowych (V_f) pokazano na rysunku 4.15.

Kompozyt o zawartości włókien 1,5% charakteryzuje się największym tangensem nachylenia prostej korelacyjnej równym 36 w zakresie odkształceń 0-0,6‰ (co odpowiada 1/3 wartości siły niszczonej).

Duża wartość tangensa nachylenia prostej korelacyjnej wskazuje na duże wartości modułu sprężystości drobnokruszywowego fibrokompozytu. Dla kompozytu nie zawierającego włókien stalowych wartość tangensa nachylenia tej prostej jest znacznie mniejsza.



Rys. 4.14. Obraz zniszczenia próbki walcowej drobnokruszywowego kompozytu: a) bez włókien, b) z zawartością włókien stalowych $V_f = 1,5\%$
Fig. 4.14. Failure of cylindrical sample made from waste sand composite: a) without fibers, b) with the volume content of steel fibers $V_f = 1.5\%$



Rys. 4.15. Zależność naprężenie-odkształcenie przy ścisnaniu drobnokruszywowego fibrokompozytu (Głodkowska i Kobaka 2017b)

Fig. 4.15. Stress-strain relation in compression of waste sand fiber composite (Głodkowska i Kobaka 2017b)

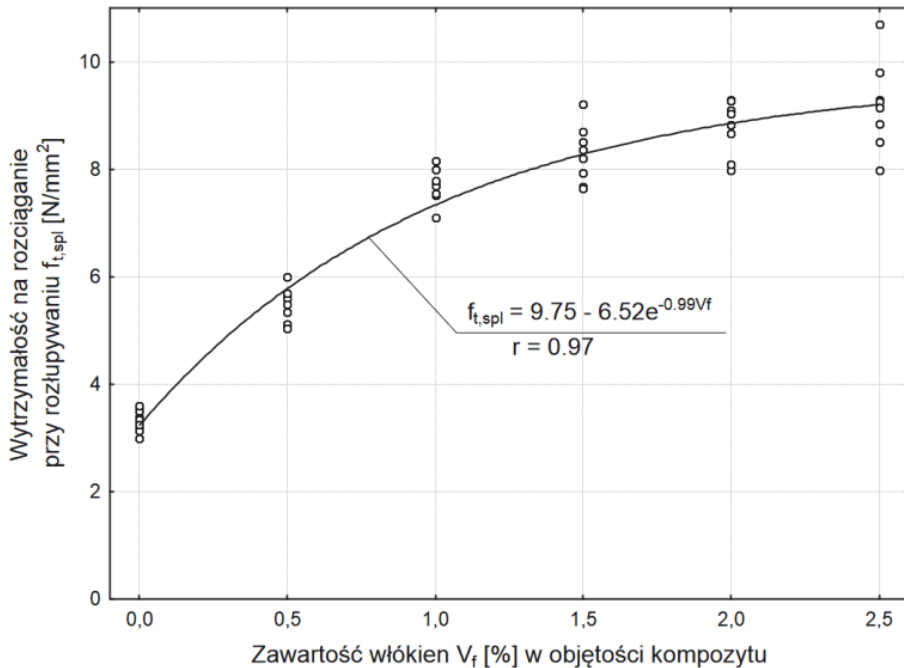
4.2.2. Wytrzymałość na rozciąganie przy rozłupywaniu

Najmniejszą wartość wskaźnika zmienności ($v = 4\%$), wytrzymałości na rozciąganie przy rozłupywaniu ($f_{t,spl}$) wykazuje fibrokompozyt o zawartości włókien stalowych 1%, największą, $v = 9\%$, o zawartości włókien 2,5%. Wskazuje to na dużą jednorodność drobnokruszywowego fibrokompozytu wytworzonego z piasków odpadowych.

Badania wytrzymałości $f_{t,spl}$ drobnokruszywowego fibrokompozytu wykazały korzystny wpływ dodatku włókien stalowych. Wraz ze wzrostem zawartości włókien obserwowano wzrost wytrzymałości na rozciąganie przy rozłupywaniu (rys. 4.16). Drobnokruszywowy kompozyt nie zawierający włókien osiągnął ok. 60% mniejszą wytrzymałość na rozciąga-

nie przy rozłupywaniu niż kompozyt z zawartością włókien $V_f = 1,5\%$ oraz o 65% mniejszą wytrzymałość niż z zawartością włókien $V_f = 2,5\%$.

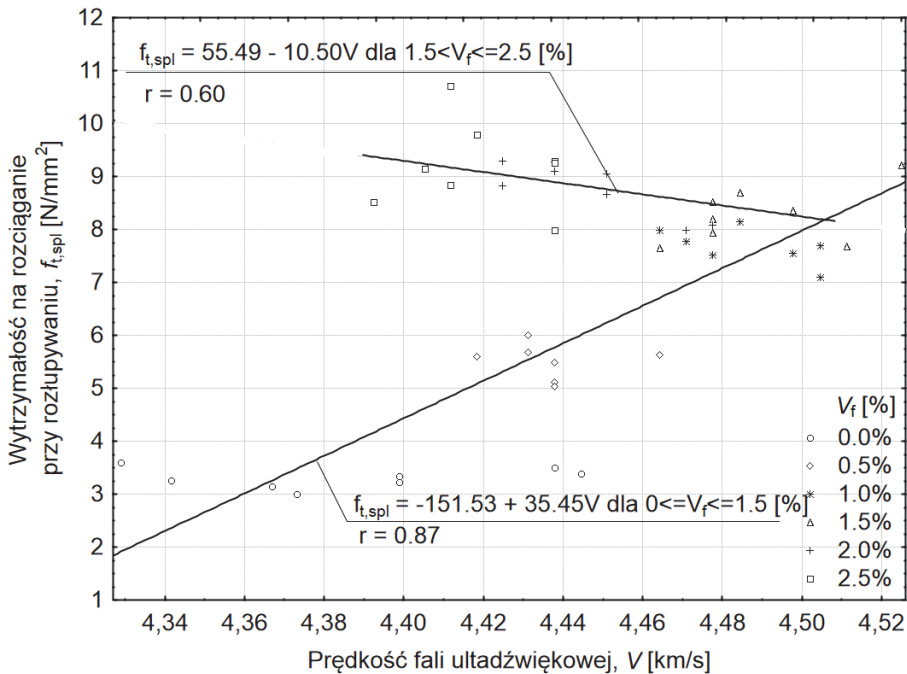
Przedstawione wyniki badań są zgodne z badaniami innych autorów. Dla przykładu, Yazıcı (Yazıcı i in. 2007) opisuje 54% przyrost wytrzymałości przy zastosowaniu zbrojenia rozproszonego dla $V_f = 1,5\%$, Atis 71% $V_f = 1,5\%$ (Atis i Karahan 2009). Test Duncana wykazał, że wartości średnich wytrzymałości dla zawartości włókien 2% i 2,5% nie różnią się od siebie istotnie przy założonym poziomie prawdopodobieństwa 0,05. Jest to potwierdzeniem niewielkiego wpływu włókien stalowych na wytrzymałość na rozciąganie przy rozłupywaniu fibrokompozytu o dużej zawartości włókien.



Rys. 4.16. Zależność wytrzymałości na rozciąganie przy rozłupywaniu drobnokruszywowego fibrokompozytu od zawartości włókien stalowych (Głodkowska i Kobaka 2013a)

Fig. 4.16. Relation between splitting tensile strength of waste sand fiber composite and volume content of steel fibers (Głodkowska i Kobaka 2013a)

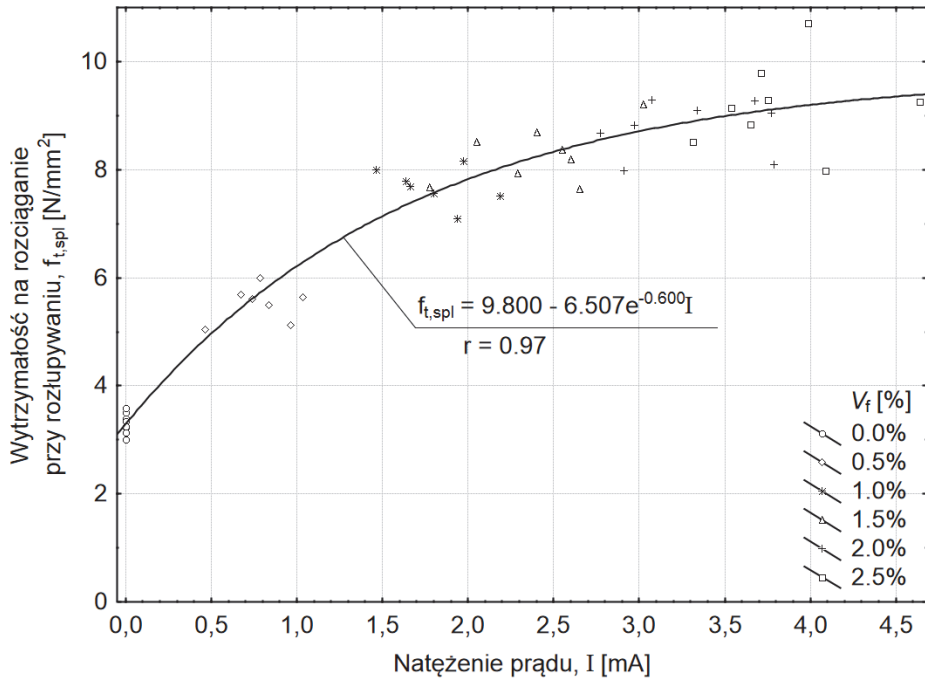
Badania prędkości propagacji fali ultradźwiękowej w drobnokruszywowym fibrokompozycie wykazały (Głodkowska i Kobaka 2012, Głodkowska i Kobaka 2017) najmniejsze wartości prędkości fali (rzędu 4,32-4,44 km/s) dla materiału bez dodatku włókien (rys. 4.17). Dla takiego kompozytu wytrzymałość $f_{t,spl}$ była również najmniejsza i kształtowała się na poziomie 3,3 N/mm². Wraz z dodatkiem włókien stalowych, prędkość przebiegu fali zwiększa się, osiągając największe wartości 4,5 km/s dla fibrokompozytu o zawartości włókien rzędu 1,5%. Wytrzymałość $f_{t,spl}$ dla takiej zawartości włókien wynosi 8,3 N/mm². Powyżej $V_f=1,5\%$ prędkość fali ultradźwiękowej zmniejsza się osiągając wartości 4,40-4,44 km/s dla fibrokompozytu o zawartości włókien stalowych równej 2,5%. Wartość wytrzymałości $f_{t,spl}$ dla materiału o takiej zawartości włókien wynosi 9,2 N/mm².



Rys. 4.17. Korelacja wytrzymałości na rozciąganie przy rozłupywaniu drobnokruszywowego fibrokompozytu od prędkości propagacji fali ultradźwiękowej (Głodkowska i Kobaka 2013b)

Fig. 4.17. Correlation between splitting tensile strength of waste sand fiber composite and propagation velocity of ultrasonic wave (Głodkowska i Kobaka 2013b)

Zależność funkcyjna wytrzymałości na rozciąganie przy rozłupywaniu ($f_{t,spl}$) i natężenia indukowanego w zbrojeniu rozproszonym prądu (I) przedstawiono na rysunku 4.18. Zgodność przebiegu funkcji pokazanych na rysunku 4.16 i 4.18 wskazuje na możliwość zastosowania metody indukcyjnej elektromagnetycznej do oceny zawartości zbrojenia rozproszonego w fibrokompozycie (por. rozdz. 1).



Rys. 4.18. Korelacja wytrzymałości na rozciąganie przy rozłupywaniu drobnokruszywowego fibrokompozytu i natężenia prądu (Głodkowska i Kobaka 2013a)

Fig. 4.18. Correlation between splitting tensile strength of waste sand fiber composite and intensity of current (Głodkowska i Kobaka 2013a)

Natężenie indukowanego w zbrojeniu rozproszonym prądu jest liniowo proporcjonalne do zawartości włókien w fibrokompozycie (rys. 4.12). Charakter przebiegu tej funkcji tłumaczy podobieństwo krzywej regresji przedstawionej na rysunku 4.16 do krzywej na rysunku 4.18. Korelacja wytrzymałości $f_{t,spl}$ i natężenia prądu nie przebiega prostoliniowo. Zaobserwowano stosunkowo duży przyrost wytrzymałości $f_{t,spl}$

w zakresie natężenia prądu 0-2,5 mA. Powyżej tego zakresu następuje już niewielki przyrost wytrzymałości $f_{t,spl}$. Natężenie prądu 2,5 mA odpowiada zawartości włókien około 1,5% (por. rysunek 4.12). Niewielki już przyrost wartości wytrzymałości na rozciąganie przy rozłupywaniu ($f_{t,spl}$) stawia pod znakiem zapytania zasadność użycia tak dużej zawartości włókien z powodów ekonomicznych (duży koszt włókien stalowych), a także technologicznych (gorsza urabialność mieszanki).

4.2.3. Wytrzymałość na osiowe rozciąganie i zależność naprężenie-odkształcenie przy osiowym rozciąganiu

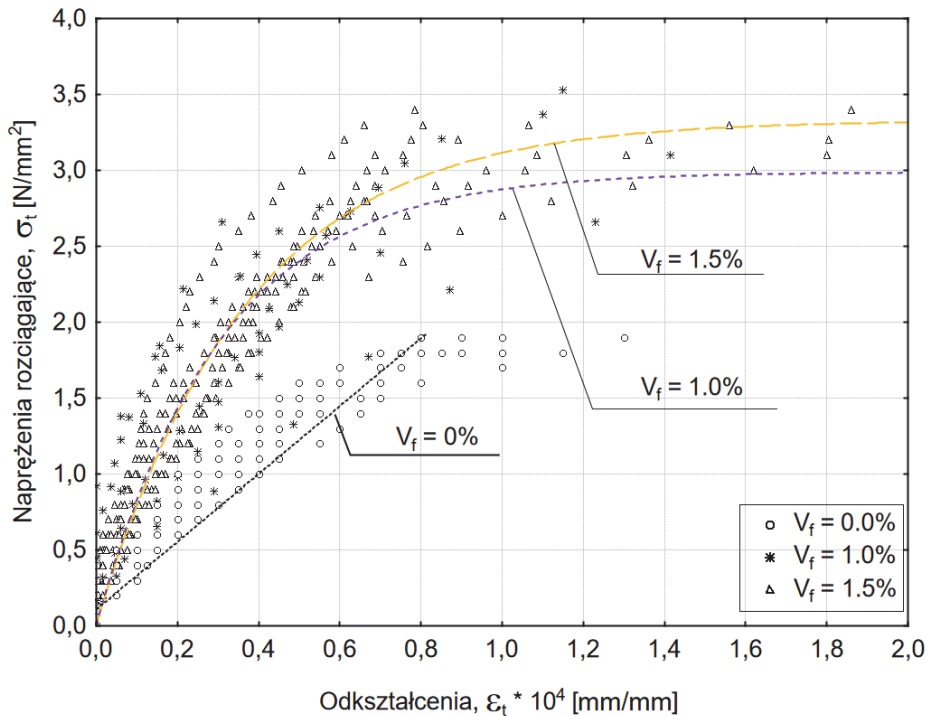
Najmniejszy wskaźnik zmienności wytrzymałości na osiowe rozciąganie wyniósł 3% dla kompozytu bez włókien, największy 11% dla kompozytu zawierającego 1,5% włókien stalowych (Kobaka 2014). Małe wartości wskaźników zmienności świadczą o dużej jednorodności materiału.

Badania wytrzymałości na osiowe rozciąganie (f_t) wykazały, że fibrokompozyt z zawartością 1,5% włókien charakteryzuje się o 10% większą wytrzymałością f_t niż fibrokompozyt z $V_f = 1\%$ (Kobaka 2014, Głodkowska i Kobaka 2013b, Głodkowska i Kobaka 2017b). W porównaniu z kompozytem bez włókien cechuje go o 65% większa wytrzymałość. Z rysunku 4.19 wynika, że przy niewielkich naprężeniach nie występują różnice w przyroście odkształceń pomiędzy kompozytem z zawartością włókien stalowych 1% i 1,5%. Po przekroczeniu wytrzymałości na rozciąganie matrycy, siły rozciągające przenoszone zostają stopniowo na włókna stalowe. Nachylenie krzywej naprężenie-odkształcenie jest tym bardziej „strome” im większa jest zawartość włókien. Włókna przenosząc część naprężeń matrycy zmniejszają wartości odkształceń liniowych kompozytu wywołanych siłami rozciągającymi. Odkształcenie liniowe przy osiowym rozciąganiu dla kompozytu z 1,0% oraz 1,5% zawartością włókien opisane są zależnościami (Kobaka 2014):

$$\varepsilon_{t,V_f=1,0} = \frac{\ln\left(1 - \frac{\sigma_t}{2,99}\right)}{-3,256} \cdot 10^{-4} \quad (4.1),$$

$$\varepsilon_{t,V_f=1,5} = \frac{\ln\left(1 - \frac{\sigma_t}{3,33}\right)}{-2,738} \cdot 10^{-4} \quad (4.2).$$

Przykładowo, dla naprężeń $2,9 \text{ N/mm}^2$ odkształcenia wynoszą odpowiednio: $1,08 \cdot 10^{-4} \text{ mm/mm}$ dla $V_f = 1\%$ oraz $0,75 \cdot 10^{-4} \text{ mm/mm}$ przy $V_f = 1,5\%$. Zatem drobnokruszywowy fibrokompozyt z większą zawartością włókien stalowych charakteryzuje się mniejszymi odkształceniami liniowymi dla tych samych naprężeń.



Rys. 4.19. Zależność naprężenie-odkształcenie przy osiowym rozciąganiu dla drobnokruszywowego fibrokompozytu (Głodkowska i Laskowska-Bury 2014)

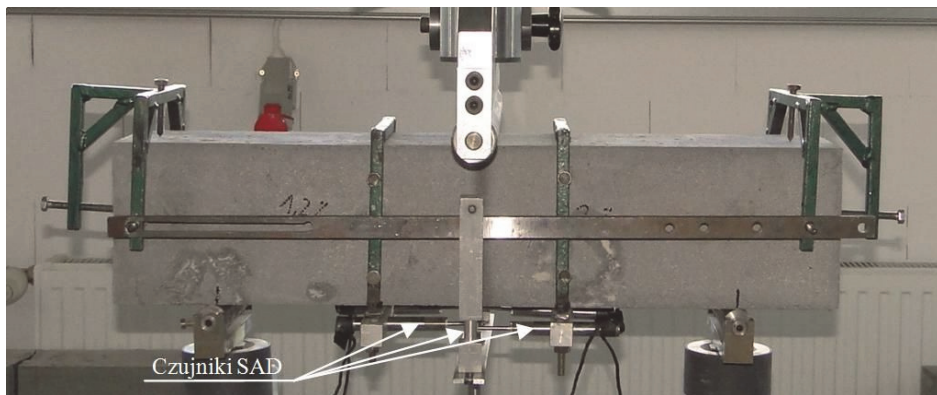
Fig. 4.19. Stress-strain relation in axial tension for waste sand fiber composite (Głodkowska i Laskowska-Bury 2014)

4.2.4. Wytrzymałości resztkowe

Mówiąc o fibrokompozytowych elementach konstrukcyjnych należy mieć przede wszystkim na uwadze sposób ich projektowania. Dla projektanta konstrukcji budowlanych niezbędna jest normowo zdefiniowana właściwość określająca zdolność materiału do przenoszenia naprężeń rozciągających po zarysowaniu, podana przez producenta. W czasie

ostatnich 20-tu lat stworzono kilka propozycji ilościowego opisu zachowania się zarysowanego fibrobetonu w warunkach rozciągania. Najbardziej rozpowszechniona metoda opisu tej właściwości przedstawiona jest w zaleceniach RILEM TC-162-TDF. Metoda ta następnie została ujęta w normie europejskiej PN-EN 14651: 2007 oraz w Model Code 2010. Polega ona na eksperymentalnym pomiarze relacji szerokości rozwarcia rysy (*CMOD*) i siły obciążającej beleczki w środku jej rozpiętości. Określona w wyniku badania relacja *CMOD-Siła* służy do zdefiniowania tzw. wytrzymałości resztkowych $f_{R,1}$, $f_{R,2}$, $f_{R,3}$ i $f_{R,4}$. Oznaczają one wartości naprężeń rozciągających w przekroju dla danych szerokości rozwarcia rysy *CMOD*, równych odpowiednio: 0,5, 1,5, 2,5, 3,5 mm. Wartości tych wytrzymałości stanowią podstawę do wymiarowania elementów konstrukcyjnych.

Wytrzymałości resztkowe drobnokruszywowego fibrokompozytu (rys. 4.20) określono zgodnie z PN-EN 14651.



Rys. 4.20. Sposób podparcia, przyłożenia obciążenia i rozmieszczenie czujników pomiarowych w elementach próbnych

Fig. 4.20. Scheme of support, load application and placing of measurement sensors in tested elements

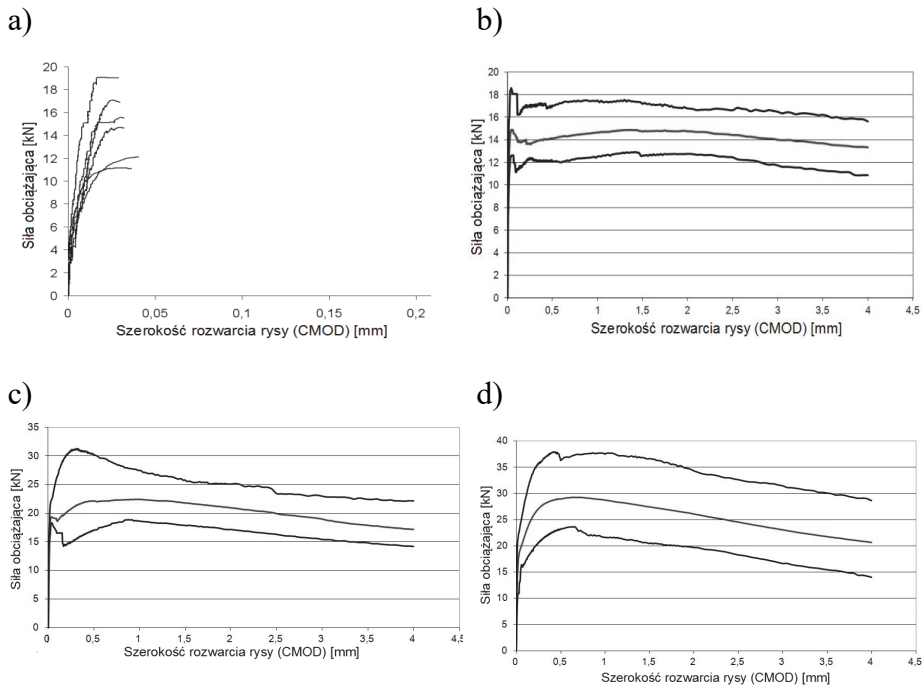
Przyrost obciążenia ustalano w zależności od szerokości rozwarcia rysy *CMOD*. Dla belek bez włókien koniec badania następował poprzez zniszczenie belki z uwagi na zginanie, w przypadku belek fibrokompozytowych w chwili osiągnięcia ugięcia równego 5 mm. Graniczna wartość ugięcia belek została ustalona zgodnie z normą PN-EN 14651, tak aby można było osiągnąć wszystkie wartości *CMOD*, a następnie określić wy-

trzymałości resztkowe ($f_{R,j}$) dla odpowiedniej wartości $CMOD_j$, gdzie $j = 1, 2, 3, 4$. Poszczególne wytrzymałości: $f_{R1}, f_{R2}, f_{R3}, f_{R4}$ oznaczają wartości naprężeń rozciągających w przekroju elementu dla danych szerokości rozwarcia rysy $CMOD$, równych odpowiednio: 0,5, 1,5, 2,5, 3,5 mm. Wielkość $f_{ct,L}^f$ to granica proporcjonalności LOP (limit of proportionality), która charakteryzuje mieszkankę fibrokompozytu. Wartości tych naprężeń odpowiadają maksymalnemu obciążeniu, jakie występuje w przedziale szerokości rozwarcia rysy $CMOD$ od 0,00 mm do 0,05 mm.

Ważnym parametrem pozwalającym sklasyfikować dany fibrokompozyt, jest kształt wykresu: „siła – $CMOD$ ” od momentu osiągnięcia cechy sprężystej do granicznego ugięcia. Definiowane są dwa kształty wykresu: pierwszy charakteryzuje się spadkiem siły niszczącej wraz ze wzrostem wartości $CMOD$ po pojawieniu się pierwszej rysy (ang. *post crack softenig – pcs*), drugi natomiast wzrostem siły wraz ze wzrostem $CMOD$ (ang. *post crack hardening – pch*).

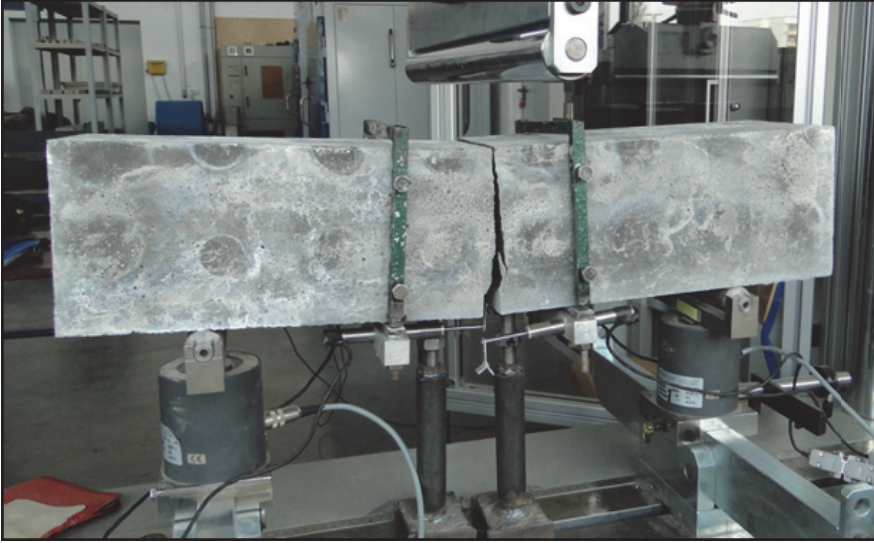
Badania wytrzymałości resztkowych szeroko omówiono w pracach (Głodkowska i in. 2015, Głodkowska i in. 2017). Zależności szerokości rozwarcia rysy od siły obciążającej belki przedstawiono na rysunku 4.21. W celu łatwiejszej interpretacji wyników badań, pokazane zostały obwiednie wykresów (linie czarne) oraz średnia zależność siły od $CMOD$ (linia szara). Belki bez włókien uległy zniszczeniu (rys. 4.22) w chwili gdy beton osiągnął wytrzymałość na rozciąganie. Należy podkreślić, że trzypunktowe zginanie wg PN-EN 14651 nie obejmuje elementów bez włókien i odnosi się tylko do fibrokompozytów. Badania takich elementów przeprowadzono w celu pokazania znaczącego wpływu zbrojenia rozproszonego na naprężenia rozciągające w badanym fibrokompozycie na bazie piasków odpadowych. Z analizy wyników badań wynika, że już dla niewielkiej zawartości włókien stalowych, rzędu 0,5%, materiał znacznie zmienia swoje właściwości pod działaniem obciążenia. Główną cechą, którą można zaobserwować to brak zniszczenia próbki w sposób nagły taki, jaki występował w przypadku belek betonowych. W belkach z włóknami powstawała rysa (rys. 4.23) i zwiększała ona swoją szerokość do momentu osiągnięcia granicznego ugięcia, gdzie następował koniec badania. Widać istotny wpływ zawartości włókien stalowych na wytrzymałości resztkowe na zginanie. Porównując kształt wykresów pokazanych na rysunku 4.21 można stwierdzić, że belki o zawartości włókien 0,9% i 1,2% wykazują cechę *pcs*. Natomiast belki ze zbrojeniem

rozproszonym w ilości $V_f = 0,5\%$ charakteryzują się zachowaniem pośrednim pomiędzy cechami *pcs* i *pch* – siła utrzymywała się na tym samym poziomie wraz ze wzrostem wartości *CMOD*. Ponadto zaobserwowano, że zawartość włókien wpływa na szerokość rozwarcia rysy (oczywista zależność: mniejsza szerokość rysy przy większej zawartości włókien V_f). Osiągnięcie tych samych wartości *CMOD* dla belek z różnym procentem zbrojenia (V_f) wiąże się z przyłożeniem innych wartości sił. Większa zawartość włókien stalowych w belkach wymaga przyłożenia większej siły w celu uzyskania danego *CMOD*.



Rys. 4.21. Zależność siły obciążającej do szerokości rozwarcia rysy dla: a) $V_f = 0\%$, b) $V_f = 0,5\%$, c) $V_f = 0,9\%$, d) $V_f = 1,2\%$ (Głodkowska i in. 2015)

Fig. 4.21. Crack width-load force relation for: a) $V_f = 0\%$, b) $V_f = 0.5\%$, c) $V_f = 0.9\%$, d) $V_f = 1.2\%$ (Głodkowska i in. 2015)



Rys. 4.22. Przykładowy sposób zniszczenia belki bez włókien stalowych
Fig. 4.22. Example of beam failure without steel fibers



Rys. 4.23. Przykładowy sposób zniszczenia belki z włóknami stalowymi
Fig. 4.23. Example of beam failure with steel fibers

Analizując wyniki badań przedstawione w tabeli 4.6 można stwierdzić, że wraz ze wzrostem zawartości włókien stalowych w mieszance kompozytu wzrastają wytrzymałości resztkowe. Z uwagi na fakt, że dla drobnokruszywowego fibrokompozytu zawartość włókien stalowych równa 1,2% była optymalna (por. rozdz. 4.3) oraz, że dla tej zawartości włókien stalowych wykonano 31 próbek, wyznaczone zostały wartości charakterystyczne $f_{ct,L}^f$ i f_R (tabela 4.7).

Tabela 4.6. Wartości granicy proporcjonalności ($f_{ct,L}^f$) oraz wytrzymałości resztkowych ($f_{R,j}$) dla różnej zawartości włókien stalowych (V_f) (Głodkowska i in. 2015)

Table 4.6. Values of the limit of proportionality ($f_{ct,L}^f$) and residual strengths ($f_{R,j}$) for different content of steel fibers (V_f) (Głodkowska i in. 2015)

Cecha badana	Procentowa zawartość włókien (V_f)								
	$V_f = 0,5\%$			$V_f = 0,9\%$			$V_f = 1,2\%$		
	min.	śr	max	min.	śr	max	min.	śr	max
$f_{ct,L}^f$ [MPa]	4,07	4,82	5,95	5,94	6,24	7,31	4,96	6,34	7,84
$f_{R,1}$ [MPa]	3,88	4,51	5,46	5,45	7,08	9,69	7,45	9,27	11,61
$f_{R,2}$ [MPa]	4,04	4,72	5,51	5,72	6,96	8,26	6,55	8,80	11,72
$f_{R,3}$ [MPa]	3,99	4,61	5,33	5,23	6,37	7,50	5,85	7,87	10,44
$f_{R,4}$ [MPa]	3,62	4,38	5,20	4,75	5,72	7,18	4,95	6,98	9,62

Tabela 4.7. Wartości charakterystyczne, odchylenie standardowe oraz współczynnik zmienności wytrzymałości resztkowych fibrokompozytu o zawartości włókien $V_f = 1,2\%$ (Głodkowska i in. 2015)

Table 4.7. Characteristic values, standard deviation and coefficient of variation of residual strengths of waste sand fiber composite with content of fibers $V_f = 1.2\%$ (Głodkowska i in. 2015)

Cecha badana	Jednostka [MPa]	Odchylenie standardowe s [MPa]	Współczynnik zmienności v [%]	Klasyfikacja fibrokompozytu wg Model Code 2010
$f_{ct,L,k}^f$	5,24	0,67	11	7b
$f_{R,1,k}$	7,30	1,20	13	
$f_{R,2,k}$	6,68	1,29	15	
$f_{R,3,k}$	5,82	1,25	15	
$f_{R,4,k}$	5,07	1,16	17	

Uzyskane wyniki wyraźnie wskazywały na ciągły charakter drobnokruszywowego fibrokompozytu wytworzonego przy użyciu piasków odpadowych. Do celów konstrukcyjnych klasyfikacja materiałowa betonów zbrojonych włóknami oraz betonów wysokiej wytrzymałości oparta jest na charakterystycznych (minimalnych) wartościach resztkowych wytrzymałości po zarysowaniu. Zgodnie z wytycznymi normy Model Code 2010 klasę badanego fibrokompozytu można oznaczyć, jako 7b. Oznacza to, że materiał posiada wysoką wartość f_{R1} (zakres od 1-8). Litera 'b' oznacza, że badany fibrokompozyt wykonany na przy użyciu piasków odpadowych charakteryzuje się cechą *post crack softening*, którą wyznaczono z zależności f_{R3}/f_{R1} .

Wielkości podane w tabeli 4.6 i 4.7 mogą posłużyć do projektowania elementów konstrukcyjnych na zginanie i ścinanie, wykonanych z fibrokompozytu na bazie piasków odpadowych (por. rozdz. 6.1).

Należy zaznaczyć, że otrzymane wartości wskaźnika zmienności (v), zawierające się w przedziale 11-17% w przeciwieństwie do wskaźników otrzymanych w badaniach innych właściwości tego materiału, są duże. Niestety badania wytrzymałości resztkowych prowadzone przy użyciu elementów belkowych obciążone są zwykle dużym rozrzutem, wynoszącym średnio 20% (Glinicki i in. 2001) z uwagi na małe obszary

załamań powstające w belkach, co potwierdzone zostało m. in. w pracach (Glinicki 2002, Minelli i Plizzari 2010). Fakt ten stał się inspiracją do opracowania własnej procedury wyznaczania wytrzymałości resztkowych (Laskowska-Bury 2017), w której zmienność wyników byłaby na poziomie co najmniej dobrym. Metodę tą omówiono w rozdziale 6.1.3.

Zastosowanie zbrojenia rozproszonego powoduje, że kompozyt nie ulega nagłemu zniszczeniu, jak ma to miejsce w przypadku betonu zwykłego czy kompozytu bez włókien. Pierwsze rysy nie powodowały zniszczenia elementów próbných wykonanych z drobnokruszywowego fibrokompozytu. Następowало ono na skutek wyciągnięcia włókien z matrycy betonowej, a nie ich zrywania.

Wraz ze wzrostem obciążenia wzrasta ugięcie elementu oraz szerokość rozwarcia rysy *CMOD*. Związek pomiędzy ugięciem (δ) a *CMOD* norma PN-EN 14651 opisuje liniową zależnością w postaci równania:

$$\delta = 0,85 \cdot CMOD + 0,04 \quad (4.3)$$

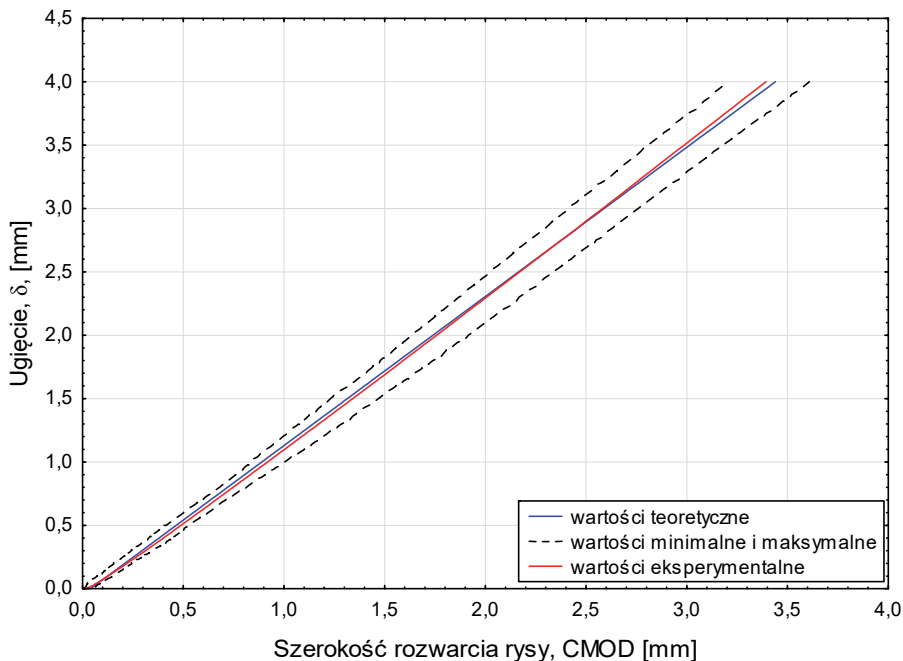
Wartości ugięcia teoretycznego i otrzymanego w trakcie badań, dla wybranych wartości *CMOD*, przedstawiono w tabeli 4.8.

Tabela 4.8. Ugięcie teoretyczne i eksperymentalne w zależności od *CMOD* drobnokruszywowego fibrokompozytu o zawartości włókien 1,2% (Laskowska-Bury 2017)

Table 4.8. Theoretical and experimental deflection of waste sand fiber composite depending on *CMOD* with 1.2% fiber content (Laskowska-Bury 2017)

<i>CMOD</i> [mm]	Ugięcie δ wg wzoru (4.3) [mm]	Średnia wartość ugięcia uzyskana w badaniach, [mm]
0,5	0,47	0,49
1,5	1,32	1,34
2,5	2,17	2,17
3,5	3,01	2,99

Jak wynika z przeprowadzonej analizy (tabela 4.8, rysunek 4.24) normowa zależność pomiędzy ugięciem (δ) a szerokością rozwarcia rysy *CMOD* bardzo dobrze odzwierciedla wyniki badań własnych Autorki i zespołu.



Rys. 4.24. Zależność ugięcie – *CMOD* dla drobnokruszywowego fibrokompozytu o zawartości włókien 1,2% w odniesieniu do wartości teoretycznych wg PN-EN 14651:2007 (Głodkowska i in. 2017)

Fig. 4.24. Deflection – *CMOD* relation for waste sand fiber composite with the volume content of fibers equal to 1.2% in relation to the theoretical values according to PN-EN 14651:2007 (Głodkowska i in. 2017)

Zależność pomiędzy średnią wartością siły obciążającej (F) a ugięciem belki w środku rozpiętości (δ) przedstawiono na rysunku 4.25.

Przepisy normowe Model Code 2010 wprowadzają dwa uproszczone związki konstytutywne naprężenie-szerokość rozwarcia rysy dla kompozytów z włóknami. Zależność sztywno-plastyczna oraz liniowa po zarysowaniu odnoszą się do dwóch wytrzymałości: f_{Fts} oraz f_{Ftu} oznaczających odpowiednio wytrzymałość na rozciąganie po zarysowaniu dla stanu granicznego użyteczności oraz nośności. Obie wytrzymałości powiązane są ściśle z wytrzymałościami resztkowymi f_{R1} oraz f_{R3} i wyznaczane są z poniższych wzorów (Model Code 2010):

$$f_{Fts} = 0,45 \cdot f_{R1}, \quad (4.4)$$

$$f_{Ftu} = f_{Fts} - \frac{w_u}{CMOD_3} (f_{Fts} - 0,5f_{R3} + 0,2f_{R1}) \geq 0, \quad (4.5)$$

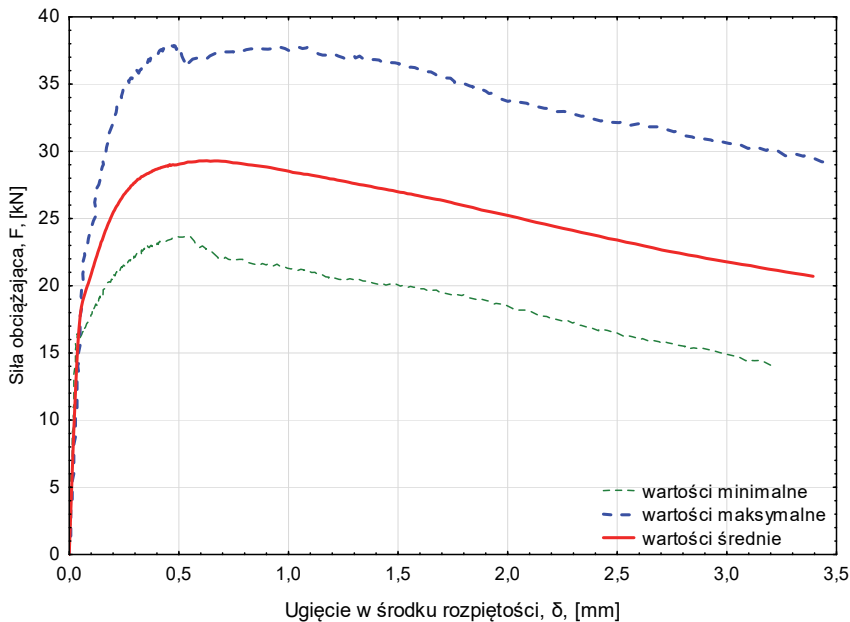
w których:

f_{R1} – wytrzymałość resztkowa wyznaczona dla $CMOD = 0,5$ mm, [MPa],

f_{R3} – wytrzymałość resztkowa wyznaczona dla $CMOD = 2,5$ mm, [MPa],

w_u – dopuszczalna szerokość rozwarcia rysy w ULS,

$CMOD_3$ – szerokość rozwarcia rysy równa 3,5 mm, [mm].



Rys. 4.25. Zależność pomiędzy ugięciem (δ) a siłą obciążającą (F) dla drobnokruszywowego fibrokompozytu o zawartości włókien 1,2% (Głodkowska i in. 2017)

Fig. 4.25. Deflection-load force relation for waste sand fiber composite with the volume content of fibers equal to 1.2% (Głodkowska i in. 2017)

Podjęmowane są próby ustalenia zależności wytrzymałości resztkowych (f_{R1}, f_{R3}) dla kompozytów wzmacnianych włóknami od wytrzymałości na rozciąganie ($f_{t,spl}$) czy ściskanie ($f_{c,cyl}$) (Xu i Shi 2009).

Jest to słuszne z uwagi na trudność przeprowadzenia eksperymentu pozwalającego wyznaczyć wytrzymałości resztkowe, niezbędne do obliczenia nośności zginanych elementów fibrobetonowych.

W rozdziale 4.3 (tabela 4.12) podano opracowane zależności pomiędzy wytrzymałościami resztkowymi (f_{R1} , f_{R3}) oraz wytrzymałością na ściskanie ($f_{c,cyl}$) i rozciąganie przy rozłupywaniu ($f_{t,spl}$) dla fibrokompozytu drobnokruszywowego o najkorzystniejszej zawartości włókien stalowych, równej 1,2% (Laskowska-Bury 2017).

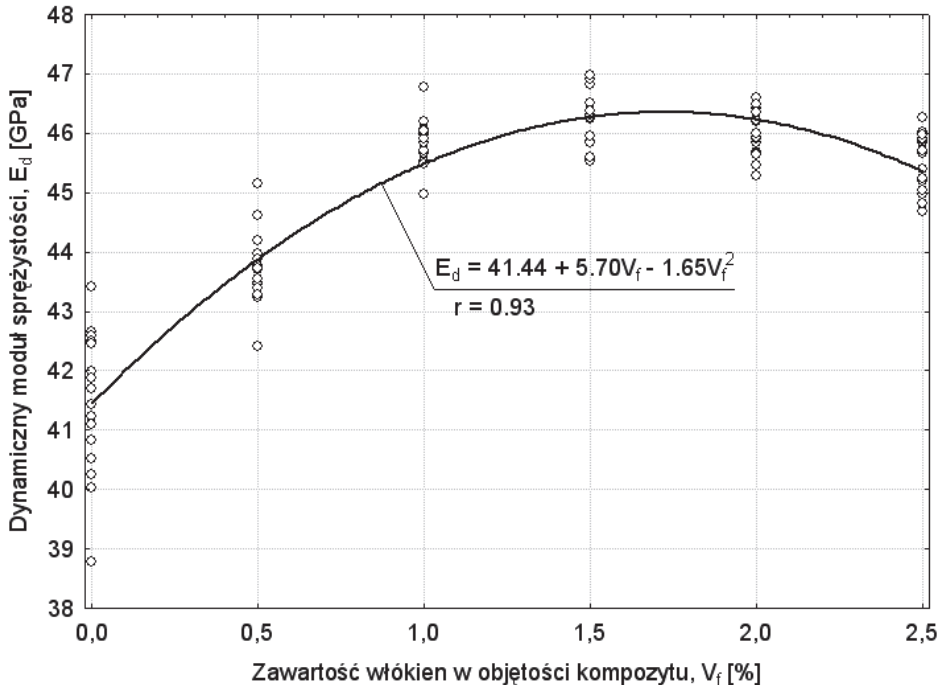
4.2.5. Moduł sprężystości przy ściskaniu

Największą średnią wartość modułu sprężystości przy ściskaniu uzyskano dla fibrokompozytu zawierającego 1,5% włókien stalowych, natomiast najmniejszą, tj. 32,9 GPa, dla materiału bez włókien. Przeprowadzony test t-Studenta potwierdził, że te średnie wartości modułu sprężystości przy ściskaniu różnią się od siebie istotnie na poziomie prawdopodobieństwa 0,05. Można więc przyjąć, że dodatek włókien stalowych wpływa w istotny sposób na wartość modułu sprężystości przy ściskaniu drobnokruszywowego fibrokompozytu o zawartości włókien stalowych od 0,5 do 2,5% (Kobaka 2014, Głodkowska i inni 2017). Według Nevill'a (Neville i Brooks 2010) wartości modułu sprężystości dla betonu o wytrzymałości na ściskanie około $f_{c,cube} = 50-60 \text{ N/mm}^2$ (a więc takiej, jaką charakteryzował się omawiany fibrokompozyt) zawierają się w przedziale 24-38 GPa. Sahin dla kompozytu o podobnym stosunku wodno-cementowym ($w/c = 0,35$) uzyskał wartość statycznego modułu sprężystości przy ściskaniu równą 36,7 GPa przy $V_f = 0\%$ oraz 39,5 GPa dla zawartości włókien $V_f = 1\%$ (Sahin i Koksall 2011).

4.2.6. Dynamiczny moduł sprężystości

Największą średnią wartością dynamicznego modułu sprężystości $E_d = 46,3 \text{ GPa}$ charakteryzuje się drobnokruszywowy kompozyt o zawartości włókien stalowych ok. 1,5%. Powyżej tej wartości następuje pogorszenie właściwości. Kompozyt zawierający 2,5% włókien stalowych charakteryzuje się o 2% mniejszą wartością modułu E_d niż kompozyt zawierający 1,5% włókien (por. rysunek 4.26) (Kobaka 2014, Głodkowska i Kobaka 2013b, Głodkowska i in. 2017). Najmniejszą wartością modułu $E_d = 41,5 \text{ GPa}$ cechuje się kompozyt bez włókien stalowych. Dla kompozytu nie zawierającego włókien odnotowano o 10% mniejszą wartość

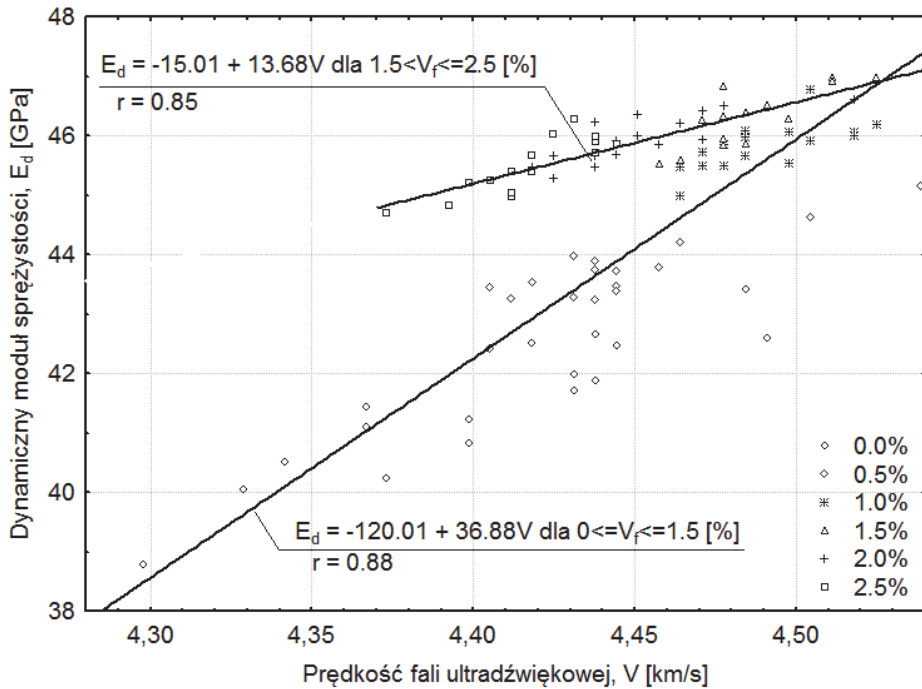
dynamicznego modułu sprężystości E_d niż dla kompozytu o $V_f = 1,5\%$. Neville oraz Kolas i Williams (Neville i Brooks 2010, Kolas i Williams 1980) stwierdzili, że wartość dynamicznego modułu sprężystości dla betonu zwykłego jest większa niż wartość statycznego modułu sprężystości, co potwierdzają przedstawione wyniki badań.



Rys. 4.26. Zależność dynamicznego modułu sprężystości drobnokruszywowego fibrokompozytu od zawartości włókien stalowych (Głodkowska i Kobaka 2013a)

Fig. 4.26. Relation between dynamic modulus of elasticity of waste sand fiber composite and volume content of steel fibers (Głodkowska i Kobaka 2013a)

Korelację dynamicznego modułu sprężystości (E_d) drobnokruszywowego fibrokompozytu i prędkości fali ultradźwiękowej (V) pokazano na rysunku 4.27 (Głodkowska i Kobaka 2013b, Kobaka 2014).



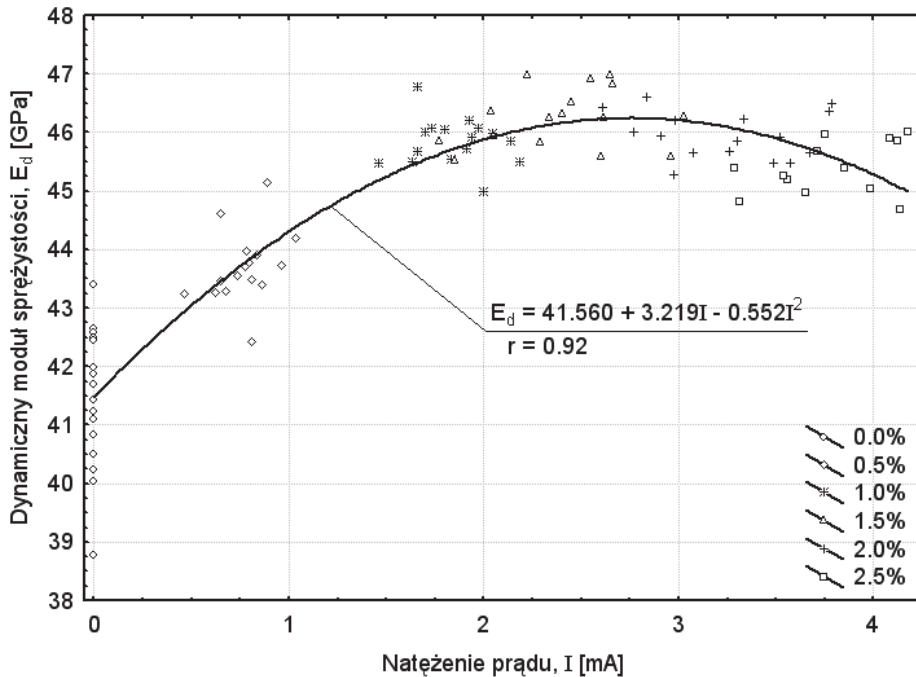
Rys. 4.27. Korelacja dynamicznego modułu sprężystości drobnokruszywowego fibrokompozytu objętego badaniami i prędkości propagacji fali ultradźwiękowej (Głodkowska i Kobaka 2013b)

Fig. 4.27. Correlation between dynamic modulus of elasticity of the researched waste sand fiber composite and propagation velocity of ultrasonic wave (Głodkowska i Kobaka 2013b)

W przedziale zawartości włókien stalowych 0-1,5% prędkość fali ultradźwiękowej wzrasta od wartości 4,30 km/s w kompozycie bez włókien i osiąga maksimum 4,52 km/s w materiale o 1,5% zawartości włókien. Proporcjonalnie do prędkości fali wzrasta również wartość dynamicznego modułu sprężystości (E_d), która zawiera się w przedziale 39-47 GPa. Powyżej 1,5% zawartości włókien stalowych prędkość fali ultradźwiękowej zmniejsza się do wartości 4,37 km/s, a w przypadku dynamicznego modułu sprężystości obniża się do 45 GPa.

Ekstremum korelacji dynamicznego modułu sprężystości i natężenia prądu (rys. 4.28) jest równe natężeniu prądu 2,9 mA, co odpowiada 1,8% zawartości włókien w badanym fibrokompozycie (rys. 4.12). Pogorszenie dynamicznego modułu sprężystości po przekroczeniu zawarto-

ści włókien 1,8% wynika ze zwiększonej porowatości drobnokruszywowego fibrokompozytu na bazie piasków odpadowych. Powodem jest napowietrzenie mieszanki w trakcie mieszania składników przez zbyt dużą zawartość włókien. Zgodność przebiegu funkcji pokazanych na rysunek 4.26 i 4.28 wskazuje na możliwość zastosowania metody indukcji elektromagnetycznej do oceny zawartości zbrojenia rozproszonego w kompozycie. Tym samym badania te wykazały poprawność tezy przedstawionej w rozdziale 1.



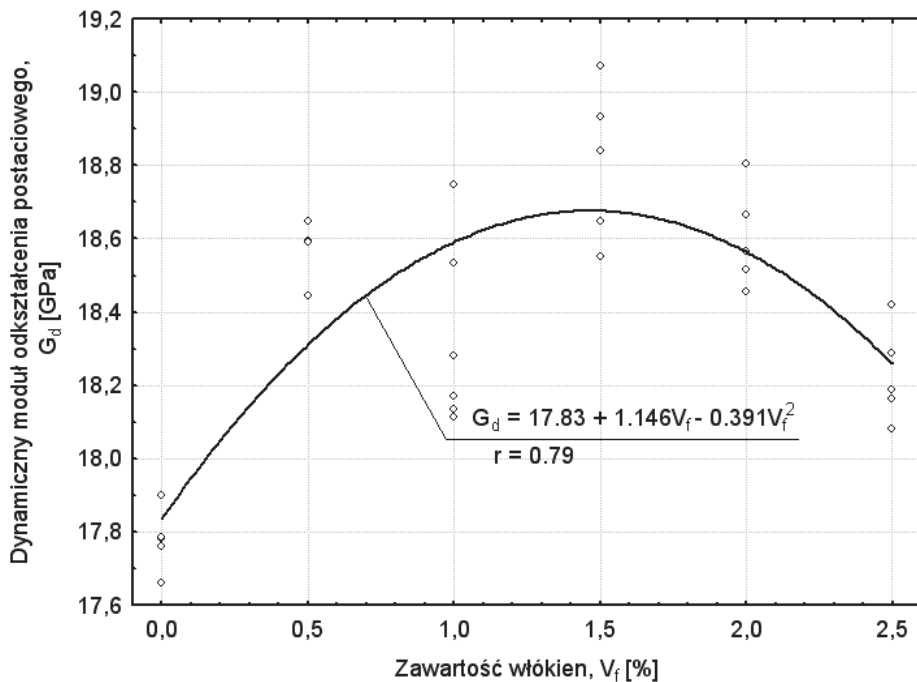
Rys. 4.28. Korelacja dynamicznego modułu sprężystości drobnokruszywowego fibrokompozytu i natężenia prądu (Głodkowska i Kobaka 2013b)

Fig. 4.28. Correlation between dynamic modulus of elasticity of waste sand fiber composite and intensity of current (Głodkowska i Kobaka 2013b)

4.2.7. Dynamiczny moduł odkształcenia postaciowego

Dynamiczny moduł odkształcenia postaciowego (G_d) wyznaczono badając częstotliwości drgań własnych belek (Głodkowska i Kobaka 2013c). Przebiegi czasowe wywoływanych drgań skrętnych były poddawane transformacji Fourier'a. Najmniejszy wskaźnik zmienności (ν) dy-

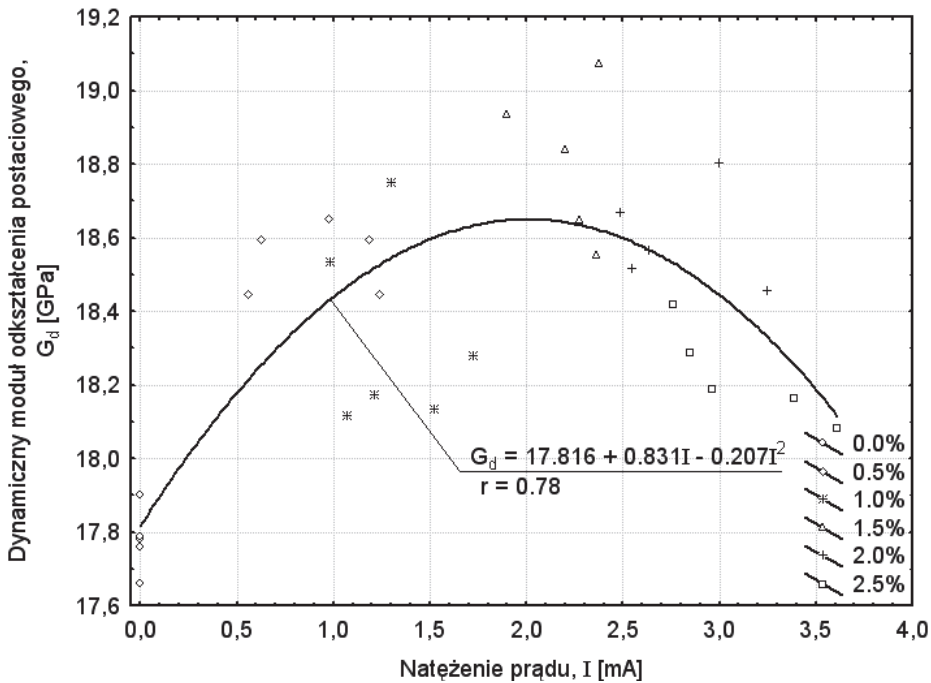
dynamicznego modułu odkształcenia postaciowego wyniósł $\nu = 0,5\%$ dla kompozytu bez włókien, największy $\nu = 1,4\%$ dla fibrokompozytu o $V_f = 1\%$. Świadczy to o dużej jednorodności drobnokruszywowego fibrokompozytu wytworzonego z piasków odpadowych. Wzrost wartości dynamicznego modułu odkształcenia postaciowego (G_d) występuje przy zawartości włókien stalowych w przedziale $V_f = 0-1,5\%$ (rys. 4.29). Do podobnych wniosków doszli także Teng i współautorzy (Teng i in. 2004). Powyżej $1,5\%$ zawartości włókien stalowych w mieszance kompozytu obserwuje się obniżenie wartości dynamicznego modułu odkształcenia postaciowego. Wartość modułu G_d dla kompozytu bez włókien jest o około 5% mniejsza niż dla materiału o zawartości $V_f = 1,5\%$.



Rys. 4.29. Zależność dynamicznego modułu odkształcenia postaciowego drobnokruszywowego fibrokompozytu od zawartości włókien stalowych (Kobaka 2014)

Fig. 4.29. Relation between dynamic modulus of rigidity of waste sand fiber composite and volume content of steel fibers (Kobaka 2014)

Na rysunku 4.30 przedstawiono relację dynamicznego modułu odkształcenia postaciowego (G_d) i natężenia prądu (I). Analiza wyników badań wykazała przyrost dynamicznego modułu sprężystości od wartości 17,8 GPa przy natężeniu prądu 0 mA (kompozyt bez włókien) do wartości 18,65 GPa przy natężeniu prądu 2 mA, co odpowiada zawartości włókien stalowych rzędu 1,3% (por. rysunek 4.12) (Kobaka 2014). Po przekroczeniu wartości 2 mA następuje zmniejszenie modułu G_d do wartości 18,1 GPa. Zgodność przebiegu funkcji pokazanych na rysunku 4.29 i 4.30, tak jak i w przypadku omówionych już cech fibrokompozytu, świadczy o możliwości zastosowania metody indukcji elektromagnetycznej do oceny zawartości zbrojenia rozproszonego w fibrokompozycie drobnokruszywowym, co jest potwierdzeniem tezy przedstawionej w rozdziale 1.

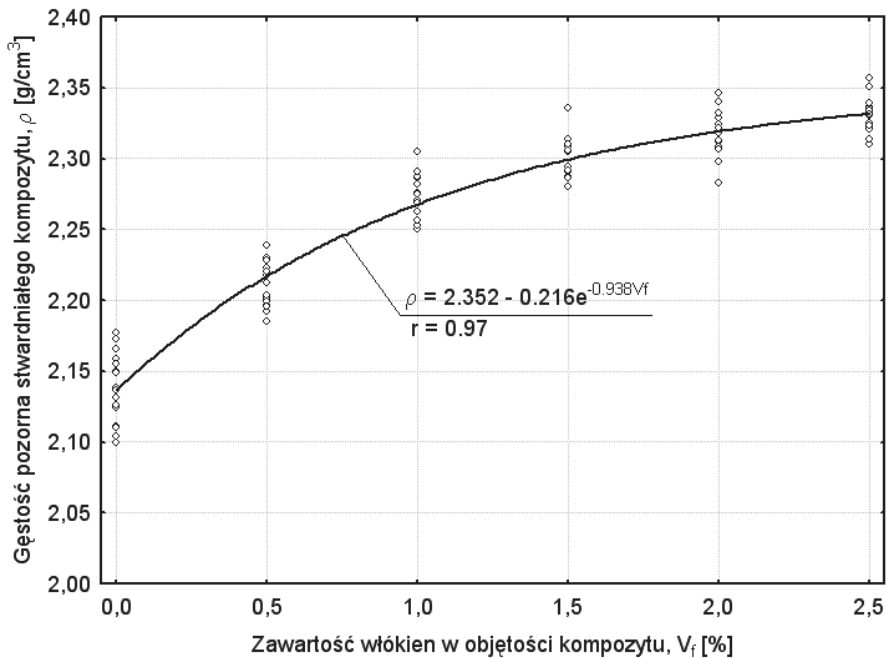


Rys. 4.30. Korelacja dynamicznego modułu odkształcenia postaciowego drobnokruszywowego fibrokompozytu i natężenia prądu (Kobaka 2014)

Fig. 4.30. Correlation between dynamic modulus of rigidity of waste sand fiber composite and intensity of current (Kobaka 2014)

4.2.8. Gęstość pozorna

Wzrost gęstości pozornej (ρ) drobnokruszywowego fibrokompozytu wytworzonego z piasków odpadowych następuje wraz z dodatkiem włókien stalowych (rys. 4.31). Nie przebiega ona jednak prostoliniowo, jak można byłoby spodziewać się z rachunku zastępowania matrycy włóknami stalowymi. Po przekroczeniu objętości włókien w mieszance kompozytu równej 1,5% obserwuje się powolny wzrost jego gęstości ρ .



Rys. 4.31. Zależność gęstości pozornej drobnokruszywowego fibrokompozytu od zawartości włókien stalowych (Głodkowska i Kobaka 2013a)

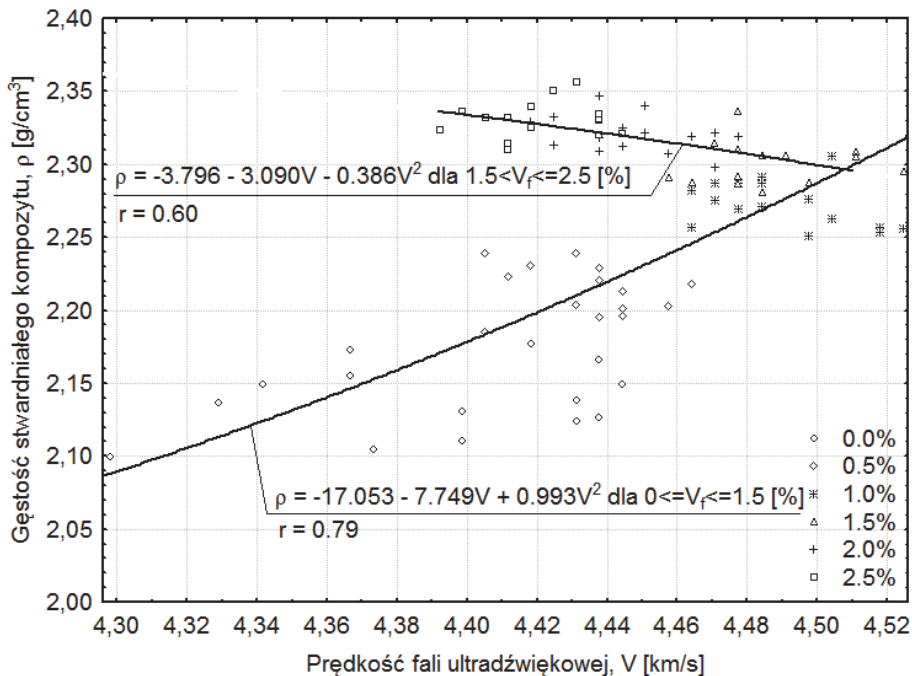
Fig. 4.31. Relation between apparent density of waste sand fiber composite and volume content of steel fibers (Głodkowska i Kobaka 2013a)

Zależność tę należy tłumaczyć tym, że włókna mają zdolność do napowietrzania mieszanki (Kronlöf 1994). Następstwem jest zwiększona porowatość stwardniałej matrycy i w efekcie mniejszy przyrost jej gęstości. Powierzchnia zespolenia pojedynczego włókna z matrycą zmniejsza się wraz ze wzrostem porów lub kawern w mieszance. Przyczynia się to do osłabienia przyczepności włókien stalowych do matrycy kompozytu.

Zaobserwowane zjawisko wydaje się być kluczem do wyjaśnienia przyczyn pogarszania się niektórych właściwości mechanicznych fibrokompozytów z dużą zawartością włókien stalowych, mając zasadnicze znaczenie dla jego trwałości oraz mechanizmu niszczenia się ustroju (Głodkowska i Kobaka 2013b).

Wskaźnik zmienności (v) wyniósł 1,2% w przypadku kompozytu bez włókien oraz nie przekroczył $v = 1\%$ dla materiału z dodatkiem włókien stalowych w przedziale 0,5-2,5%, co wskazuje na dużą jednorodność materiału.

Korelacja gęstości pozornej (ρ) fibrokompozytu i prędkości propagacji fali ultradźwiękowej (V) opisana została, tak jak wcześniej omówione cechy, przez dwie krzywe w postaci wielomianów drugiego stopnia (rys. 4.32).

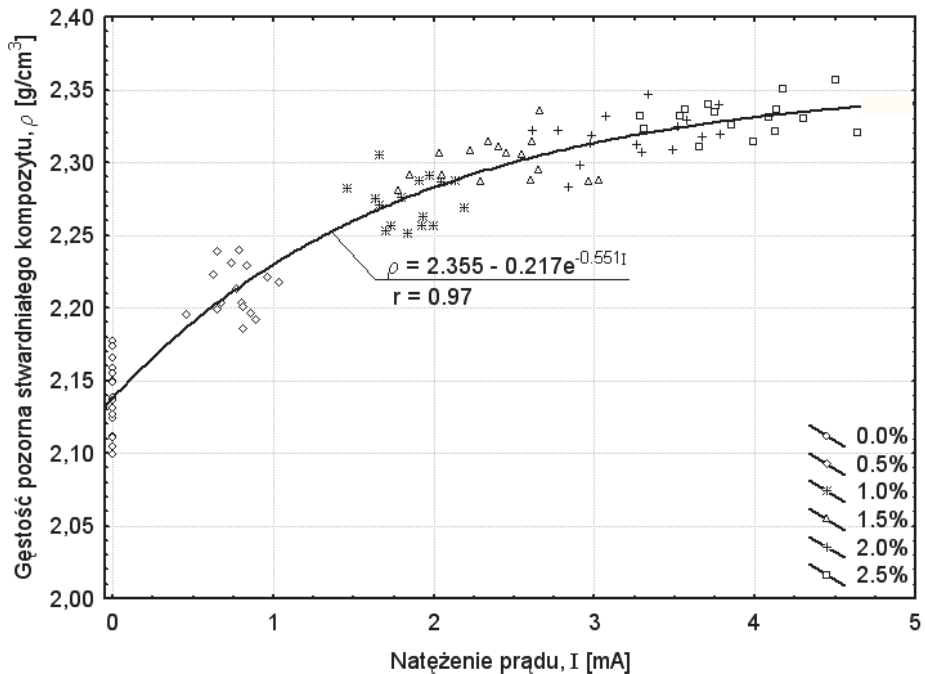


Rys. 4.32. Korelacja gęstości pozornej drobnokruszywowego fibrokompozytu i prędkości propagacji fali ultradźwiękowej (Głodkowska i Kobaka 2013b)

Fig. 4.32. Correlation between apparent density of waste sand fiber composite and propagation velocity of ultrasonic wave (Głodkowska i Kobaka 2013b)

Obserwuje się wraz ze wzrostem gęstości pozornej spadek prędkości fali ultradźwiękowej z wartości około 4,5 km/s do 4,4 km/s. Znajduje to potwierdzenie w spadku przyrostu gęstości ρ drobnokruszywowego fibrokompozytu po przekroczeniu 1,5% zawartości włókien stalowych w mieszance kompozytu (por. rysunek 4.31 i 4.32).

Na rysunku 4.33 przedstawiono korelację gęstości pozornej (ρ) fibrokompozytu i natężenia prądu (I). Zgodność przebiegu funkcji pokazanych na rysunku 4.31 i 4.33 wskazuje na możliwość zastosowania metody indukcji elektromagnetycznej do oceny zawartości zbrojenia rozproszonego w kompozycie. Tym samym potwierdza poprawność tezy podanej w rozdziale 1.



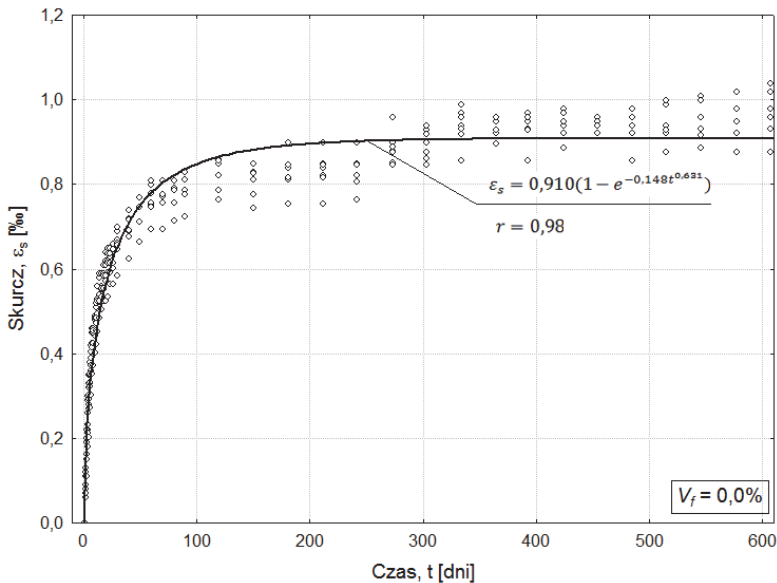
Rys. 4.33. Korelacja gęstości pozornej drobnokruszywowego fibrokompozytu i natężenia prądu (Głodkowska i Kobaka 2013a)

Fig. 4.33. Correlation between apparent density of waste sand fiber composite and intensity of current (Głodkowska i Kobaka 2013a)

4.2.9. Skurcz

Skurcz drobnokruszywowego fibrokompozytu wytworzonego z piasków odpadowych był około dwukrotnie większy niż skurcz betonu zwykłego. Wynika to z zastosowania drobnego kruszywa, jako wypełniacza. Zaletą takiego wypełniacza jest możliwość znacznego polepszenia właściwości mechanicznych materiału poprzez zastosowanie większej zawartości włókien stalowych niż w przypadku tradycyjnych kompozytów o wypełniaczach żwirowo-piaskowych.

Stabilizacja odkształceń skurczowych nastąpiła po 600 dniach od chwili wykonania fibrokompozytu. Największym skurczem o wartości 0,91‰ charakteryzował się kompozyt bez włókien stalowych (rys. 4.34). Włókna ograniczają skurcz, który w fibrokompozycie o zawartości włókien 0-2,5% wynosi odpowiednio: 0,91-0,75‰ (por. tabela 4.9). Zmniejszenie skurczu poprzez zastosowanie włókien w kompozytach cementowych, podawane przez innych autorów, to: 21% dla betonu zwykłego zawierającego 1,5% włókien stalowych (Atis i Karahan 2009) i 24% dla betonów lekkich (Domagała 2011).



Rys. 4.34. Przebieg w czasie skurczu drobnokruszywowego kompozytu bez włókien stalowych (Głodkowska i Laskowska-Bury 2014)

Fig. 4.34. Time-dependent shrinkage of waste sand composite without steel fibers (Głodkowska i Laskowska-Bury 2014)

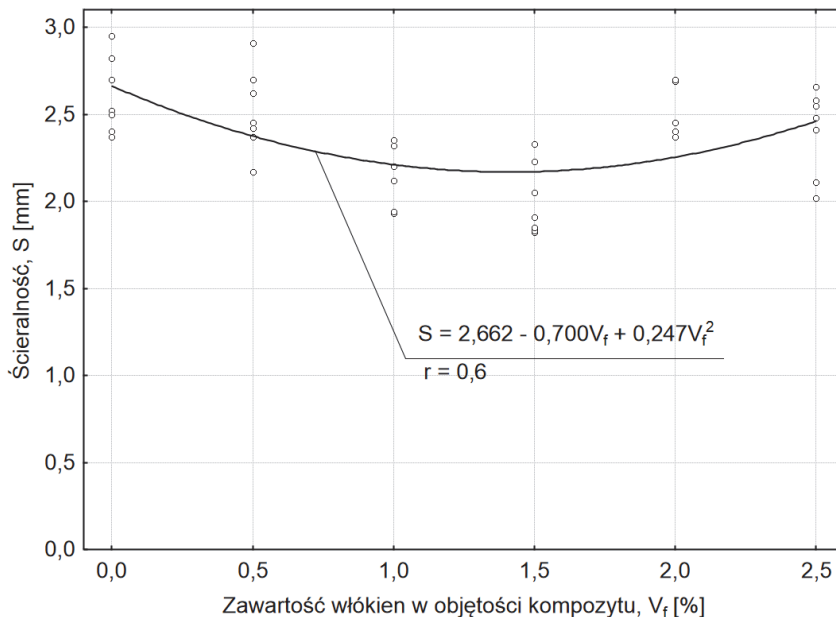
Tabela 4.9. Wpływ czasu dojrzewania i zawartości włókien na skurcz drobnokruszywowego kompozytu (Kobaka 2014, Głodkowska i Kobaka 2017b)

Table 4.9. Influence of curing time and volume content of fibers on shrinkage of waste sand composite (Kobaka 2014, Głodkowska and Kobaka 2017b)

Zawartość włókien V_f [%]	Wartość średnia skurczu ε_s [%]	Współczynnik korelacji r_{ε_s} [-]	Funkcja opisująca przebieg w czasie skurczu
0,0	0,91	0,98	$\varepsilon_s = 0.910(1 - e^{-0.148t^{0.631}})$
0,5	0,89	0,85	$\varepsilon_s = 0.887(1 - e^{-0.169t^{0.699}})$
1,0	0,85	0,93	$\varepsilon_s = 0.851(1 - e^{-0.178t^{0.616}})$
1,5	0,84	0,97	$\varepsilon_s = 0.842(1 - e^{-0.147t^{0.657}})$
2,0	0,78	0,92	$\varepsilon_s = 0.780(1 - e^{-0.164t^{0.692}})$
2,5	0,75	0,92	$\varepsilon_s = 0.749(1 - e^{-0.167t^{0.635}})$

4.2.10. Odporność na ścieranie

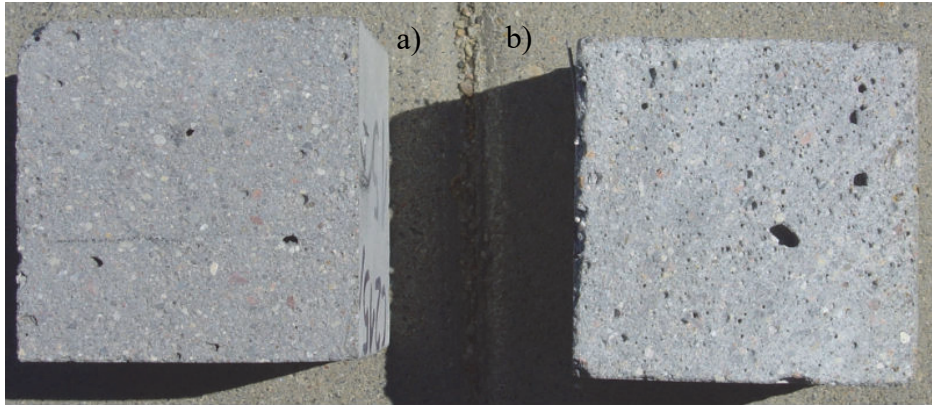
Dodatek włókien stalowych w drobnokruszywowym fibrokompozycie powoduje wzrost odporności na ścieranie, co potwierdzają również inni autorzy (Shah i Ribakov 2011, Šušterišič 1992, Šušterišič i in. 2007). Przy objętości włókien 1,4%, materiał ten wykazuje najkorzystniejszą odporność na ścieranie, wynoszącą 2,2 mm (rys. 4.35). Największa (najmniej korzystna) ścieralność, wynosząca 2,7 mm, występuje dla kompozytu bez włókien. Jest to różnica 19%. Powyżej zawartości włókien stalowych równej 1,4% obserwuje się już spadek odporności na ścieranie. Fibrokompozyt zawierający 2,5% włókien stalowych charakteryzuje się ścieralnością równą 2,4 mm (Kobaka 2014). Zgodnie z normą PN 83/B-06256 ścieralność betonu nie powinna być większa niż 2,5 mm dla betonu użytkowanego w warunkach dużego i ciężkiego obciążenia ruchem. Omawiany drobnokruszywowy fibrokompozyt wytworzony z piasków odpadowych, z zawartością włókien od 1,0% do 2,5%, spełnia te wymagania.



Rys. 4.35. Zależność ścieralności drobnokruszywowego fibrokompozytu od zawartości włókien stalowych (Głodkowska i Kobaka 2017a)

Fig. 4.35. Relation between abrasion resistance of waste sand fiber composite and volume content of steel fibers (Głodkowska I Kobaka 2017a)

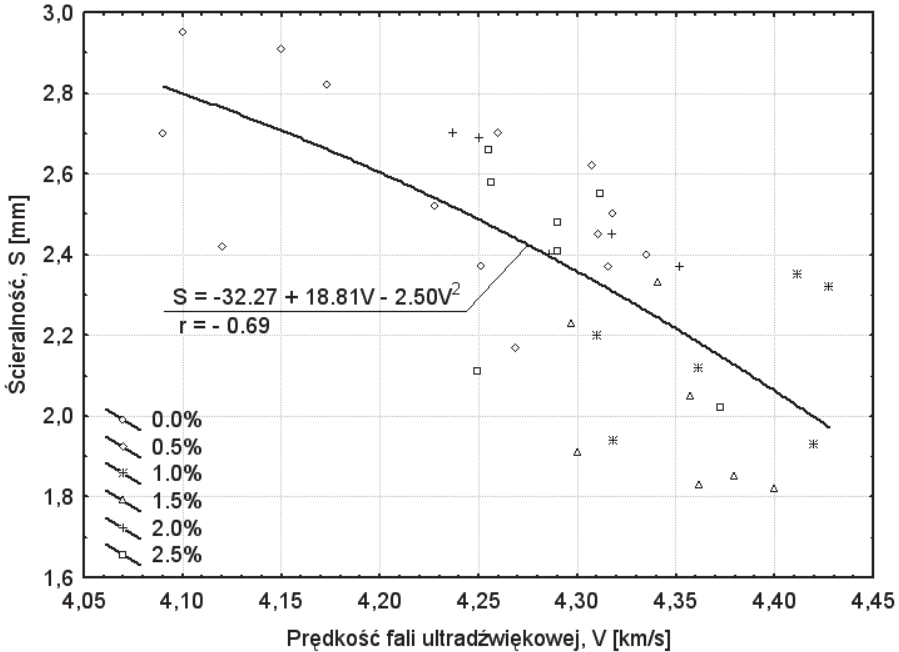
Wartości wskaźnika zmienności odporności na ścieranie dla wszystkich rodzajów fibrokompozytów o różnej zawartości włókien nie przekroczyły 11%, co wskazuje na dużą jednorodność materiału. Obraz przekroju próbki pokazanej na rysunku 4.36 wskazuje wyraźnie na większą porowatość fibrokompozytu z zawartością włókien 2,5% w stosunku do zawartości 1%, a w konsekwencji pogorszenie ścieralności materiału. Tak jak wspomniano wcześniej, włókna mają tendencję do napowietrzania mieszanki podczas mieszania jej składników.



Rys. 4.36. Widok przekroju próbki z drobnokruszywowego fibrokompozytu o zawartości włókien: a) 1%, b) 2,5% (Kobaka 2014)

Fig. 4.36. View of the cross-section of waste sand fiber composite sample with volume content of fibers: a) 1%, b) 2.5% (Kobaka 2014)

Korelację ścieralności (S) i prędkości propagacji fali ultradźwiękowej (V) przedstawiono na rysunku 4.37. Wraz ze wzrostem prędkości fali ultradźwiękowej pogarsza się odporność na ścieranie drobnokruszywowego fibrokompozytu. Im bardziej jednorodna jest jego struktura, tym fala ultradźwiękowa przebiega szybciej. Osiągnięta jest więc korzystniejsza odporność na ścieranie (Głodkowska i Kobaka 2013b). Wpływ porowatości na prędkość przepływu fali ultradźwiękowej szeroko omówiono w publikacjach (Lafhaj 2006, Vergara i in. 2001). Przedstawione w tych pracach rezultaty badań są zgodne z rezultatami omówionymi powyżej. Zgodnie z przedstawioną krzywą regresji (rys. 4.37), dla prędkości fali ultradźwiękowej $V = 4,42$ km/s, najmniejsza ścieralność wynosi 2 mm (Kobaka 2014).

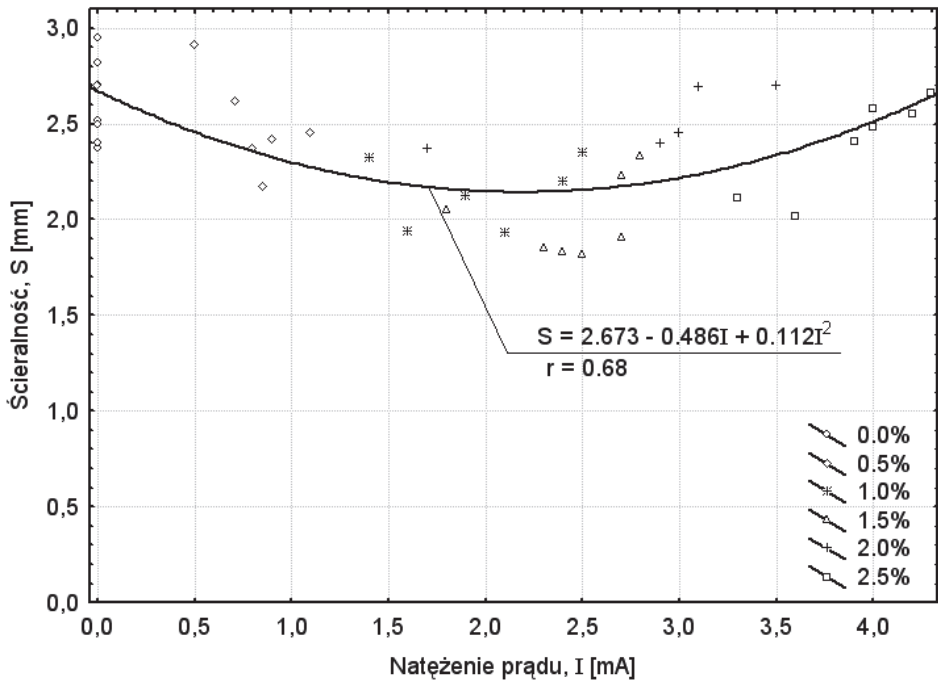


Rys. 4.37. Korelacja ścieralności drobnokruszywowego fibrokompozytu i prędkości propagacji fali ultradźwiękowej (Głodkowska i Kobaka 2013b)

Fig. 4.37. Correlation between abrasion resistance of waste sand fiber composite and propagation velocity of ultrasonic wave (Głodkowska i Kobaka 2013b)

Reasumując: włókna stalowe tylko do pewnego stopnia poprawiają odporność na ścieranie. Powyżej zawartości włókien 1,4% następuje pogorszenie odporności na ścieranie.

Ekstremum korelacji ścieralności i natężenia prądu (rys. 4.38), odpowiadające najmniejszej ścieralności drobnokruszywowego fibrokompozytu jest równe natężeniu prądu o wartości 2,2 mA, przy zawartości włókien 1,4%. Zgodność przebiegu funkcji pokazanych na rysunku 4.35 i 4.38 świadczy o możliwości zastosowania metody indukcji elektromagnetycznej do oceny zawartości zbrojenia rozproszonego w kompozycie (Głodkowska i Kobaka 2017b).

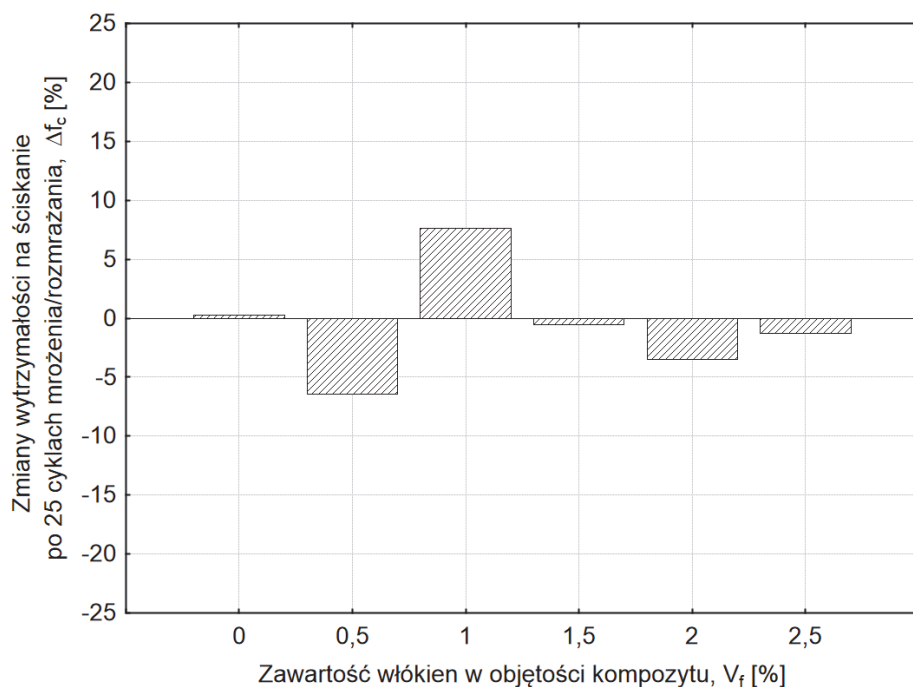


Rys. 4.38. Korelacja ścieralności drobnokruszywowego fibrokompozytu i natężenia prądu (Głodkowska i Kobaka 2013b)

Fig. 4.38. Correlation between abrasion resistance of waste sand fiber composite and intensity of current (Głodkowska i Kobaka 2013b)

4.2.11. Mrozoodporność

Badania zamrażania i odmrażania wykazały, że drobnokruszywowy fibrokompozyt wytworzony z piasków odpadowych jest mrozoodporny (Kobaka 2014). Różnica temperatury w pojedynczym cyklu wynosiła $\Delta t = 36^\circ\text{C}$. Największy zaobserwowany ubytek wytrzymałości wyniósł 6% dla zawartości włókien 0,5%. Zgodnie z PN-88/B-6250 beton zwykły określa się jako mrozoodporny przy dopuszczalnym spadku wytrzymałości poniżej 20%. W analizowanym przypadku nie stwierdzono wpływu włókien stalowych na mrozoodporność drobnokruszywowego fibrokompozytu wytworzonego z piasków odpadowych (rys. 4.39).



Rys. 4.39. Zmiany wytrzymałości na ściskanie po cyklach zamrażania-odmrażania drobnokruszywowego fibrokompozytu o różnej zawartości włókien stalowych (Kobaka 2014)

Fig. 4.39. Change in compressive strength after freeze-thaw cycles of waste sand fiber composite with different volume content of steel fibers (Kobaka 2014)

4.3. Optymalny skład drobnokruszywowego fibrokompozytu wytworzonego z piasków odpadowych

Krzywe regresji przedstawione w rozdziale 4.2 pozwoliły na wyznaczenie maksymalnej zawartości włókien stalowych w kompozycie drobnokruszywowym na bazie piasków odpadowych, przy której spełnione są wymagania stawiane betonowi zwykłemu (Głodkowska i Laskowska-Bury 2013, Głodkowska i Laskowska-Bury 2016). Funkcje opisujące wytrzymałość na ściskanie oraz na rozciąganie przy rozłupywaniu nie dały konkretnej odpowiedzi na stawiane pytanie. Wartości tych cech wykazują wzrost w zakresie przyjętych procentowych zawartości włókien stalowych. Posłużono się więc funkcjami regresji tych właściwości,

które ulegały pogorszeniu wraz ze wzrostem zawartości włókien stalowych w kompozycie drobnokruszywowym, a mianowicie: ścieralność, dynamiczny moduł sprężystości i dynamiczny moduł odkształcenia postaciowego. W rezultacie wyznaczono maksymalną ilość włókien stalowych (ekstrema funkcji regresji), po przekroczeniu, których następował spadek wartości rozważanych cech. Ostatecznie ustalono (tabela 4.10), biorąc pod uwagę doświadczenia innych autorów (Gao i in. 1997, Piątek i Katzer 1998, Ponikiewski 2011), że pod względem najkorzystniejszych właściwości oraz ekonomicznym maksymalna zawartość włókien stalowych w drobnokruszywowym kompozycie na bazie piasków odpadowych wynosi 1,2%. Przy tej ilości włókien wartość wytrzymałości na ściskanie kompozytu drobnokruszywowego zwiększa się o ok. 37% w stosunku do kompozytu bez włókien. Dozowanie włókien w większej ilości nie powoduje już znacznego wzrostu wytrzymałości na ściskanie, jak i rozciąganie. Przyrost wytrzymałości kompozytu przy ilości włókien stalowych równej 2%, to tylko poziom rzędu kilku MPa w stosunku do kompozytu z dodatkiem włókien w ilości 1,2%. Zwiększenie ilości włókien do 2% bardzo niekorzystnie wpływa na konsystencję i urabialność mieszanki.

Tabela 4.10. Skład 1 m³ mieszanki drobnokruszywowego fibrokompozytu na bazie piasków odpadowych, jako alternatywa dla betonu zwykłego (Głodkowska i Laskowska-Bury 2013, Głodkowska i Laskowska-Bury 2016)

Table 4.10. Composition of 1 m³ of waste sand fiber composite mix, as an alternative to ordinary concrete (Głodkowska and Laskowska-Bury 2013, Głodkowska and Laskowska-Bury 2016)

Lp.	Składniki	Ilość [kg]
1	Cement CEM II/AV 42,5R	420
2	Kruszywo	1570
3	Woda	160
4	Pył krzemionkowy	21,0
5	Plastyfikator	16,8
6	Włókna stalowe EKOMET	94,5 (1,2%)

Ustalona zawartość włókien stalowych w drobnokruszywowym fibrokompozycie zbliżona jest do proponowanej przez Glinickiego, który uważa, że efektywny stopień zbrojenia rozproszonego kształtuje się na poziomie ok. 1% (Glinicki i in. 2001). Przyjęta ilość włókien zawiera się także w przedziale proponowanym przez Gao (Gao i in. 1997), tj. w ilości od 1% do 1,5%. Ponadto ilość tę ustalono biorąc pod uwagę konsystencję mieszanki (por. rys. 4.9) i jej urabialność, na co uwagę zwracał między innymi Karwacki (Karwacki 1996).

Właściwości drobnokruszywowego fibrokompozytu wytworzonego z piasków odpadowych oraz betonu zwykłego zamieszczono w tabeli 4.11 (Laskowska-Bury 2017).

Badania i analizy przeprowadzone przez Autorkę wraz z zespołem wykazały, że kompozyt drobnokruszywowy na bazie piasków odpadowych z zawartością włókien stalowych w ilości 1,2% charakteryzuje się właściwościami podobnymi bądź korzystniejszymi niż beton zwykły, np. wytrzymałość na rozciąganie przy rozłupywaniu, współczynnik pełzania czy ścieralność. Na podstawie wyznaczonych wskaźników zmienności (od 1% dla gęstości pozornej do 8% w przypadku wytrzymałości na rozciąganie przy rozłupywaniu) stwierdzono bardzo dobrą jakość drobnokruszywowego fibrokompozytu wytworzonego z piasków odpadowych.

Zależności między cechami drobnokruszywowego fibrokompozytu na bazie piasków odpadowych, które pozwalają na określenie jego właściwości, bądź kompozytu o podobnym składzie, bez wykonywania niektórych badań laboratoryjnych przedstawiono w tabeli 4.12.

Tabela 4.11. Podstawowe właściwości drobnokruszywowego fibrokompozytu wytworzonego z piasków odpadowych oraz betonu zwykłego (Głodkowska i Kobaka 2017b, Laskowska-Bury 2017)
Table 4.11. Basic properties of waste sand fiber composite and ordinary concrete (Głodkowska and Kobaka 2017b, Laskowska-Bury 2017)

Właściwość	Materiał		Metodyka oznaczenia
	Fibrokompozyt	Beton zwykły*	
Gęstość pozorna w stanie suchym: ρ , [kg/m ³]:	2290	2000-2600	PN-EN 12390-7
Wytrzymałość na ściskanie: $f_{c,cyl}$, [MPa]	64,4	12-50	PN-EN 12390-3
Wytrzymałość na ściskanie: $f_{c,cube}$, [MPa]	67,6	15-60	
Wytrzymałość na rozciąganie przy rozłupywaniu: $f_{t,sp}$ [MPa]	7,3	3,0-3,7	PN-EN 12390-6
Statyczny moduł sprężystości: E_c , [GPa]	36,7	29-37	PN-EN 12390-13
Pełzanie: ε_p , [%]	0,26	0,1-1,0	Instrukcja ITB 194/98
Skurcz: ε_{cs} , [‰]	0,88	0,2-0,6	
Odporność na ścieranie: A , [cm ³ /50 cm ²]	9,0	1,5-22	PN-EN 13892-3
Wytrzymałości resztkowe: (f_{Rj}) , [MPa]	$f_{R1} = 9,3$	nie dotyczy	PN-EN 14651
	$f_{R2} = 8,8$		
	$f_{R3} = 7,9$		
	$f_{R4} = 7,0$		
Wytrzymałość na ścinanie: τ [MPa]	12,9	–	JCI-SF6

* Źródło: (Jamroz 2000, Neville 2000, Praca zbiorowa 2005, Śliwiński 1999, PN-EN 1992-1-1:2008)

Tabela 4.12. Zależności pomiędzy właściwościami drobnokruszywowego fibrokompozytu wytworzonego z piasków odpadowych o zawartości włókien 1,2% (Laskowska-Bury 2017)

Table 4.12. Relations between the properties of waste sand fiber composite with 1.2% fiber content (Laskowska-Bury 2017)

Opis zależności	Wzór
Zależność pomiędzy walcową i kostkową wytrzymałością na ściskanie	$f_{c,cyl} = 0,94 \cdot f_{c,cube}$
Zależność wytrzymałości na ściskanie w czasie	$f_{cm}(t) = f_{cm}(28) \cdot \exp \left\{ 0,2 \cdot \left[1 - \left(\frac{28}{t} \right)^{0,7} \right] \right\}$
Zależność wytrzymałości na rozciąganie przy rozłupywaniu od wytrzymałości na ściskanie	$f_{t,spl} = \frac{f_{c,cyl}}{16,8 - 0,128 \cdot f_c}$
Zależność wytrzymałości na rozciąganie przy rozłupywaniu w czasie	$f_{t,spl}(t) = f_{t,spl}(28) \cdot \exp \left\{ 0,2 \cdot \left[1 - \left(\frac{28}{t} \right)^{0,73} \right] \right\}$
Zależność wytrzymałości na rozciąganie przy rozłupywaniu w czasie od wytrzymałości na ściskanie	$f_{t,spl}(t) = 0,83 \cdot \sqrt[0,15]{f_{c,cyl} \cdot \left(\frac{t}{28} \right)}$
Zależność wytrzymałości resztkowej f_{R1k} od wytrzymałości na ściskanie	$f_{R1} = 0,02 \cdot f_{c,cyl}^2 - 2,45 \cdot f_{c,cyl} + 75,5$

Tabela 4.12. cd.
Table 4.12. cont.

Opis zależności	Wzór
Zależność wytrzymałości resztkowej f_{R1k} od wytrzymałości na rozciąganie przy rozłupywaniu	$f_{R1} = 1,03 \cdot f_{t,spl}^2 - 12,65 \cdot f_{t,spl} + 41,16$
Zależność wytrzymałości resztkowej f_{R3k} od wytrzymałości na ściskanie	$f_{R3} = 0,037 \cdot f_{c,cyl}^2 - 4,13 \cdot f_{c,cyl} + 121,8$
Zależność wytrzymałości resztkowej f_{R3k} od wytrzymałości na rozciąganie przy rozłupywaniu	$f_{R3} = 1,16 \cdot f_{t,spl}^2 - 14,32 \cdot f_{t,spl} + 50,36$
Zależność wytrzymałości na ścinanie od wytrzymałości na ściskanie	$\tau_c = 0,025 \cdot f_{c,cyl}^{1,5}$
Zależność statycznego modułu sprężystości od wytrzymałości na ściskanie	$E_c = 0,29 \cdot f_{c,cyl}^{1,16}$
Zależność odporności na ścieranie od wytrzymałości na ściskanie	$A = 0,04 \cdot f_{c,cyl}^{1,28}$

Literatura

- Ahmaruzzaman, M. (2010). A review on the utilization of fly ash. *Progress in Energy and Combustion Science*, 36, 327-363.
- Aprobata Techniczna Instytutu Techniki Budowlanej nr AT-15-2095/1999, Włókna stalowe typu: 50x1,0 mm, 50x08 mm, 50x0,65 mm, 60x0,80 mm oraz 30x0,65 mm do zbrojenia betonu.
- Atis, C.D., Karahan, O. (2009). Properties of steel fiber reinforced fly ash concrete. *Construction and Building Materials*, 23, 392-399.
- Bolat, H. et al. (2014). The effects of macro synthetic fiber reinforcement use on physical and mechanical properties of concrete. *Composites Part B: Engineering*, 61, 191-198.
- Brandt, A.M., Kasperkiewicz, J., Glinicki, M.A., Marks, M. (1995). *Copmari-son of Two Types of Steel Fibers for SFRC*. Warszawa: IPPT.
- Byung-Wan, J., Young-Hyun, S., Young-Jin, K. (2001). The evaluation of elastic modulus for steel fiber reinforced concrete. *Russian Journal of Nonde-structive Testing*, 37(2), 152-161.
- Deklaracja Własności Użytkowych 2/2013/E.
- Domagała, L. (2011). Modification of properties of structural lightweight concrete with steel fibres. *Journal of Civil Engineering and Management*, 17(1), 36-44.
- Domański, T., Czkwianianc A. (2006). Wpływ zbrojenia rozproszonego na parametry mechaniczne betonu. *Przegląd budowlany*, 6, 32-36.
- Domski, J., Głodkowska, W. (2017). Selected Mechanical Properties Analysis of Composites Made on the Basis Fine Waste Aggregate. *Rocznik Ochrona Środowiska*, 19, 81-95.
- Dondelewski, H., Januszewski, M. (2008). *Betony cementowe. Zagadnienia wybrane*. Warszawa: WNT.
- El-Baden, A., Barr, B. (2000). *Shrinkage properties of steel fibre reinforced high strength concrete*. Brittle Matrix Composites 6, Warsaw.
- Felekoğlu, et al. (2007). Effects of steel fiber reinforcement on surface wear resistance of self-compacting repair mortars. *Cement and Concrete Composites*, 29(5), 391-396.
- Gao, J., Sun, W., Morino, K. (1997). Mechanical Properties of Steel Fiber-reinforced, Highstrength, Lightweight Concrete. *Cement and Concrete Composites*, 19, 307-313.
- Glinicki, M. A., Litorowicz, A., Zieliński, M. (2001). *Interpretacja badań od-porności fibrobetonów na pękanie przy zginaniu*. Konferencja Naukowa KILiW PAN i KN PZITB, Krynica.

- Glinicki, M.A. (2002). Ocena i projektowanie fibrobetonów na podstawie wytrzymałości równoważnej. *Drogi i mosty*, 3, 5-36.
- Glinicki, M.A. (2008). Badania właściwości fibrobetonu z makrowłóknami syntetycznymi, przeznaczonego na podłogi przemysłowe. *Cement-Wapno-Beton*, 4.
- Głodkowska W., Kobaka J. (2012). The Model of Brittle Matrix Composites for Distribution of Steel Fibers. *Journal of Civil Engineering and Management*, 18(1), 145-150.
- Głodkowska, W., Kobaka, J. (2013). Modelling of properties and distribution of steel fibres within a fine aggregate concrete. *Construction and Building Materials*, 44, 645-653.
- Głodkowska, W., Kobaka, J. (2013). Ocena przydatności metod ultradźwiękowej i indukcji elektromagnetycznej do identyfikacji właściwości fibropiaskobetonu. *Przegląd Spawalniczy*, 12, 70-74.
- Głodkowska, W., Kobaka, J. (2013). Zastosowanie metod nieniszczących do oceny fibropiaskobetonu. *Materiały Budowlane*, 11, 6-8.
- Głodkowska, W., Kobaka, J. (2017). *Estymacja właściwości fibrokompozytu drobnokruszywowego przy użyciu metod nieniszczących*. Monografia ISBN 978-83-7880-499-4. Wybrane zagadnienia teoretyczne i doświadczalne w badaniach materiałów i konstrukcji budowlanych. Gliwice: Wyd. Politechniki Śląskiej, 129-138.
- Głodkowska, W., Kobaka, J. (2017). Porównanie właściwości fibrokompozytu na bazie piasków odpadowych do wymagań normowych dotyczących betonu zwykłego. *Przegląd Budowlany*, 9, 98-104.
- Głodkowska, W., Laskowska-Bury, J. (2014). *Kompozyty ze zbrojeniem rozproszonym na bazie piasków odpadowych*. Monografia ISBN 978-83-62081-83-7. Wybrane zagadnienia rewitalizacji obiektów budowlanych, Płock, 203-214.
- Głodkowska, W., Laskowska-Bury, J. (2014). *Właściwości fibrokompozytów wykonanych przy użyciu piasków odpadowych*. Monografia ISBN 978-83-7365-346-7. Gospodarka Odpadami Komunalnymi. Koszalin: Wyd. Politechniki Koszalińskiej, 53-66.
- Głodkowska, W., Laskowska-Bury, J. (2015). Waste Sands as a Valuable Aggregates to Produce Fibre-composites. *Rocznik Ochrona Środowiska*, 17, 507-525.
- Głodkowska, W., Laskowska-Bury, J. (2016). *Wybrane właściwości kompozytu drobnokruszywowego ze zbrojeniem rozproszonym*. Monografia ISBN 978-606-10-1775-1. Aktualne Zagadnienia Energetyki, Budownictwa i Inżynierii Środowiska, Wyd. Oradea University Press, 16-28.

- Głodkowska, W., Laskowska-Bury, J., Kobaka, J. (2013). Wpływ włókien stalowych na kształtowanie właściwości kompozytu drobnokruszywowego. *Materiały Budowlane*, 9, 28-30.
- Głodkowska, W., Lehmann, M., Ziarkiewicz, M. (2015). Wytrzymałości resztkowe fibrokompozytu na bazie piasków odpadowych. *Materiały Budowlane*, 5, 75-77.
- Głodkowska, W., Staszewski, M., Laskowska-Bury, J. (2017). Zależność modułu sprężystości drobnokruszywowego fibrokompozytu od zawartości włókien stalowych. *Materiały Budowlane*, 5, 85-86.
- Głodkowska, W., Ziarkiewicz, M., Lehmann, M. (2017). Zastosowanie wytrzymałości resztkowej do analizy nośności strefy przypodporowej belek z fibrokompozytu na bazie piasków odpadowych. *Materiały Budowlane*, 5, 91-93.
- Głodkowska, W., Ziarkiewicz, M., Lehmann, M. (2017). Zależność ugięciemierzokość rozwarcia rysy w badaniach wytrzymałości resztkowej fibrokompozytu na bazie piasków odpadowych. *Materiały Budowlane*, 5, 83-84.
- Grzelak, E. (1973). *Technologia kruszyw mineralnych*. Warszawa: Arkady.
- Holschemacher, K., Mueller, T., Ribakov, Y. (2010). Effect of steel fibres on mechanical properties of high-strength concrete. *Materials and Design*, 31, 2604-2615.
- Jamroży, Z. (1985). *Drutobeton*. Kraków: Wydawnictwo Politechniki Krakowskiej im. Tadeusza Kościuszki.
- Jamroży, Z. (2000). *Analiza doboru składu drutobetonu do nawierzchni*. Konferencja naukowo-techniczna MATBUD 2000, Kraków, 148-155.
- Jamroży, Z. (2000). *Beton i jego technologie*. Warszawa-Kraków: PWN.
- Jasiczak, J., Mikołajczyk, P. (1997). *Technologia betonu modyfikowanego domieszkami i dodatkami*. Poznań: Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej.
- Karwacki, J. (1996). *Beton zbrojony włóknem stalowym*. Warszawa: Bautech.
- Katzer, J. (2010). *Kształtowanie właściwości wybranych kompozytów cementowych*. Białystok: Oficyna Wydawnicza Politechniki Białostockiej.
- Kim, K.S. et al., (2012). Shear behavior model for steel fiber-reinforced concrete members without transverse reinforcements, *Composites Part B: Engineering*, 43(5), 2324-2334.
- Kobaka, J. (2014). *Model kompozytu mineralnego z włóknami rozproszonymi*. Koszalin: Rozprawa doktorska.
- Kolias, S., Williams, R.I.T. (1980). Relationships between the static and the dynamic moduli of elasticity in cement stabilized materials. *Materials and Structures*, 13, 90-107.
- Kronlöf, A. (1994). Effect of very fine aggregate on concrete strength. *Materials and Structures*, 27, 15-25.

- Kuczyński, W. (1956). *Betony konstrukcyjne. Projektowanie metodą kolejnych przybliżeń*. Warszawa: Budownictwo i Architektura.
- Lafhaj, Z. (2006). Correlation between porosity, permeability and ultrasonic parameters of mortar with variable water/cement ratio and water content. *Cement and Concrete Research*, 36(4), 625-633.
- Laskowska-Bury, J. (2017). *Wybrane cechy fizyko-mechaniczne fibrokompozytu wytworzonego na bazie kruszywa odpadowego*. Koszalin: Rozprawa doktorska.
- Maidl, B.R. (1995). *Steel Fibre Reinforced Concrete*. Berlin: Ernst & Sohn.
- Marcinkowski, S., Kobaka, J., Rajewski S. (1978). *Zagadnienie wdrażania betonów drobnokruszywowych do produkcji prefabrykatów w budownictwie uprzemysłowionym*. Prace Instytutu Budownictwa, Koszalin: Wydawnictwo Wyższa Szkoła Inżynierska w Koszalinie.
- Minelli, F., Plizzari, G.A. (2010). Fiber reinforced concrete characterization through round panel test – part I: experimental study. *Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures*, 1451-1460.
- Model Code 2010. *First complete draft*. Bulletin 55. International Federation for Structural Concrete (fib). Lausanne, Switzerland.
- Neville, A.M. (2000). *Właściwości betonu*. Kraków: Wyd. Stowarzyszenie Producentów Cementu – Polski Cement.
- Neville, A.M., Brooks, J.J. (2010). *Concrete technology*. Second edition. Pearson Education Limited, Harlow, England Prentice Hall.
- Olivito, R.S., Zuccarello, F.A. (2010). *An experimental study on the tensile strength of steel fiber reinforced concrete*. *Composites Part B: Engineering*, 41, 246-255.
- Petrażycki, B. (1977). *Betony drobnokruszywowe*. Warszawa: Centralny Ośrodek Badawczo-Rozwojowy Przemysłu Kruszyw Budowlanych.
- Piątek, Z., Katzer, J. (1998). Urabialność i konsystencja piaskobetonów modyfikowanych zbrojeniem rozproszonym i mikrokrzemionką. *Przegląd Budowlany*, 69(6), 24-26.
- PN 83/B-06256, Beton odporny na ścieranie.
- PN-EN 1008:2004, Woda zarobowa do betonu.
- PN-EN 1097-3, Badania mechanicznych i fizycznych właściwości kruszyw. Oznaczanie gęstości nasypowej i jamistości.
- PN-EN 12350-3, Badania mieszanki betonowej – Część 3: Badanie konsystencji metodą Vebe.
- PN-EN 14651:2007, Metoda badania betonu zbrojonego włóknem stalowym. Pomiary wytrzymałości na rozciąganie przy zginaniu (granica proporcjonalności LOP).
- PN-EN 14889-1, Włókna stalowe. Definicje, wymagania i zgodność.

- PN-EN 1992-1-1:2008, Eurokod 2. Projektowanie konstrukcji z betonu. Część 1-1: Reguły ogólne i reguły dla budynków.
- PN-EN 206-1, Beton. Część 1: Wymagania, właściwości, produkcja i zgodność.
- Ponikiewski, T. (2011). The rheology of fresh steel fibre reinforced self-compacting mixtures. *Architecture Civil Engineering Environment*, 4(2), 65-72.
- Praca zbiorowa (1981). *Metody projektowania betonów piaskowych*. Opracowane w ramach problemu B-219 pt. Zastosowanie piaskobetonów do prefabrykatów budowlanych produkowanych konwencjonalnie. Warszawa.
- Praca zbiorowa (red. Stefańczyk B.) (2005). *Budownictwo ogólne. Tom 1. Materiały i wyroby budowlane*. Warszawa: Arkady.
- Prashant, E., Pawade, Y. (2010). Effect of steel fibers on modulus of elasticity of concrete. *International Journal of Advanced Engineering Sciences and Technologies*, 7(2), 169-177.
- Rao, T.D.G., Rama, S.D. (2005). Analytical model for the torsional response of steel fiber reinforced concrete members under pure torsion. *Cement and Concrete Composites*, 27(4), 493-501.
- RILEM TC 162-TDF, 2003, Test and design methods for steel fibre reinforced concrete, σ - ϵ design method. *Material and Structures*, 36, 560-567.
- Sahin, Y., Koksall, F. (2011). The influences of matrix and steel fibre tensile strengths on the fracture energy of high-strength concrete. *Construction and Building Materials*, 25, 1801-1806.
- Shah, A.A., Ribakov, Y. (2011). Recent trends in steel fibered high-strength concrete. *Materials and Design*, 32, 4122-4151.
- Śliwiński, J. (1999). *Beton zwykły – projektowanie i podstawowe właściwości*. Kraków: Wyd. Stowarzyszenie Producentów Cementu – Polski Cement.
- Śliwiński, J. i in. (2008). *Wykorzystanie popiołów fluidalnych jako dodatku mineralnego do betonów*. Konferencja „Dni Betonu”, Kraków.
- Spiratos, N., Page, M., Mailvaganam, N.P., Malhorta, V.M., Jolicoeur, C. (2006). *Superplasticizers for Concrete: Fundamentals, Technology and Practice*. Supplementary Cementing Materials for Sustainable Development Inc., Ottawa.
- Sukontasukkul, P. et al. (2010). Post-crack (or post-peak) flexural response and toughness of fiber reinforced concrete after exposure to high temperature. *Construction and Building Materials*, 24, 1967-1974.
- Šušterišič J., Zajc A., Ercegovič, R. (2007). *Achievement of special properties of concrete with waste materials*. International Conference Waste Management, Environmental Geotechnology and Global Sustainable Development, Ljubljana.

- Šušterišič, J. (1992). *Resistance of over 1-year-old SFRC exposed to long-term erosion-abrasion loading*. Fibre Reinforced Cement and Concrete. Proceedings of the Fourth International Symposium held by RILEM, University of Sheffield.
- Świadectwo dopuszczenia do stosowania w budownictwie ITB 466/83 Piaskobeton.
- Teichman, J., Małasiewicz, A. (2006). *Posadzki przemysłowe*. Gdańsk: Wydawnictwo Politechniki Gdańskiej.
- Teng, T.L., Chu, Y.A., Chang, F.A., Hin, H.S. (2004). Calculating the elastic moduli of steel-fiber reinforced concrete using a dedicated empirical formula. *Computational Materials Science*, 31, 337-346.
- Uygunoglu, T. (2011). Effect of fiber type and content on bleeding of steel fiber reinforced concrete. *Construction and Building Materials*, 25, 766-772.
- Vergara, L. et al. (2001). NDE ultrasonic methods to characterize the porosity of mortars. *NDT & International*, 34, 557-562.
- Wang, Z.L., Wu, J., Wang, J.G. (2010). Experimental and numerical analysis on effect of aspect ratio on mechanical properties of SFRC. *Construction and Building Materials*, 24, 559-565.
- Xu, B.W., Shi, H.S. (2009). Correlations among mechanical properties of steel fiber reinforced concrete. *Construction and Building Materials*, 23, 3468-3474.
- Yazıcı, S., Inan, G., Tabak, V. (2007). Effect of aspect ratio and volume fraction of steel fiber on the mechanical properties of SFRC. *Construction and Building Materials*, 21, 1250-1253.
- Zhang, J. (2003). Modeling of the influence of fibers on creep of fiber reinforced cementitious composite. *Composites Science and Technology*, 63(13), 1877-1884.

5. Modele drobnokruszywowych fibrokompozytów wytworzonych z piasków odpadowych

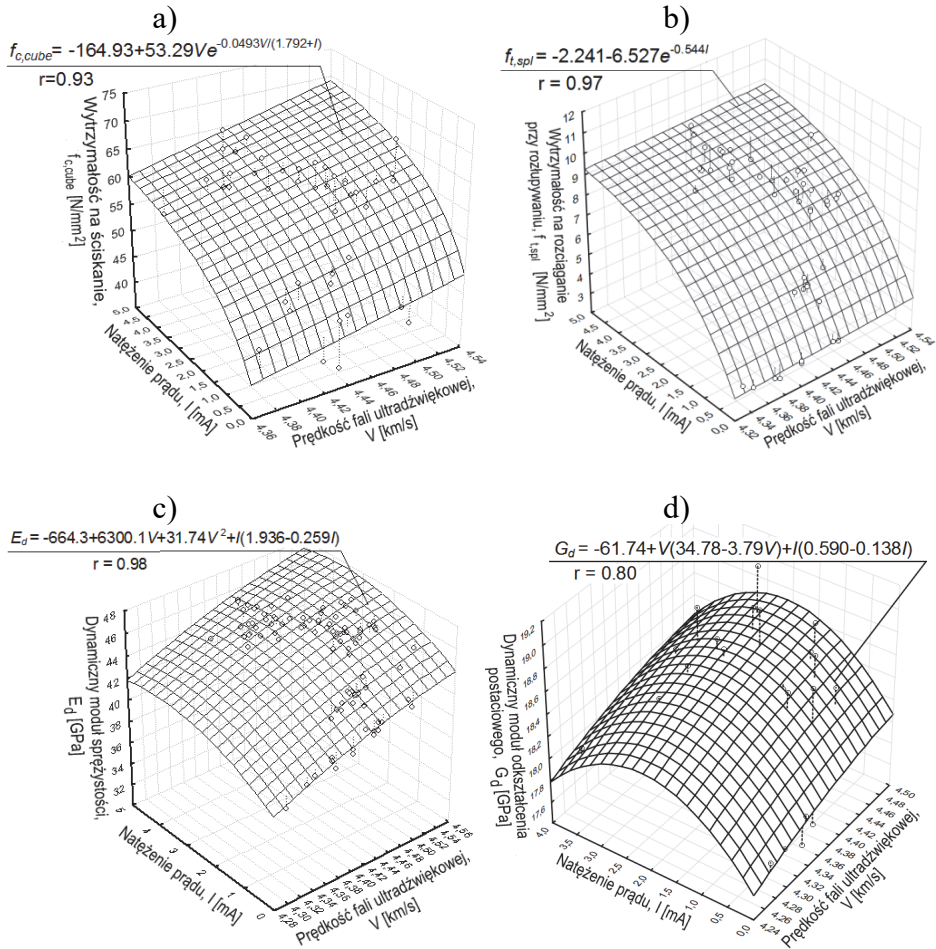
5.1. Matematyczny opis właściwości fibrokompozytu

W niniejszym rozdziale omówiono sposób określania właściwości fibrokompozytów metodami nieniszczącymi. Do zidentyfikowania cech drobnokruszywowego fibrokompozytu wytypowano dwie metody. Jedną z nich wykorzystuje indukcję elektromagnetyczną w celu oszacowania stopnia nasycenia kompozytu zbrojeniem rozproszonym, druga opiera się na ustaleniu prędkości propagacji fali ultradźwiękowej w przestrzeni kompozytu. Korelacja wyników uzyskanych metodami nieniszczącymi z odpowiednimi wartościami cech kompozytu ustalonymi na drodze doświadczalnej (rozdz. 4.2) pozwoliła na ustalenie równań regresji. W równaniach tych zmiennymi niezależnymi są natężenie indukowanego prądu (I) oraz prędkość propagacji fali ultradźwiękowej (V). Zmienną zależną jest właściwość fibrokompozytu.

Matematyczny opis właściwości mechaniczno-fizycznych i reologicznych fibrokompozytu jest więc zbiorem zależności funkcyjnych badanej cechy od dwóch zmiennych $f(V, I)$, tj. korelacji danej właściwości kompozytu oraz prędkości propagacji fal ultradźwiękowych (V) i natężenia prądu wywołanego przez indukcję elektromagnetyczną (I) (Głodkowska i Kobaka 2012, Głodkowska i Kobaka 2013b, Głodkowska i Kobaka 2017). Do jego opracowania posłużyły wyniki badań i ich analiza przedstawione w rozdziale 4.2.

Mając zdefiniowane korelacje wybranych cech fibrokompozytu i parametrów badań nieniszczących (V i I), w wyniku analizy wyznaczono równania regresji y (cecha fibrokompozytu) względem x i z (natężenie prądu I oraz prędkość fali V) – por. rysunek 5.1 oraz równania 5.1-5.7. Znając prędkość fali V i natężenie prądu I z równań 5.1-5.7 można określić podstawowe właściwości fibrokompozytu drobnokruszywowego wytworzonego przy użyciu piasków odpadowych.

Metoda indukcji elektromagnetycznej wraz z metodą opartą na prędkości propagacji fali ultradźwiękowej mogą być stosowane do estymacji cech drobnokruszywowych fibrokompozytów z włóknami stalowymi.



Rys. 5.1. Przykładowe korelacje: a) wytrzymałości $f_{c,cube}$, b) wytrzymałości $f_{t,spl}$, c) modułu E_d , d) modułu G_d od prędkości fali V i natężenia prądu I (Głodkowska i Kobaka 2012)

Fig. 5.1. Examples of correlations: a) strength $f_{c,cube}$, b) strength $f_{t,spl}$, c) modulus E_d , d) modulus G_d and velocity of wave V and intensity of current I (Głodkowska and Kobaka 2012)

$$\left\{ \begin{array}{l} f_{c,cube} = -164,93 + 53,29Ve^{-0,0493V/(1,792+I)} \quad r = 0,93 \quad (5.1) \\ f_{t,spl} = 2,241V - 6,527e^{-0,544I} \quad r = 0,97 \quad (5.2) \\ E_d = -664,3 + 300,1V - 31,74V^2 + I(1,936 - 0,259I) \quad r = 0,98 \quad (5.3) \\ S = -0,299V + 0,074V^2 + 2,854I - 0,0527I^2 \quad r = 0,77 \quad (5.4) \\ \epsilon_s = 9,554(1 - e^{-2,264t^{0,098}}) - 4,171V + 0,510V^2 - 0,029I \quad r = 0,97 \quad (5.5) \\ \rho = -26,03 + 12,83V - 1,45V^2 - 0,210e^{0,603I} \quad r = 0,97 \quad (5.6) \\ G_d = -61,74 + (V(34,78 - 3,79V) + I(0,590 - 0,138I)) \quad r = 0,80 \quad (5.7) \end{array} \right.$$

Zaproponowane równania regresji umożliwią nieniszczącą identyfikację cech drobnokruszywowych fibrokompozytów z włóknami stalowymi, co pozwala na szybką ocenę oraz kontrolę jakości takich materiałów. Zależności te mogą być także przydatne do określenia cech innych materiałów, podobnych pod względem składu mieszanki i rodzaju włókna.

5.2. Opis rozkładu włókien w fibrokompocie

W trakcie przeszło stu trzydziestu lat stosowania fibrokompozytów w budownictwie lądowym wielu autorów podejmowało próby opisu rozkładu włókien w przestrzeni kompozytu (Krenchel, 1975, Soroushian 1990, Stroeven 1991, Kooiman 2000, Lee i Kim 2010, Li i in. 1991). Opis rozkładu włókien jest zagadnieniem złożonym, ponieważ nieznanne jest rzeczywiste ułożenie włókien w przestrzeni kompozytu. Włókna w mieszance układają się pod różnymi kątami oraz w różnej odległości między sobą i ścianami formy. Ostateczny rozkład włókien w przestrzeni fibrokompozytu kształtowany jest przez szereg czynników, takich jak: właściwości matrycy (np. konsystencja mieszanki, wielkość ziaren kruszywa), a zwłaszcza procesów mieszania, formowania i zagęszczania. Rzeczywisty rozkład włókien i ich rzeczywistą zawartość, można sprawdzić na podstawie zdjęć rentgenowskich, tomografii lub przekrojów elementów wykonanych z takich materiałów. Nowym pojęciem jest struktura zbrojenia rozproszonego, która istotnie wpływa na właściwości kompozytu i powinna być monitorowana (Glinicki 2010). Do opisu struktury zbrojenia rozproszonego stosuje się określenie średniej zawartości włókien w jednostce objętości oraz uśrednionej orientacji włókien i tzw. roz-

stawu włókien. Na podstawie rozstawu włókien można ocenić współdziałanie pojedynczych włókien i ich wpływ na szereg właściwości fibrokompozytu (Glinicki 2010, Yazıcı i in. 2007). Rozkład włókien ma kluczowy wpływ na podstawowe właściwości mechaniczne kompozytu, jak np. wytrzymałość na rozciąganie. Do opisu rozkładu włókien w przestrzeni kompozytu stosowano różne metody. Lataste wskazał na przydatność nieniszczącej metody badań, polegającej na sprawdzeniu zmian poziomu oporności elektrycznej wzdłuż osi elementu do określania jednorodności rozkładu włókien (Lataste i in. 2008). Sposób prześwietlania próbek promieniami rentgenowskimi umożliwia sprawdzenie, czy i w jakim zakresie w badanym materiale występuje zjawisko segregacji włókien (Ferrara i Meda 2006). Do identyfikacji rozkładu włókien można zastosować metodę ich zliczania w przekroju wzdłuż długości elementu, opisaną w pracy (Kamiński i Bywalski 2010). Próby matematycznego opisu rozkładu włókien w przestrzeni kompozytu podjęli liczni autorzy. Krenchel analizował odległości pomiędzy włóknami przecinającymi płaszczyznę przekroju oraz powiązał ich liczbę z orientacją włókna w przestrzeni kompozytu, określając tzw. współczynnik orientacji włókna (Krenchel 1975). Soroushian i Lee wyznaczyli liczbę włókien przecinających przekrój rozpatrywanego elementu w zależności od zawartości włókien, powierzchni przekroju pojedynczego włókna oraz współczynnika orientacji włókna (Soroushian i Lee 1990). Autorzy ci zauważyli również, że pod wpływem wibrowania mieszanki fibrokompozytu zmienia się ułożenie włókien w jego przestrzeni. Stwierdzono, że włókna mają tendencję do osiadania. Stroeven zaproponował model określając tzw. współczynnik efektywności włókien w kompozycie, jako funkcję orientacji włókna w stosunku do powstałej rysy (Stroeven 2006, Stroeven 1991). Dupont i Vandewalle zdefiniowali liczbę włókien przecinających przekrój elementu uwzględniając warunki brzegowe i dzieląc przekrój na trzy sekcje: a) ułożenie włókna nie jest ograniczone ścianami, b) ułożenie włókna ograniczone jest jedną ścianą, c) ułożenie włókna ograniczają dwie ściany (Dupont i Vandewalle 2004). Li, Wang i Backer opracowali model bazujący na mechanice wyciągania włókien z płaszczyzny zniszczenia kompozytu uwzględniający losowość ich lokalizacji oraz orientację w przestrzeni kompozytu (Li i in. 1991). Kooiman wykazał, że wymiary przekroju oraz długość włókien wpływają w znacznym stopniu na ich współczynnik efektywności (Kooiman 2000). Natomiast, jako uzupełnie-

nie tych prac Lee i Kim wyznaczyli współczynnik efektywności dla włókien o kształcie pierścieniowym (Lee i Kim 2010). Współczynnik ten zdefiniowano w funkcji geometrii włókna, wymiarów próbki oraz zawartości włókien w kompozycie. Wielu autorów stosowało także metody statystyczne do określenia położenia i orientacji włókien w przestrzeni materiału. Laranjeira (Laranjeira i in. 2011) opierając się na wprowadzonym przez Krenchela pojęciu współczynnika orientacji włókna (Krenchel 1975) stwierdził, że rozkład kątów ułożenia włókien w kompozycie może być opisany rozkładem statystycznym Gaussa. Wykazano także, że na rozkład włókien ma wpływ rodzaj wibrowania. Gettu i współautorzy udowodnili, że wibrowanie ręczne powoduje niejednorodność rozkładu włókien w mieszance, zaś wibrowanie mechaniczne powoduje, że włókna mają tendencję do ułożenia poziomego w formowanym elemencie (Gettu i in. 2005). Kang i współautorzy opisali wpływ rozkładu włókien na wytrzymałość na rozciąganie przy zginaniu (Kang i in. 2011). Stwierdzono, że rozkład normalny nie powinien być stosowany do przewidywania tej wytrzymałości, ponieważ występują duże rozbieżności między obliczeniami a wynikami eksperymentu. Modelem zbudowanym na podstawach statystycznych jest także model sformułowany przez Kamińskiego i współautorów (Kamiński i in. 2006). Model ten opracowano przy zastosowaniu rozkładu statystycznego *beta* zakładając, że w pobliżu ścian formy następuje koncentracja włókien.

Analizę struktury betonu zawierającego włókna stalowe przy pomocy tomografii komputerowej wykonali autorzy Ponikiewski i Gołaszewski (Ponikiewski i Gołaszewski 2013, Ponikiewski i Gołaszewski 2012). Autorzy opisali wpływ wybranej metody formowania fibrokompozytów samozagęszczalnych na rozmieszczenie włókien stalowych w elementach belkowych. Wykonane badania potwierdziły problemy z nierównomiernym i kierunkowym rozmieszczaniem się zbrojenia rozproszonego w postaci włókien stalowych w betonie samozagęszczalnym. Kasperkiewicz (Kasperkiewicz 1982) opracował model rozkładu włókien wyprowadzając wzory na powierzchnię przekroju poprzecznego elementu fibrokompozytowego, przypadającego na jedno włókno (Glinicki 2010, Kasperkiewicz 1982).

Niepożądanym zjawiskiem podczas wytwarzania mieszanki fibrokompozytów jest tzw. sedimentacja włókien. Włókna w mieszance rozkładają się w sposób losowy, pod różnymi kątami i w dużym przybliżeniu równomiernie w całej przestrzeni kompozytu. W trakcie wibrowania następuje ich sedimentacja. Włókna pod wpływem sił grawitacji, w większym lub mniejszym stopniu uzależnionym od konsystencji matrycy oraz czasu wibrowania, osiadają w kierunku dna formy. Wynikiem osiadania jest większa zawartość włókien w obszarach dna formy, niż na jej górze. Osiedlanie włókien występujące na etapie jego wytwarzania ma wpływ na przenoszenie naprężeń stwardniałego już kompozytu w trakcie jego użytkowania.

W literaturze można spotkać wiele różnych opisów rozkładu włókien w przestrzeni kompozytu. Nie napotyka się jednak próby opisanie rozkładu włókien uwzględniającego ich osiadanie w zależności od konsystencji mieszanki i czasu wibrowania. Z tych powodów Autorka z zespołem podjęła próbę opisu rozkładu włókien w drobnokruszywowych fibrokompozytach, a wyniki szeroko omówiono w publikacjach (Głodkowska i Kobaka 2011, Głodkowska i Kobaka 2013a, Głodkowska i Kobaka 2012, Głodkowska i Kobaka 2017). Do celów porównawczych wykorzystano opis rozkładu włókien w przestrzeni kompozytu w ujęciu geometrycznym (Dupont 2003, Dupont i Vandewalle 2004). Model ten podobnie, jak autorski model statystyczny (Głodkowska i Kobaka 2012), umożliwi określenie liczby włókien przecinających przekrój elementu.

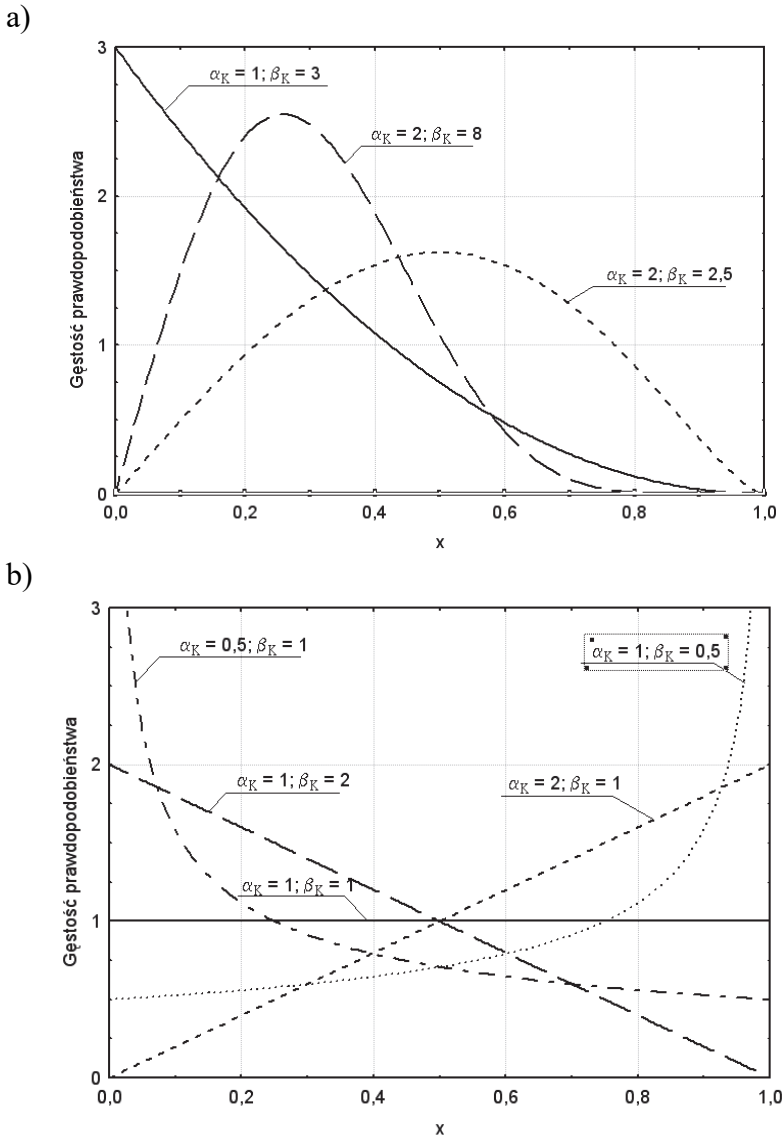
5.2.1. Statystyczny model rozkładu włókien stalowych

5.2.1.1. Przyjęte założenia i zależności

Założono losowy rozkład włókien stalowych w przestrzeni kompozytu. Prawdopodobieństwo występowania włókien określono rozkładem statystycznym *Kumaraswamy* (Jones 2009), zwanym także rozkładem Minimax. Jego zaletą jest łatwość modelowania postaci gęstości prawdopodobieństwa przy zmianie parametrów rozkładu α_K i β_K (rys. 5.2).

Rozkład *Kumaraswamy* jest rozkładem statystycznym określonym w przedziale $<0, 1>$. Funkcja gęstości prawdopodobieństwa opisana jest następującą zależnością:

$$f(x; \alpha_K, \beta_K) = \alpha_K \beta_K x^{\alpha_K - 1} (1 - x^{\alpha_K})^{\beta_K - 1} \quad \text{dla} \quad 0 \leq x \leq 1. \quad (5.8)$$



Rys. 5.2. Gęstość prawdopodobieństwa rozkładu statystycznego Kumaraswamy dla różnych wartości parametrów α_K i β_K , odpowiednio: a) 1 i 3, 2 i 8, 2 i 2,5, b) 1 i 1, 0,5 i 1, 1 i 2, 2 i 1, 1 i 0,5 (Jones 2009)

Fig. 5.2. Probability density of statistical distribution by Kumaraswamy for different values of parameters α_K and β_K , respectively: a) 1 and 3, 2 and 8, 2 and 2.5, b) 1 and 1, 0.5 and 1, 1 and 2, 2 and 1, 1 and 0.5 (Jones 2009)

Dla wartości $\alpha_K = \beta_K = 1$ rozkład *Kumaraswamy* przyjmuje postać prostokątnego rozkładu statystycznego (rys. 5.2b). Zależność tą wykorzystano do opisu rozkładu włókien stalowych w przestrzeni kompozytu wzdłuż osi X i Z.

Założono, że przestrzeń fibrokompozytu jest sześcianem o wymiarach 150x150x150 mm, o nieodkształcalnych bokach, a długość włókien wynosi 50 mm.

Ponadto w modelu przyjęto następujące uproszczenia:

- włókno opisuje się linią prostą,
- średnica włókien jest bliska zeru,
- włókna są sztywne i nieodkształcalne.

5.2.1.2. Parametry rozkładu statystycznego i ich ocena

W celu wyznaczenia parametrów rozkładu włókien α_K i β_K przy uwzględnieniu ich osiadania spowodowanego wibrowaniem, wykonano 27 elementów próbnych o wymiarach 150x150x150 mm z fibrokompozytu o różnej konsystencji (Głodkowska i Kobaka 2011, Głodkowska i Kobaka 2013a, Głodkowska i Kobaka 2012). Zawartość włókien w kompozycie wynosiła 1,5% w stosunku do objętości matrycy kompozytu. Badaniom poddano próbki stwardniałego kompozytu, które w czasie formowania charakteryzowały się różną konsystencją, kształtowaną stosunkiem c/w , zawierającą się od 2 s do 7 s wg metody Ve-Be. Różny był także czas ich wibrowania ($t_{wib} = 20-240$ s). Po stwardnieniu próbki zostały przecięte w połowie szerokości. Powierzchnię przecięcia podzielono na 10 równych poziomych sekcji (rys. 5.3), następnie policzono ilość włókien w każdej z sekcji przekroju posługując się programem komputerowym Adobe Photoshop.

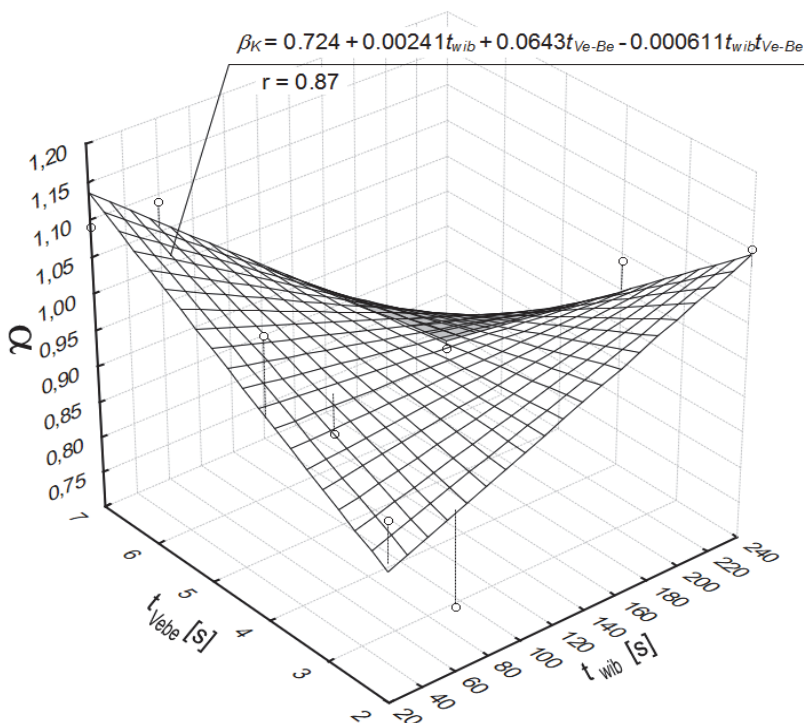


Rys. 5.3. Przykładowy przekrój próbki drobnokruszywowego fibrokompozytu z naniesionymi polami podziału i numeracją przekroju włókien (Głodkowska i Kobaka 2012)

Fig. 5.3. Example of cross-section of waste sand fiber composite sample with indicated division fields and fiber numbering (Głodkowska and Kobaka 2012)

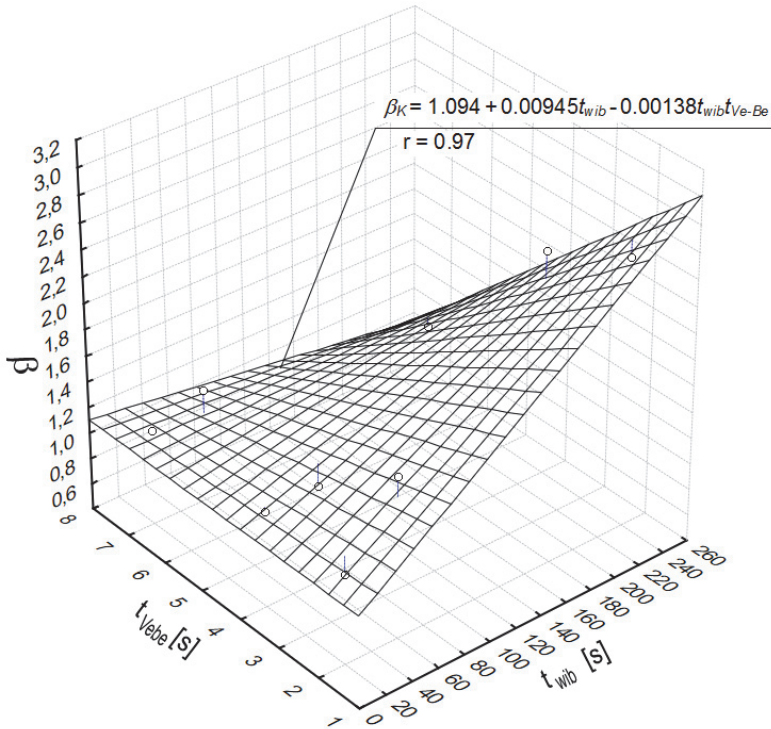
Posługując się testem zgodności rozkładu statystycznego χ^2 , dla każdej grupy próbek różniącej się konsystencją i czasem wibrowania, dobrano parametry rozkładu statystycznego Kumaraswamy α_K i β_K tak, aby rozkład ten był jak najbardziej zgodny z rzeczywistym rozkładem włókien. Parametry α_K i β_K ustalano tak, aby spełnione były warunki testu F Fishera-Snedocora przy założeniu, że liczba pomiarów w każdej sekcji jest liczbą rozpatrywanych przedziałów odpowiadającą liczbie sekcji przekroju i nie jest mniejsza niż 5 (por. rys. 5.3).

Po wyznaczeniu parametrów rozkładu Kumaraswamy, stosując regresję wieloraką (Kot i in.2007) wyznaczono funkcję parametrów rozkładu statystycznego α_K i β_K od czasu wibrowania oraz konsystencji mieszanki kompozytu (rys. 5.4 i 5.5).



Rys. 5.4. Zależność parametru α_K od czasu wibrowania i konsystencji Ve-Be (Głodkowska i Kobaka 2012)

Fig. 5.4. Relation between parameter α_K and vibration time and consistency Ve-Be (Głodkowska and Kobaka 2012)



Rys. 5.5. Zależność parametru β_K od czasu wibrowania i konsystencji Ve-Be (Głodkowska i Kobaka 2012)

Fig. 5.5. Relation between parameter β_K and vibration time and consistency Ve-Be (Głodkowska and Kobaka 2012)

Parametry rozkładu statystycznego α_K i β_K niezbędne do wyznaczenia prawdopodobieństwa wystąpienia włókna wzdłuż osi pionowej próbki opisano następującymi funkcjami (por. rys. 5.4 i 5.5):

$$\alpha_K = 0,724 + 0,00241t_{wib} + 0,0643t_{Ve-Be} - 0,000611t_{wib}t_{Ve-Be}, \quad (5.9)$$

$$\beta_K = 1,094 + 0,00945t_{wib} - 0,00138t_{wib}t_{Ve-Be}. \quad (5.10)$$

w których:

t_{wib} – czas wibrowania,

t_{Ve-Be} – konsystencja kompozytu.

Przeprowadzono statystyczną ocenę parametrów funkcji regresji dla przyjętego poziomu istotności 0,05. Ocena wykazała istotność wszystkich parametrów α_K i β_K .

Na podstawie wyznaczonych parametrów α_K i β_K , od czasu wibrowania i konsystencji mieszanki kompozytu, określono wartości modelowe parametrów rozkładu $\alpha_{K,mod}$ i $\beta_{K,mod}$ (tabela 5.1).

Tabela 5.1. Parametry α_K i β_K rzeczywiste i modelowe rozkładu statystycznego Kumaraswamy w zależności od czasu wibrowania (t_{wib}) i konsystencji (t_{Ve-be}) (Kobaka 2014)

Table 5.1. Real and model parameters α_K and β_K of statistical distribution by Kumaraswamy depending on the time of vibration (t_{wib}) and consistency (t_{Ve-be}) (Kobaka 2014)

t_{wib} [s]	t_{Ve-Be} [s]	α_K	β_K	$\alpha_{K,mod}$	$\beta_{K,mod}$
20	7	1,09	1,13	1,14	1,09
20	4	1,09	1,14	0,98	1,17
20	2	0,95	1,1	0,88	1,23
60	7	1,09	1,27	1,06	1,08
60	4	0,92	1,14	0,98	1,33
60	2	0,79	1,64	0,92	1,50
240	7	0,72	0,97	0,73	1,04
240	4	0,99	2,14	0,97	2,04
240	2	1,16	2,64	1,14	2,70

5.2.1.3. Opis rozkładu włókien stalowych

Funkcje gęstości prawdopodobieństwa wystąpienia włókna wzdłuż osi X , Y i Z przedstawiono w tabeli 5.2. w zależnościach 5.11, 5.14 i 5.18, dystrybuanty rozkładu statystycznego w zależnościach 5.12, 5.15 i 5.19, natomiast parametry statystyczne α_K i β_K zależnościami 5.13, 5.16, 5.17 i 5.20 (Kobaka 2014).

Tabela 5.2. Opis rozkładu włókien w drobnokruszywowym fibrokompozycie. Funkcje gęstości i dystrybuanty oraz wartości parametrów rozkładu statystycznego włókien w przestrzeni fibrokompozytu (Kobaka 2014)

Table 5.2. Description of fiber distribution in of waste sand fiber composite. Density and cumulative distribution functions and parameters of the statistical distribution of fibers in the composite volume (Kobaka 2014)

Lp.	Funkcja gęstości prawdopodobieństwa f / dystrybuanta rozkładu statystycznego F / parametry rozkładu statystycznego α_K, β_K	Numeracja funkcji
1	<i>Os' pozioma X, $0 \leq x \leq 1$</i>	
	$f(x; \alpha_K, \beta_K) = \alpha_K \beta_K x^{\alpha_K - 1} (1 - x^{\alpha_K})^{\beta_K - 1}$	(5.11)
	$F(x; \alpha_K, \beta_K) = 1 - (1 - x^{\alpha_K})^{\beta_K}$	(5.12)
	$\alpha_K = \beta_K = 1$	(5.13)
2	<i>Os' pionowa Y, $0 \leq y \leq 1$</i>	
	$f(y; \alpha_K, \beta_K) = \alpha_K \beta_K y^{\alpha_K - 1} (1 - y^{\alpha_K})^{\beta_K - 1}$	(5.14)
	$F(y; \alpha_K, \beta_K) = 1 - (1 - y^{\alpha_K})^{\beta_K}$	(5.15)
	$\alpha_K = 0,724 + 0,00241t_{wib} + 0,0643t_{Vs-Be} - 0,000611t_{wib}t_{Vs-Be}$	(5.16)
	$\beta_K = 1,094 + 0,00945t_{wib} - 0,00138t_{wib}t_{Vs-Be}$	(5.17)
3	<i>Os' pozioma Z, $0 \leq z \leq 1$</i>	
	$f(z; \alpha_K, \beta_K) = \alpha_K \beta_K z^{\alpha_K - 1} (1 - z^{\alpha_K})^{\beta_K - 1}$	(5.18)
	$F(z; \alpha_K, \beta_K) = 1 - (1 - z^{\alpha_K})^{\beta_K}$	(5.19)
	$\alpha_K = \beta_K = 1$	(5.20)

W celu wykonania symulacji rozkładu włókien w przestrzeni fibrokompozytu, posługując się językiem programowania *STATISTICA VISUAL BASIC*, opracowano program komputerowy o nazwie *FIBERDIST* działający w środowisku programu *STATISTICA* (Głodkowska i Kobaka 2012). Program *FIBERDIST* generuje współrzędne położenia włókien stalowych w zadanej przestrzeni zgodnie z rozkładem statystycznym *Kumaraswamy*, na podstawie wyznaczonych parametrów α_K i β_K , podanych w tabeli 5.2.

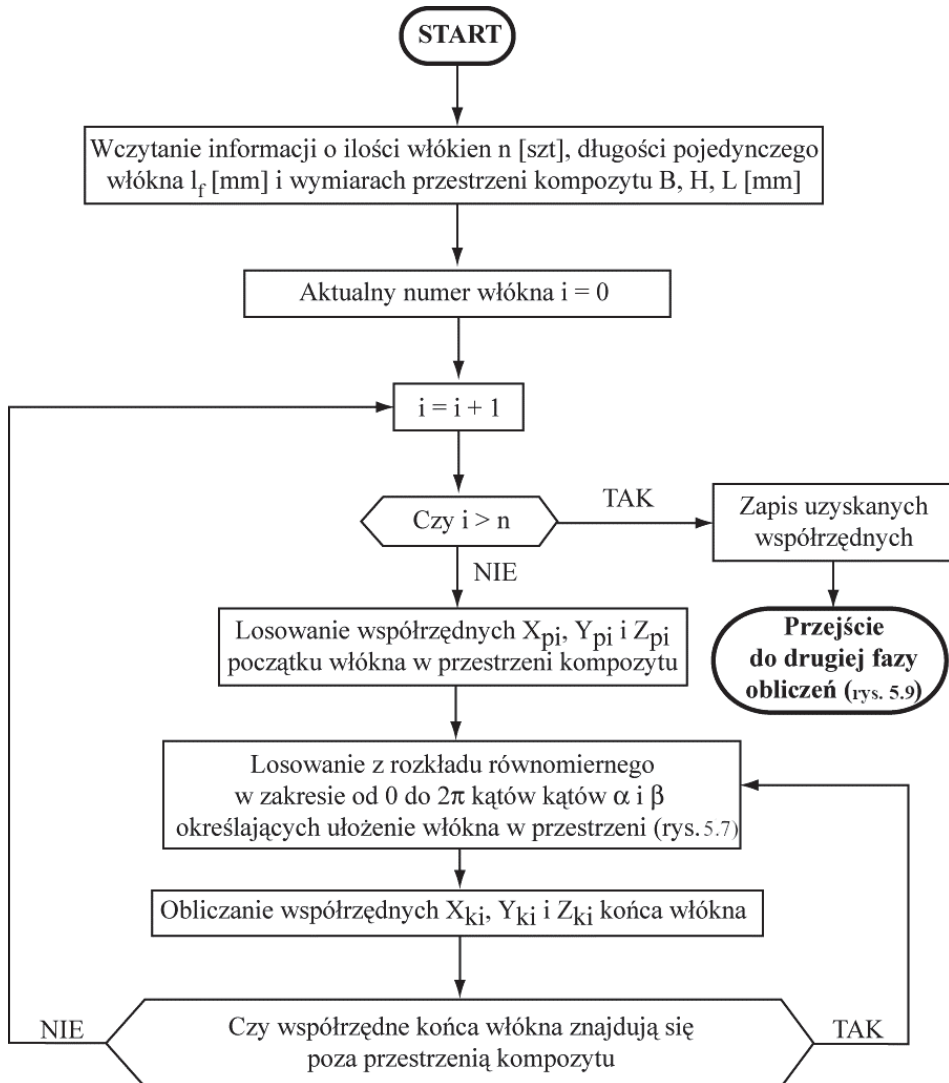
Algorytm programu *FIBERDIST* określający ułożenie włókien stalowych w przestrzeni fibrokompozytu pokazano na rysunku 5.6.

Ilość wszystkich włókien stalowych „ n ” zawartych w przestrzeni fibrokompozytu (rys. 5.7) określana jest na podstawie założonej objętościowej zawartości włókien w danym fibrokompozycje, wymiarów włókien oraz gęstości stali. Efektem końcowym procesu obliczeniowego są dane o współrzędnych początku i końca włókien w przestrzeni fibrokompozytu (rys. 5.7).

W dalszej części obliczeń informacje o położeniu włókien w przestrzeni kompozytu służą do ustalenia liczby włókien i ich rozkładu w przekroju zniszczenia fibrokompozytu. Założono, że przez przestrzeń fibrokompozytu (sześcian o boku 150 mm) przechodzi pionowa powierzchnia prostopadła do osi X. Powierzchnia ta przecina przestrzeń fibrokompozytu w $L/2$ (rys. 5.8). Sposób obliczenia współrzędnych punktów przebicia powierzchni przekroju przestrzeni fibrokompozytu przez włókna przedstawiono na rysunku 5.9.

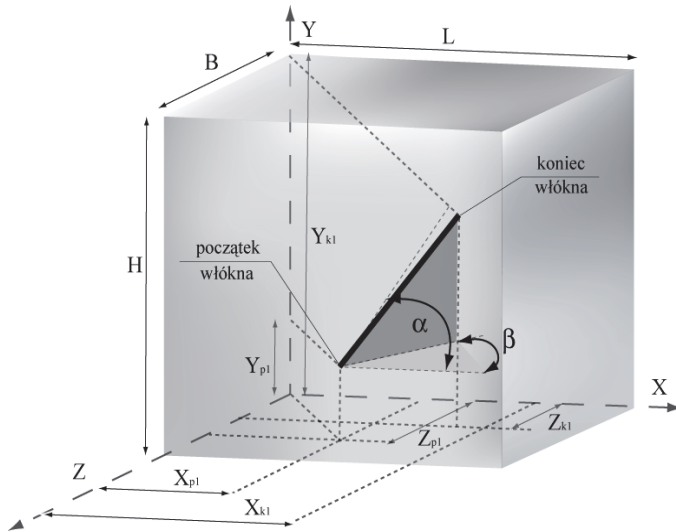
Zaproponowany opis rozkładu włókien stalowych w przestrzeni fibrokompozytu oparty na podstawach statystycznych zakłada losowość rozkładu włókien w przestrzeni fibrokompozytu zgodnie z przyjętym rozkładem prawdopodobieństwa. Uwzględniono w nim osiadanie włókien stalowych pod wpływem siły ciężenia, które uzależnione jest od długości czasu wibrowania mieszanki kompozytu oraz jej konsystencji.

Zaproponowany opis może pomóc w przeciwdziałaniu zjawisku sedymentacji włókien stalowych przez właściwe dobranie parametrów wytwarzania fibrokompozytu: ustalenie konsystencji mieszanki oraz czasu jej wibrowania tak, aby zjawisko sedymentacji włókien zminimalizować.



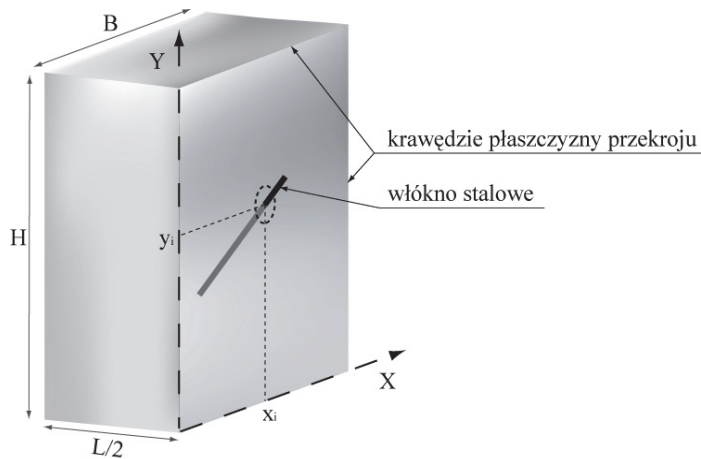
Rys. 5.6. Algorytm programu *FIBERDIST* wyznaczający ułożenie włókien w przestrzeni kompozytu – faza pierwsza obliczeń (Głodkowska i Kobaka 2012)

Fig. 5.6. Algorithm of *FIBERDIST* program determining orientation of fibers in the composite space – first stage of calculations (Głodkowska and Kobaka 2012)



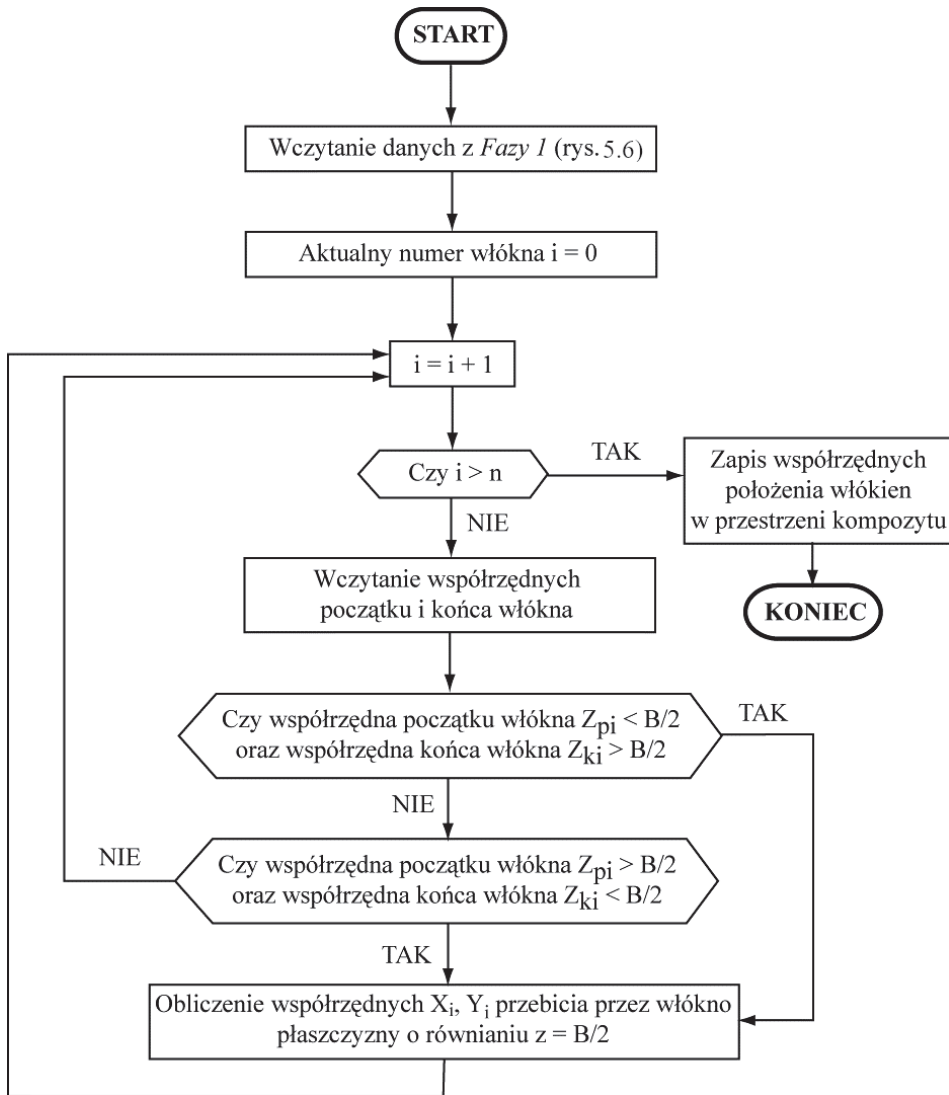
Rys. 5.7. Ułożenie pojedynczego włókna względem osi układu kartezyjskiego (Głodkowska i Kobaka 2012)

Fig. 5.7. Orientation of a single fiber relative to the axis of the Cartesian system (Głodkowska and Kobaka 2012)



Rys. 5.8. Punkt przebicia powierzchni przekroju przestrzeni drobnokruszywowego fibrokompozytu przez włókno stalowe (Głodkowska i Kobaka 2012)

Fig. 5.8. Surface penetration point of waste sand fiber composite cross-section by a single steel fiber (Głodkowska and Kobaka 2012)



Rys. 5.9. Algorytm obliczeniowy programu *FIBERDIST* wyznaczający współrzędne punktów przebiecia powierzchni przekroju przestrzeni drobnokruszywowego fibrokompozytu przez włókna – faza druga obliczeń (Głodkowska i Kobaka 2012)

Fig. 5.9. Calculation algorithm of *FIBERDIST* program determining coordinates for surface points of waste sand fiber composite cross-section penetrated by fibers – second stage of calculations (Głodkowska and Kobaka 2012)

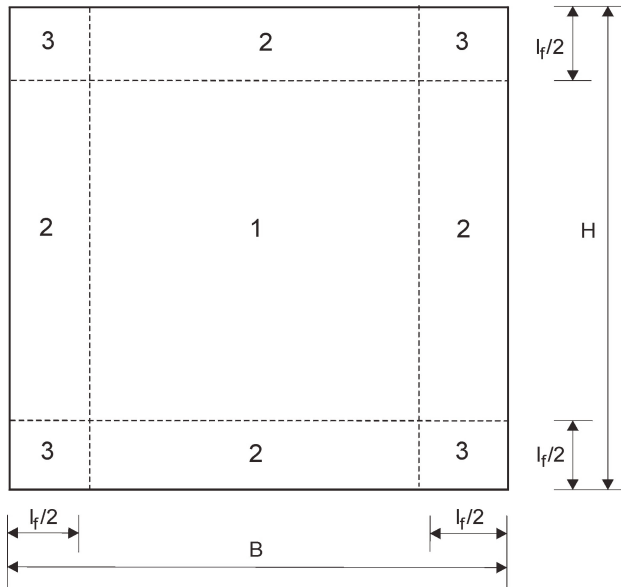
5.2.2. Geometryczny model rozkładu włókien

Geometryczny model rozkładu włókien odwzorowuje rozkład włókien z równoczesnym uwzględnieniem ograniczeń brzegowych odpowiadającym ścianom formowanego elementu. Liczbę włókien przecinających daną powierzchnię przekroju kompozytu określa się przez współczynnik rozkładu włókien (α) (Dupont i Vandewalle 2004). Współczynnik ten określa średni stosunek rzutu długości włókien na oś poziomą do ich długości.

W celu obliczenia współczynnika α analizowany przekrój podzielony został na sekcje poddane różnym ograniczeniom (rys. 5.10). W sekcji pierwszej współczynnik α obliczany jest przy założeniu, że włókno może obracać się dowolnie we wszystkich kierunkach. W sekcji drugiej obrót włókna ograniczony jest jednym brzegiem, który odpowiada ścianie formowanego elementu. W sekcji trzeciej obrót włókna ograniczony jest dwoma brzegami, które odpowiadają prostopadłym do siebie ściankom elementu (Dupont 2003).

W sekcji pierwszej włókno nie jest ograniczone brzegami formy i może znajdować się pod dowolnym kątem względem osi poziomej. Jeśli takie włókno przyjęłoby wszystkie możliwe położenia obracając się wokół środka ciężkości, jego końce zatoczyłyby powierzchnię sfery. Zakłada się, że włókno, którego środek ciężkości jest nieruchomy może dokonać obrotu pod stałym kątem θ względem osi poziomej (rys. 5.11). Końce włókna zakreslą okrąg o środku wyznaczonym przez tę oś. Powierzchnia dA będzie więc obszarem zakreślonym przez końce włókna (Dupont 2003). Przykładowo, współczynnik rozkładu włókien dla sekcji pierwszej opisuje następująca zależność:

$$\alpha_1 = \frac{\int_0^{\pi/2} \cos\theta dA}{2\pi\left(\frac{l_f}{2}\right)^2} = \frac{\int_0^{\pi/2} \frac{\pi \cdot l_f^2}{2} \cdot \sin\theta \cdot \cos\theta d\theta}{2\pi\left(\frac{l_f}{2}\right)^2} = \frac{\frac{\pi \cdot l_f^2}{2} \cdot \frac{\sin^2 \frac{\pi}{2}}{2}}{2\pi\left(\frac{l_f}{2}\right)^2} = 0.5. \quad (5.21)$$

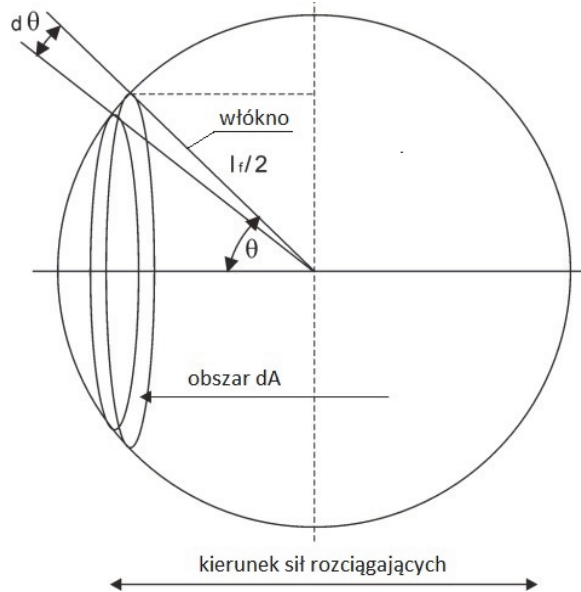


Rys. 5.10. Widok przekroju przestrzeni kompozytu z podziałem na sekcje (Dupont 2003); l_f – długość włókna, H – wysokość elementu, B – szerokość elementu

Fig. 5.10. View of composite cross-section with division on sections (Dupont 2003); l_f – length of fiber, H – height of element, B – width of element

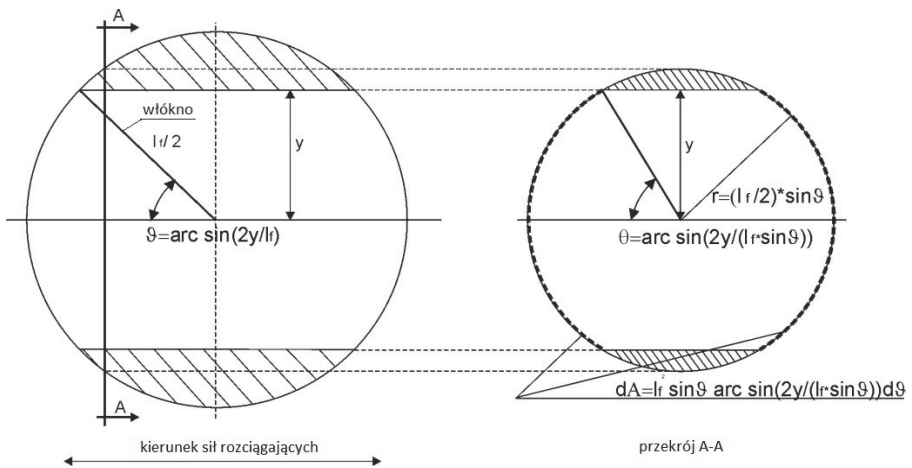
W pozostałych sekcjach współczynnik rozkładu włókien obliczany jest przy wprowadzeniu założeń dotyczących ograniczeń, na które napotyka włókno w przestrzeni kompozytu. W sekcji drugiej (rys. 5.12) zakłada się, że środek ciężkości włókna znajduje się w odległości y od ścianki formy, przy czym $y < l_f/2$. Włókno nie mogąc obracać się dowolnie względem środka ciężkości może zataczać swoimi końcami fragment sfery przycięty powierzchnią formy.

W sekcji trzeciej zakłada się, że ułożenie włókna ograniczone jest dwoma prostopadłymi do siebie ścianami formy (rys. 5.13). Punkt ciężkości włókna znajduje się w odległości y mniejszej niż długość włókna od jednej powierzchni formy i odległości z od drugiej, prostopadłej do niej powierzchni.



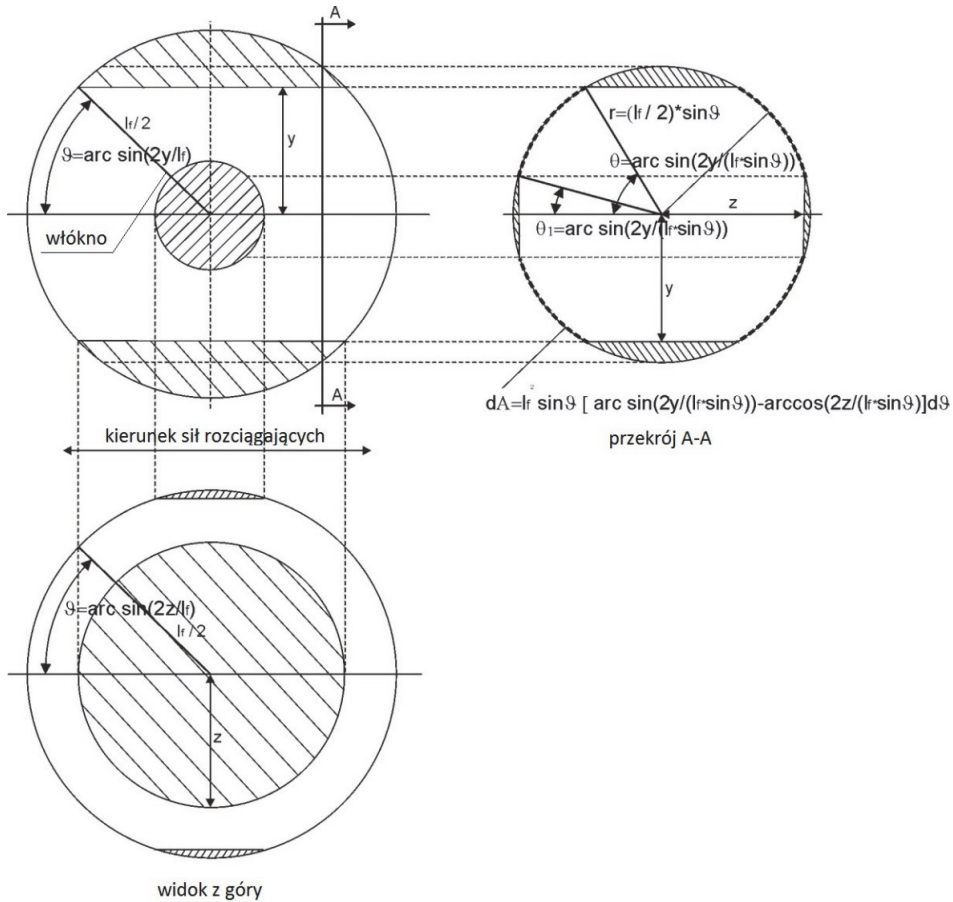
Rys. 5.11. Włókno znajdujące się pod kątem θ do osi poziomej elementu (Dupont 2003)

Fig. 5.11. Fiber at an angle θ to the horizontal axis of the element (Dupont 2003)



Rys. 5.12. Włókno znajdujące się w pobliżu jednej powierzchni formy (Dupont 2003)

Fig. 5.12. Fiber in the vicinity of one surface of the form (Dupont 2003)



Rys. 5.13. Włókno znajdujące się w pobliżu dwóch ścian formy (Dupont 2003, Dupont i Vandewalle 2004)

Fig. 5.13. Fiber in the vicinity of two walls of the form (Dupont 2003, Dupont and Vandewalle 2004)

Szczegółowy sposób wyznaczenia współczynników rozkładu włókien dla poszczególnych sekcji omówiono w pracach (Dupont 2003, Dupont i Vandewalle 2004).

Po wyznaczeniu współczynników rozkładu włókien dla poszczególnych sekcji można określić ogólną postać współczynnika rozkładu włókien α_f dla wszystkich sekcji analizowanego przekroju, na podstawie następującej zależności:

$$\alpha_f = \frac{[\alpha_1 \cdot (B-l_f)(H-l_f) + \alpha_2 \cdot l_f \cdot [(B-l_f) + (H-l_f)] + \alpha_3 \cdot l_f^2]}{BH}, \quad (5.22)$$

gdzie:

B – szerokość przekroju [mm],

H – wysokość przekroju [mm],

l_f – długość włókna [mm],

α_1 – współczynnik rozkładu włókien w sekcji pierwszej [-],

α_2 – współczynnik rozkładu włókien w sekcji drugiej [-],

α_3 – współczynnik rozkładu włókien w sekcji trzeciej [-].

Liczbę włókien przecinających analizowany przekrój opisuje wzór (Dupont 2003):

$$N_f = \alpha_f \frac{V_f}{A_f} A_c, \quad (5.23)$$

w którym:

N_f – ilość włókien w analizowanym przekroju [szt.],

α_f – ogólny współczynnik rozkładu włókien w przekroju [-],

V_f – objętościowa zawartość włókien w przestrzeni kompozytu [%],

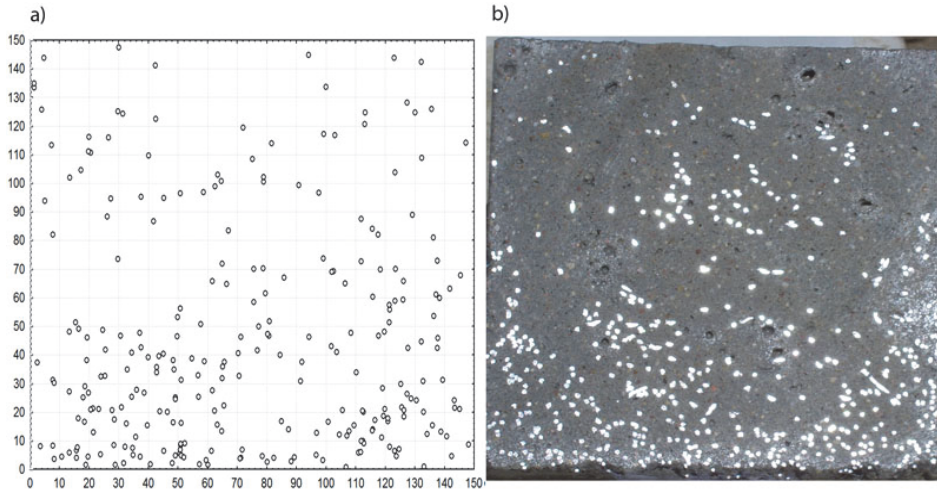
A_f – pole przekroju pojedynczego włókna [mm²],

A_c – pole przekroju próbki [mm²].

5.3. Doświadczalna weryfikacja modeli

5.3.1. Weryfikacja opisu rozkładu włókien

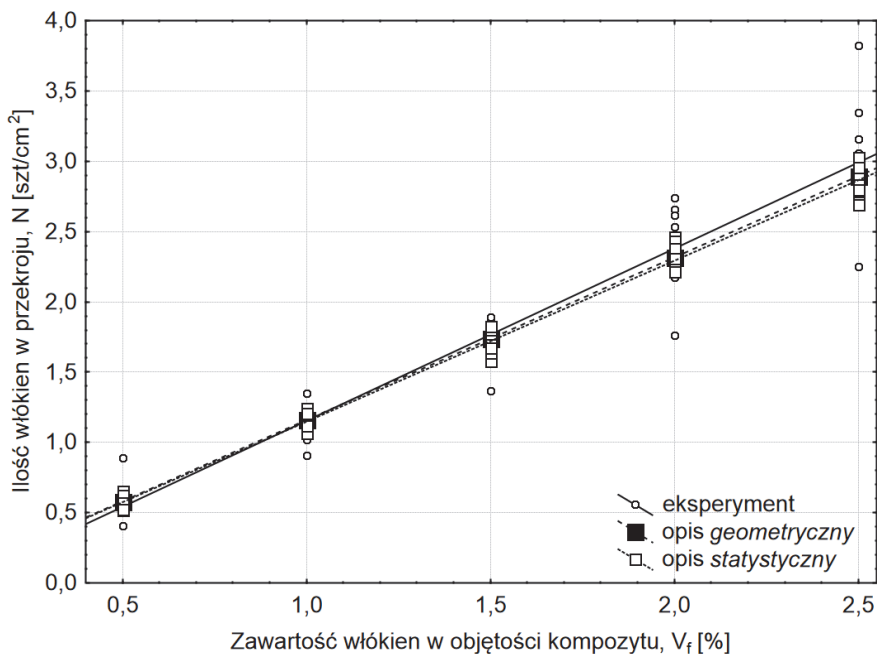
Celem identyfikacji rozkładu włókien stalowych w przestrzeni fibrokompozytu fotografie przekrojów próbek (rys. 5.14b) poddano komputerowej analizie obrazu, przy użyciu programu GSA Image Analyser. Uzyskano rzeczywiste ilości włókien stalowych w analizowanym przekroju. Analiza obrazów rozkładu włókien stalowych w przestrzeni kompozytu zaobserwowanych w badaniach (rys. 5.14b), jak i będących odpowiedzią zaproponowanego statystycznego opisu rozkładu włókien (rys. 5.14a) wykazała duże ich podobieństwo. Charakterystykę materiałów i elementów próbnych przedstawiono w pracach (Głodkowska i Kobaka 2011, Głodkowska i Kobaka 2012) oraz szczegółowo omówiono w rozdz. 4.



Rys. 5.14. Rozkład włókien stalowych w przekroju próbki z drobnokruszywowego fibrokompozytu ($t_{Vebe} = 2$ s, $t_{wib} = 240$ s); a) obraz teoretyczny wygenerowany przez program *FIBERDIST* uruchomiony w środowisku programu *STATISTICA*, b) obraz rzeczywisty (Głodkowska i Kobaka 2012)

Fig. 5.14. Distribution of steel fibers in the sample of waste sand fiber composite cross-section ($t_{Vebe} = 2$ s, $t_{wib} = 240$ s); a) theoretical picture generated by *FIBERDIST* program launched in the environment of *STATISTICA* program, b) real picture (Głodkowska and Kobaka 2012)

W celach porównawczych wykorzystano opis rozkładu włókien przedstawiający ułożenie włókien stalowych w przestrzeni fibrokompozytu w ujęciu geometrycznym (por. rozdz. 5.2.2). Dla *geometrycznego* opisu rozkładu włókien obliczono współczynnik rozkładu włókien stalowych (α_f), który dla drobnokruszywowego fibrokompozytu na bazie piasków odpadowych wynosi 0,58. W następnym kroku obliczono, dla różnej zawartości włókien stalowych, ilości włókien przecinających rozpatrywany przekrój. Zależność ilości włókien stalowych przypadającą na 1 cm^2 przekroju elementu o boku 150 mm od procentowej ich zawartości w objętości kompozytu pokazano na rysunku 5.15. Porównano wartości obliczone dla opisu rozkładu włókien *statystycznego*, *geometrycznego* i eksperymentalne wyznaczone na podstawie analizy fotografii przekrojów elementów próbnych.



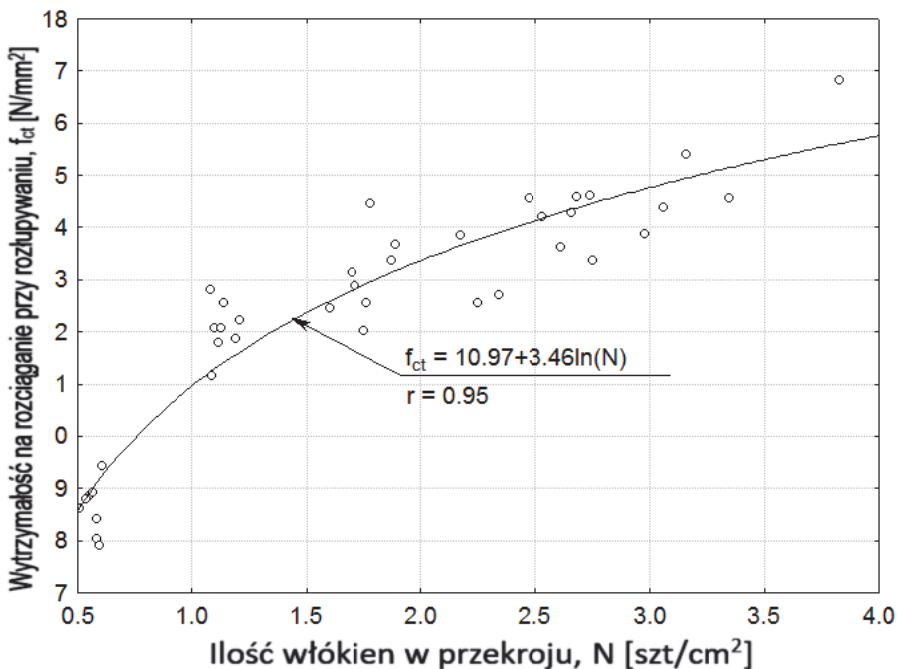
Rys. 5.15. Zależność ilości włókien stalowych N przypadający na 1 cm² przekroju elementu od ich procentowej zawartości w objętości kompozytu V_f (Głodkowska i Kobaka 2012)

Fig. 5.15. Relation between steel fibers N per 1 cm² of the cross-section of the element and their percentage content in the volume of composite V_f (Głodkowska and Kobaka 2012)

Uzyskano dobrą zgodność opisu *statystycznego* i *geometrycznego* z wynikami eksperymentu (rys. 5.15). Wyznaczone wartości odchylenia standardowego ilości włókien w przekroju wykazują, że wraz ze wzrostem zawartości włókien stalowych w przestrzeni kompozytu odchylenie standardowe wyników badań wzrasta. Tendencja ta może być związana ze wzrostem zaburzeń wywołanych wpływem jednych włókien na drugie podczas przygotowywania mieszanki kompozytu na etapie mieszania składników. Wskazuje na to odchylenie standardowe równe 0,42 dla największej zbadanej objętościowej zawartości włókien w kompozycie, tj. 2,5%. Odchylenie standardowe dla tej ilości włókien według opisu *statystycznego* jest około trzykrotnie mniejsze niż odchylenie standardowe określone na podstawie badań eksperymentalnych. Wskazuje to na konieczność uwzględnienia w modelu wzrostu nierównomierności rzeczywi-

stego rozkładu włókien stalowych w przestrzeni kompozytu wraz z ich zawartością. Wyznacza to kolejny kierunek badań.

Dla przykładu, na podstawie tego modelu ustalono korelację pomiędzy ilością włókien w przekroju zniszczenia a wytrzymałością na rozciąganie przy rozłupywaniu drobnokruszywowego fibrokompozytu. Wyniki badań wytrzymałości na rozciąganie przy rozłupywaniu (f_{ct}) wskazują na oczywistą zależność tej wytrzymałości od ilości włókien (N) w przekroju zniszczenia kompozytu. Wraz ze wzrostem ilości włókien stalowych zwiększa się jego wytrzymałość na rozciąganie przy rozłupywaniu. Funkcja opisująca przebieg tej zależności (rys. 5.16) nie jest prostoliniowa lecz ulega stopniowemu zakrzywieniu.



Rys. 5.16. Zależność wytrzymałości na rozciąganie przy rozłupywaniu drobnokruszywowego fibrokompozytu od ilości włókien stalowych przypadających na 1 cm² przekroju zniszczenia kompozytu (Głodkowska i Kobaka 2012)

Fig. 5.16. Relation between splitting tensile strength of waste sand fiber composite and the amount of steel fibers per 1 cm² of the failure cross-section (Głodkowska and Kobaka 2012)

Największy przyrost wytrzymałości na rozciąganie przy rozłupywaniu, w badanym zakresie, obserwuje się dla zawartości 1,2% włókien w objętości kompozytu. Przy wysokiej zawartości włókien rzędu 2% wzrost wytrzymałości na rozciąganie przy rozłupywaniu nie rekompensuje nakładów kosztu wykonania takiego kompozytu, wzrastającego wprost proporcjonalnie do objętości użytego zbrojenia rozproszonego.

Wysoka wartość współczynnika korelacji $r = 0,95$ opisująca zależność wytrzymałości na rozciąganie przy rozłupywaniu drobnokruszowego kompozytu mineralnego od ilości włókien stalowych przypadających na 1 cm^2 przekroju zniszczenia kompozytu wskazuje, że przyjęte równanie regresji dobrze opisuje eksperyment.

Zgodność wyników obliczeń rozkładu włókien z eksperymentem oraz przytoczonym w celach porównawczych opisem opartym na podstawach *geometrycznych* wskazuje na poprawność opracowanego opisu *statystycznego* i przyjętych założeń.

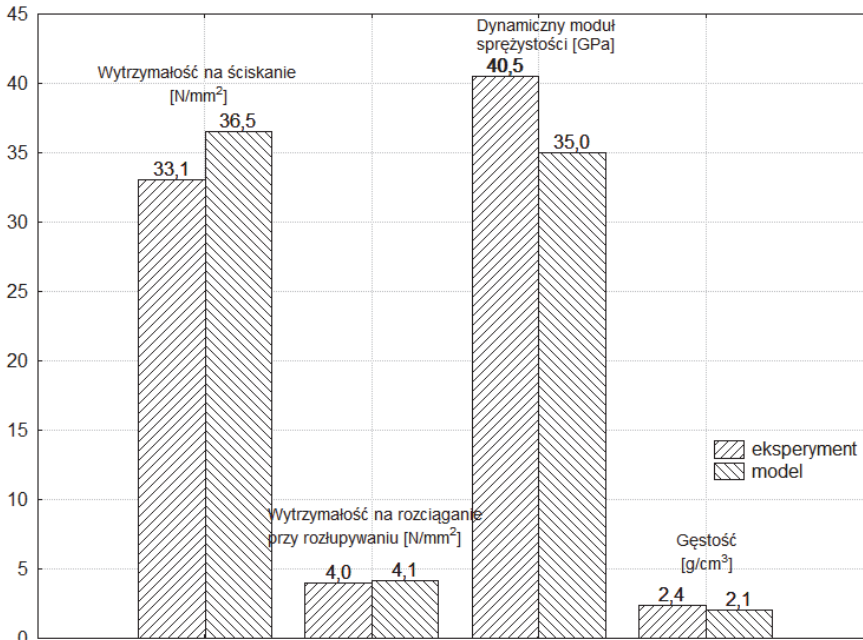
5.3.2. Weryfikacja matematycznego opisu właściwości fibrokompozytu

Wyniki badań eksperymentalnych i analiz teoretycznych szeroko omówiono w pracach (Głodkowska i Kobaka 2011, Głodkowska i Kobaka 2012, Głodkowska i Kobaka 2013b, Kobaka 2014, Głodkowska i Kobaka 2017).

Fibrobeton towarowy

Badaniom poddano elementy próbne pochodzące od wykonawcy posadzki przemysłowej, wykonanej z fibrobetonu, znajdującej się w hali Laboratorium Techniki Budowlanej Politechniki Koszalińskiej. Zakładana klasa wytrzymałości fibrobetonu odpowiadała C20/25. Wartości średniej wytrzymałości na ściskanie uzyskane z funkcyjnej zależności (por. rozdz. 5.1) na podstawie badań nieniszczących i uzyskanej w badaniach niszczących różnią się średnio o 9%. W przypadku wytrzymałości na rozciąganie przy rozłupywaniu o 11%, dla dynamicznego modułu sprężystości 14%, natomiast dla gęstości o 13% (rys. 5.17). Obliczone na podstawie opisu matematycznego wartości skurczu oraz ścieralności fibrokompozytu wyniosły odpowiednio: $\varepsilon_s = 0,60\%$ (po 28 dniach), $S = 2,7 \text{ mm}$.

Różnice między wartościami właściwości fibrokompozytu uzyskanymi z eksperymentu i w wyniku obliczeń są statystycznie nie istotne i wskazują na poprawność zdefiniowanych w rozdziale 5.1 zależności funkcyjnych (wzory 5.1-5.7).



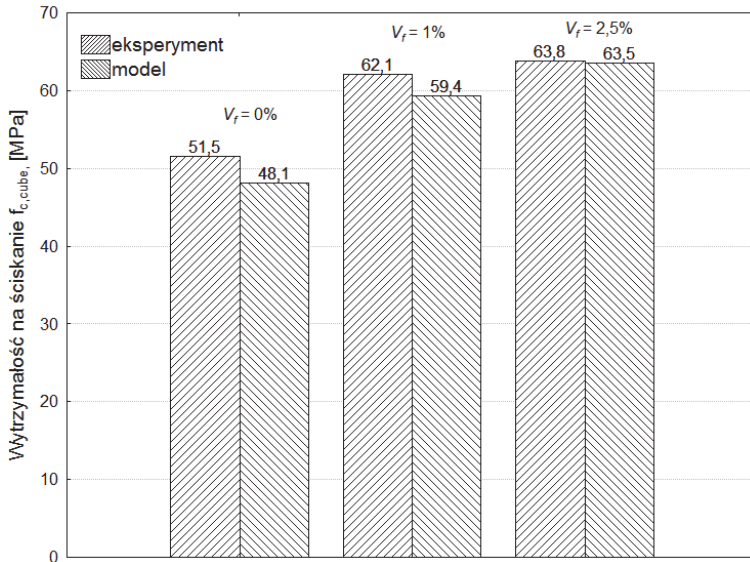
Rys. 5.17. Zestawienie eksperymentalnych i obliczeniowych wartości wybranych właściwości betonu towarowego

Fig. 5.17. Experimental and calculated values of selected properties of ready-mix concrete

Płyty z fibrokompozytu przechowywane w warunkach naturalnych

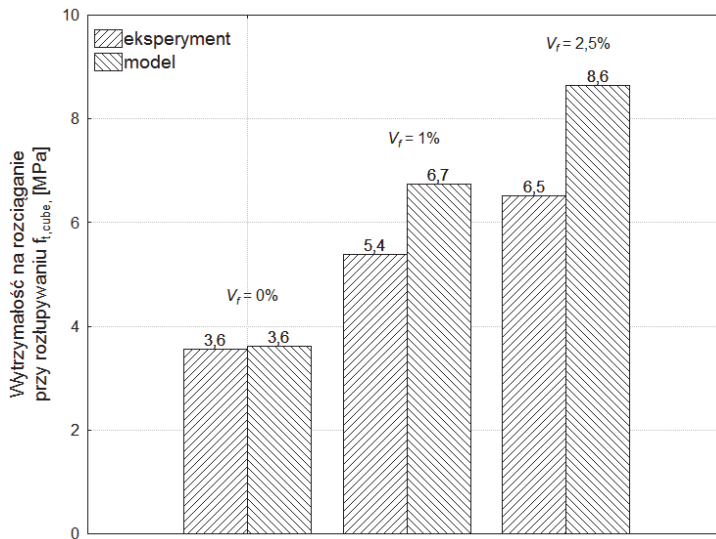
W celu zweryfikowania matematycznego opisu właściwości fibrokompozytu przeprowadzono badania na płycie, która dojrzewała w warunkach naturalnych. W terenie wykonano trzy płyty o różnej zawartości włókien stalowych, tj.: 0%, 1% i 2,5%. Po 2,5 roku przeprowadzono badania nieniszczące oraz niszczące wykonanych płyt.

Na rysunkach 5.18-5.22 zestawiono eksperymentalne i obliczeniowe wartości analizowanych cech fibrokompozytu, z którego uformowano płyty. Uzyskano bardzo dobrą zgodność wyników badań i obliczeń.



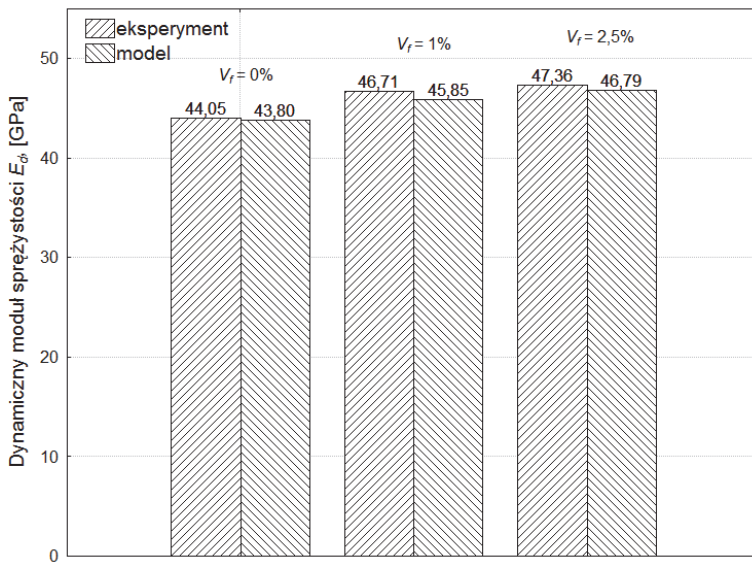
Rys. 5.18. Zestawienie eksperymentalnych i obliczeniowych wartości wytrzymałości na ściskanie

Fig. 5.18. Experimental and calculated values of compressive strength



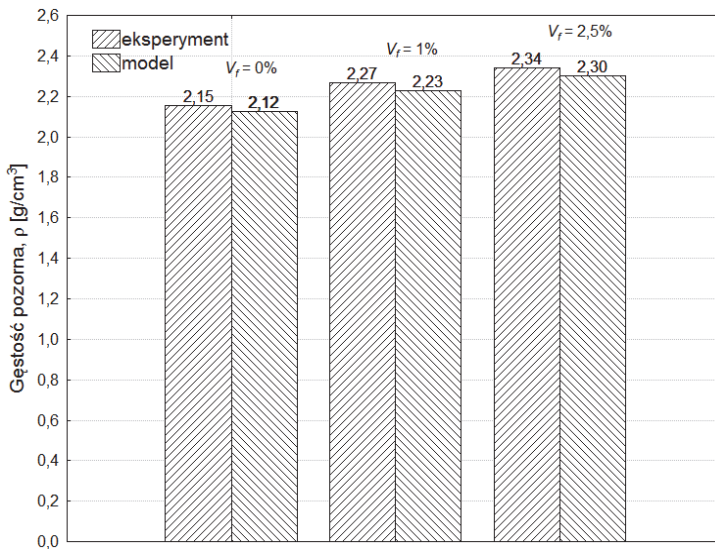
Rys. 5.19. Zestawienie eksperymentalnych i obliczeniowych wartości wytrzymałości na rozciąganie przy rozłupywaniu

Fig. 5.19. Experimental and calculated values of splitting tensile strength



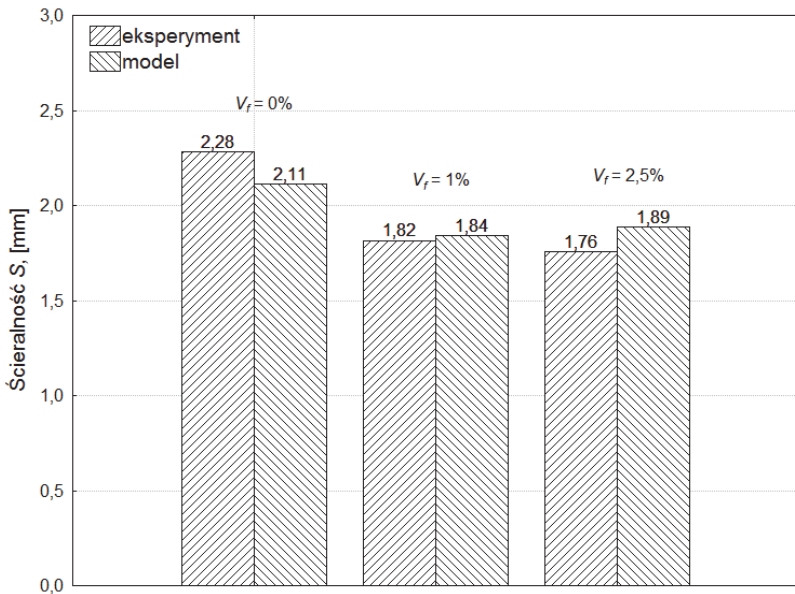
Rys. 5.20. Zestawienie eksperymentalnych i obliczeniowych wartości dynamicznego modułu sprężystości

Fig. 5.20. Experimental and calculated values of dynamic modulus of elasticity



Rys. 5.21. Zestawienie eksperymentalnych i obliczeniowych wartości gęstości pozornej

Fig. 5.21. Experimental and calculated values of apparent density



Rys. 5.22. Zestawienie eksperymentalnych i obliczeniowych wartości ścieralności

Fig. 5.22. Experimental and calculated values of abrasion resistance

Podsumowując, największą zgodność wyników eksperymentu z obliczeniami analitycznymi (różnica ok. 1%) uzyskano dla gęstości pozornej i dynamicznego modułu sprężystości. Wartości wytrzymałości na ściskanie i ścieralności uzyskane z badań wykazywały zgodność z opisem matematycznym na poziomie ok. 4%. Największą różnicą wyników eksperymentu w porównaniu z wartościami uzyskanymi na drodze obliczeń charakteryzowała się wytrzymałość na rozciąganie przy rozłupywaniu – średnio około 11%. Badanie to cechuje się zwykle dużym rozrzutem wyników.

Posadzka w Laboratorium Techniki Budowlanej Politechniki Koszalińskiej

Poddana badaniom posadzka znajdująca się w hali Laboratorium Techniki Budowlanej Politechniki Koszalińskiej (rys. 5.23) została wykonana z drobnokruszywowego kompozytu mineralnego o deklarowanej przez wykonawcę zawartości włókien stalowych $V_f = 0,5\%$. Grubość posadzki wynosi 15 cm. Badania wykonano po 2 latach od momentu

wykonania posadzki. Wykonano trzy odwierty o średnicy 150 mm. Pobrane próbki przebadano metodami nieniszczącymi, określając prędkość przebiegu fali ultradźwiękowej (V) oraz natężenie indukowanego prądu (I), a następnie zbadano ich wytrzymałość na ściskanie (f_c). Średnia prędkość fali ultradźwiękowej w kompozycie wyniosła 4,32 km/s, natomiast średnie natężenie indukowanego prądu było równe 0,48 mA.



Rys. 5.23. Ogólny widok posadzki w Laboratorium Techniki Budowlanej Politechniki Koszalińskiej

Fig. 5.23. General view of the floor in the Laboratory of Building Engineering in Koszalin University of Technology

Wartość wytrzymałości $f_{c,cube} = 49,0 \text{ N/mm}^2$ uzyskana z opisu matematycznego na podstawie badań nieniszczących i uzyskana na podstawie badań niszczących różnią się o ok. 9%. Pozostałe obliczone na podstawie zależności funkcyjnych właściwości posadzki kształtują się następująco: $f_{t,spl} = 4,7 \text{ N/mm}^2$, $\varepsilon_s = 0,91\%$, $E_d = 40,1 \text{ GPa}$, $S = 2,4 \text{ mm}$. Dobra zgodność wyników obliczeń posadzki z wartością ustaloną na drodze doświadczalnej wskazuje na poprawność sformułowanych funkcji opisujących (wzory 5.1-5.7).

Reasumując: W świetle uzyskanych wyników badań doświadczalnych i obliczeń analitycznych stwierdzono dużą zgodność obu modeli geometrycznego i statystycznego opisujących rozkład włókien w przestrzeni kompozytu. Zgodność wyników obliczeń z eksperymentem wskazuje na poprawność opracowanego modelu statystycznego i przyjętych założeń.

Zaproponowany model rozkładu włókien stalowych oparty na rozkładzie statystycznym umożliwia określenie parametrów ułożenia każdego włókna w przestrzeni kompozytu takich, jak: kąt ułożenia, współrzędne początku i końca włókna, współrzędne przebicia płaszczyzny przekroju elementu, wzajemne odległości między włóknami oraz odległości środków ciężkości włókien od ścian elementu. W porównaniu z modelem geometrycznym model statystyczny jest prostszy w zapisie i w użyciu. Umożliwia uzyskanie więcej informacji o rozkładzie włókien w przestrzeni kompozytu. Model geometryczny pozwala tylko na określenie ilości włókien przecinających rozpatrywany przekrój kompozytu.

Opracowany model statystyczny może znaleźć zastosowanie podczas projektowania składu kompozytu o określonej wartości wytrzymałości na rozciąganie. Dalszym etapem udoskonalenia modelu statystycznego powinno być uwzględnienie wzrostu nierównomierności rzeczywistego rozkładu włókien stalowych w przestrzeni kompozytu wraz z ich zawartością oraz uwzględnienie osiadania włókien w zależności od konsystencji mieszanki oraz parametrów wibrowania.

Literatura

- Dupont, D. (2003). *Modelling and experimental validation of the constitutive law and cracking behaviour of steel fibre reinforced concrete*. Ph.D. thesis, Katholieke University Leuven, Belgium.
- Dupont, D., Vandewalle, L. (2004). Distribution of steel fibers in rectangular sections. *Cement & Concrete Composites*, 27, 391-398.
- Ferrara, L., Meda, A. (2006). Relationships between fibre distribution, workability and the mechanical properties of SFRC applied to precast roof elements. *Materials and Structures*, 39, 411-420.
- Gettu, R., Gardner, D.R., Saldivar, H., Barragfin, B.E. (2005). Study of the distribution and orientation of fibers in SFRC specimens. *Materials and Structures*, 38, 31-37.
- Glinicki, A. (2010). *Beton ze zbrojeniem strukturalnym*. XXV Ogólnopolskie Warsztaty Projektanta Konstrukcji, Szczyrk.

- Głodkowska, W., Kobaka, J. (2011). Statystyczny opis rozkładu włókien w drobnokruszywowym kompozycie mineralnym. *Materiały Budowlane*, 12, 64-66.
- Głodkowska, W., Kobaka, J. (2012). The model of brittle matrix composite for distribution of steel fibres. *Journal of Civil Engineering and Management*, 01, 145-150.
- Głodkowska, W., Kobaka, J. (2013). Modelling of properties and distribution of steel fibres within a fine aggregate concrete. *Construction and Building Materials*, 44, 645-653.
- Głodkowska, W., Kobaka, J. (2013). Zastosowanie metod nieniszczących do oceny fibropiaskobetonu. *Materiały Budowlane*, 11, 6-8.
- Głodkowska, W., Kobaka, J. (2017). *Estymacja właściwości fibrokompozytu drobnokruszywowego przy użyciu metod nieniszczących*. Monografia ISBN 978-83-7880-499-4. Wybrane zagadnienia teoretyczne i doświadczalne w badaniach materiałów i konstrukcji budowlanych. Praca zbiorowa pod red. Śliwki A., Kołodziej J. Gliwice: Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, 129-138.
- Jones, M.C. (2009). Kumaraswamy's distribution: A beta-type distribution with some tractability advantages. *Statistical Methodology*, 6(1), 70-81.
- Kamiński, M. et al. (2006). Model rozkładu włókien na długości elementu fibrobetonowego. *Materiały Budowlane*, 9.
- Kamiński, M., Bywalski, C. (2010). *Analysis of long steel fibre distribution in fibre reinforced concrete beams*, *Modern building materials, structures and techniques*. The 10th International Conference: selected paper, Lithuania, Vilnius, 1, 117-124.
- Kang, S.T. et al. (2011). The effect of fibre distribution characteristics on the flexural strength of steel fibre-reinforced ultra high strength concrete. *Construction and Building Materials*, 25(5), 2450-2457.
- Kasperkiewicz, J. (1982). *Struktura uzbrojenia w kompozytach z włóknami rozproszonymi*. Konferencja naukowa – Mechanika kompozytów betonopodobnych, Jabłonna 1979. Ossolineum, Wrocław.
- Kobaka, J. (2014). *Model kompozytu mineralnego z włóknami rozproszonymi*. Koszalin: Rozprawa doktorska.
- Kooiman, A.G. (2000). *Modelling steel fibre reinforced concrete for structural design*. Ph.D. thesis Technical University of Delft, Netherlands.
- Kot, S.M, Jakubowski, J., Sokołowski, A. (2007). *Statystyka*. Warszawa: Wydawnictwo Difin.
- Krenchel, H. (1975). *Fibre spacing and specific fibre surface*. In: Neville A. (ed.) *Fibre reinforced cement and concrete*, The Construction Press, UK.
- Laranjeira, F. et al. (2011). Characterization of the orientation profile of steel fiber reinforced concrete. *Materials and Structures*, 44, 1093-1111.

- Lataste, J.F., Behoul, M., Breysse, D. (2008). Characterisation of fibres distribution in a steel fibre reinforced concrete with electrical resistivity measurements. *NDT & E International*, 41(8), 638-647.
- Lee, C., Kim, H. (2010). Orientation factor and number of fibers at failure in ring-type steel fiber reinforced concrete. *Cement and Concrete Research*, 40, 810-819.
- Li, V.C., Wang, Y. & Backer, S. (1991). A micromechanical model of tension softening and bridging toughening of short random fiber reinforced brittle matrix composites. *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, 39(5).
- Ponikiewski, T., Gołaszewski, J. (2012). *Wpływ zawartości włókien stalowych na ich rozkład w elementach z fibrobetonu samozagęszczalnego*. Konferencja „Dni Betonu”, Wisła.
- Ponikiewski, T., Gołaszewski, J. (2013). Zastosowanie cyfrowej analizy obrazu w badaniach fibrobetonów samozagęszczalnych. *Materiały Budowlane*, 3.
- Program komputerowy Adobe Photoshop Extended, wersja CS4.
- Program komputerowy GSA Image Analyser, wersja 3.1.0.
- Program komputerowy STATISTICA PL, wersja 10.
- Soroushian, P., Lee, C. (1990). Distribution and orientation of fibers in steel fiber reinforced concrete. *American Concrete Institute Material Journal*, 87(5).
- Stroeven, P. (1991). Effectiveness of steel wire reinforcement in a boundary layer of concrete. *Acta Stereologica*, 10, 1-113.
- Stroeven, P. (2006). Effectiveness near boundaries of fibre reinforcement in concrete. *Materials and Structures*, 39, 1001-1013.
- Yazıcı, S., Inan, G. & Tabak, V. (2007). Effect of aspect ratio and volume fraction of steel fiber on the mechanical properties of SFRC. *Construction and Building Materials*, 21, 1250-1253.

6. Wybrane elementy konstrukcyjne z drobnokruszywowego fibrokompozytu wytworzonego z piasków odpadowych

6.1. Wymiarowanie zginanych elementów fibrobetonowych z wykorzystaniem wytrzymałości resztkowych

Beton zwykły jest powszechnie stosowanym materiałem konstrukcyjnym. Pomimo dużych zalet, ma on jednak pewną zasadniczą wadę. Jest kruchy oraz wykazuje bardzo małą wytrzymałość na rozciąganie. W celu poprawy tych cech dodaje się do mieszanki betonowej różnego rodzaju włókna, tworząc nowy materiał określany, jako fibrobeton (por. rozdz. 3 i 4). Obszary zastosowań tego materiału to między innymi posadzki przemysłowe, płyty fundamentowe, nawierzchnie dróg czy lotnisk, tunele, mosty, konstrukcje narażone na wpływy sejsmiczne (Michels i in. 2011, Shah i Ribakov 2011, Tepfers 2010). Jednak stosowanie fibrobetonu do wykonywania elementów konstrukcyjnych wciąż należy do rzadkości. Wynika to z faktu, że badania nad zachowaniem się fibrobetonu w konstrukcjach budowlanych prowadzone są na mniejszą skalę, a ich początki datuje się na lata 90-te ubiegłego stulecia (Prisco i in. 2009, Gouveia i in. 2014, Kelpsa i in. 2014). Wciąż trwają prace nad udoskonaleniem przepisów normowych, umożliwiających bezpieczne projektowanie takich konstrukcji. Wynika to z trudności związanych z modelowaniem zachowania się fibrobetonu w warunkach rozciągania.

Dla projektanta konstrukcji budowlanych niezbędna jest norma zdefiniowana właściwość określająca zdolność materiału do przeniesienia naprężeń rozciągających po zarysowaniu, podana przez producenta. Stworzono kilka propozycji ilościowego opisu zachowania się zarysowanego fibrobetonu w warunkach rozciągania (ASTM C1609-05, Bencardino 2013, Giaccio i in. 2007, JCI-SF4, 1984, Parmentier i in. 2008, PN-EN 14651:2007, RILEM TC-162-TDF:2003). Najbardziej rozpowszechniona metoda opisu tej właściwości przedstawiona jest w zaleceniach RILEM (RILEM TC-162-TDF:2003). Metoda ta następnie została ujęta w normie europejskiej (PN-EN 14651:2007) oraz w Model Code 2010. Polega ona na eksperymentalnym pomiarze relacji szerokości rozwarcia rysy (*CMOD*) i siły obciążającej beleczki w środku jej rozpiętości. Określona w wyniku badania relacja *CMOD*-Siła służy do zdefinio-

wania tzw. wytrzymałości resztkowych $f_{R,1}$, $f_{R,2}$, $f_{R,3}$ i $f_{R,4}$. Oznaczają one wartości naprężeń rozciągających w przekroju dla danych szerokości rozwarcia rysy *CMOD*, równych odpowiednio: 0,5, 1,5, 2,5, 3,5 mm (por. rozdz. 4.2.4). Wartości tych wytrzymałości stanowią podstawę do wymiarowania elementów konstrukcyjnych.

6.1.1. Wymiarowanie elementów zginanych wg RILEM TC-162-TDF

Założenia do obliczeń fibrobetonowych przekrojów zginanych wg testu RILEM (RILEM TC-162-TDF:2003) są zgodne z założeniami przyjętymi w EC2 (PN-EN 1992-1-1). Przyjmuje się identyczny kształt bryły naprężeń w strefie ściskanej oraz identyczne odkształcenia graniczne w tej strefie. Wynika to oczywiście z uproszczenia, że pracę fibrobetonu w strefie ściskanej można modelować tak samo, jak pracę betonu zwykłego. W strefie rozciąganej fibrobeton zachowuje się zdecydowanie inaczej niż beton zwykły – jest w stanie przenosić naprężenia rozciągające.

Na rysunku 6.1 przedstawiono zależność σ - ε przyjmowaną do wymiarowania przekrojów zginanych. Strefę rozciąganą dzieli się na trzy podstrefy. W pierwszej z nich, ograniczoną osią obojętną i odkształceniem ε_1 , występuje część niezarysowana strefy rozciąganej. Naprężenia wzrastają liniowo do maksymalnej wartości równej σ_1 , która jest bezpośrednio związana z wytrzymałością fibrobetonu na rozciąganie przy zginaniu. Wartości naprężeń σ_1 oraz odkształceń ε_1 oblicza się ze wzorów:

$$\sigma_1 = 0,7 f_{fcm,fl} (1,6 - d) \text{ [N/mm}^2\text{]}, \quad (6.1)$$

$$\varepsilon_1 = \sigma_1 / E_c, \quad (6.2)$$

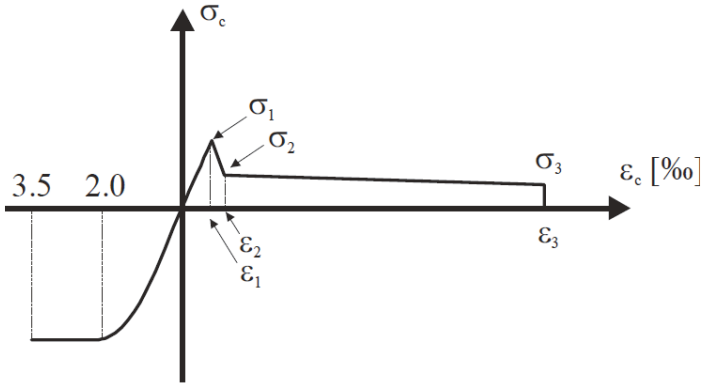
gdzie:

$f_{fcm,fl}$ – wytrzymałość na rozciąganie fibrobetonu przy zginaniu [N/mm²],

d – wysokość użyteczna przekroju [m],

$E_c = 9500(f_{fcm})^{1/3}$ – moduł sprężystości fibrobetonu [N/mm²],

f_{fcm} – średnia wytrzymałość fibrobetonu na ściskanie [N/mm²].



Rys. 6.1. Rozkład naprężeń i odkształceń w zginanym przekroju fibrobetonowym wg RILEM TC-162-TDF:2003

Fig. 6.1. Stress and strain distribution in fiber-reinforced concrete cross-section in accordance with RILEM TC-162-TDF:2003

Kolejna podstrefa, występująca w przedziale odkształceń ϵ_1 i ϵ_2 , to początek zarysowanej fibrobetonu, w której naprężenia maleją od wartości σ_1 do σ_2 . Wartość σ_2 wynika bezpośrednio z wytrzymałości resztkowej $f_{R,1}$ i odpowiada szerokości rozwarcia rysy $CMOD_1 = 0,5$ mm określonej wg normie europejskiej (PN-EN14651:2007). Wartości naprężeń σ_2 oraz odkształceń ϵ_2 oblicza się ze wzorów:

$$\sigma_2 = 0,45 f_{R,1} \kappa_h \text{ [N/mm}^2\text{]}, \quad (6.3)$$

$$\epsilon_2 = \epsilon_1 + 0,01\%, \quad (6.4)$$

gdzie:

$f_{R,1}$ – wytrzymałość resztkowa fibrobetonu [N/mm²],

κ_h – współczynnik skali [-].

Następna podstrefa to również zarysowana strefa rozciągana, w której naprężenia zmieniają się od wartości σ_2 do σ_3 . Należy tu podkreślić, że naprężenia σ_3 odpowiadają odkształceniom ϵ_3 , które zawsze wynoszą 2,5%. Jest to dopuszczalne odkształcenie na poziomie środka ciężkości rozciąganych prętów zbrojenia konwencjonalnego. Wartość naprężeń σ_3 zależy od wytrzymałości resztkowej $f_{R,4}$, odpowiadającej szerokości rozwarcia rysy $CMOD$ równej 3,5 mm. Oblicza się ją ze wzoru:

$$\sigma_3 = 0,37 f_{R,4} \kappa_h, \quad (6.5)$$

gdzie:

$f_{R,4}$ – wytrzymałość resztkowa fibrobetonu [N/mm^2].

W metodzie tej uwzględniono efekt skali poprzez wprowadzenie współczynnika κ_h , który zmniejsza naprężenia σ_2 i σ_3 w elementach o większych rozmiarach. Współczynnik ten ustalono na drodze eksperymentalnej i oblicza się go ze wzoru:

$$\kappa_h = 1,0 - 0,6 \cdot \frac{h - 12,5}{47,5}, \quad (6.6)$$

gdzie:

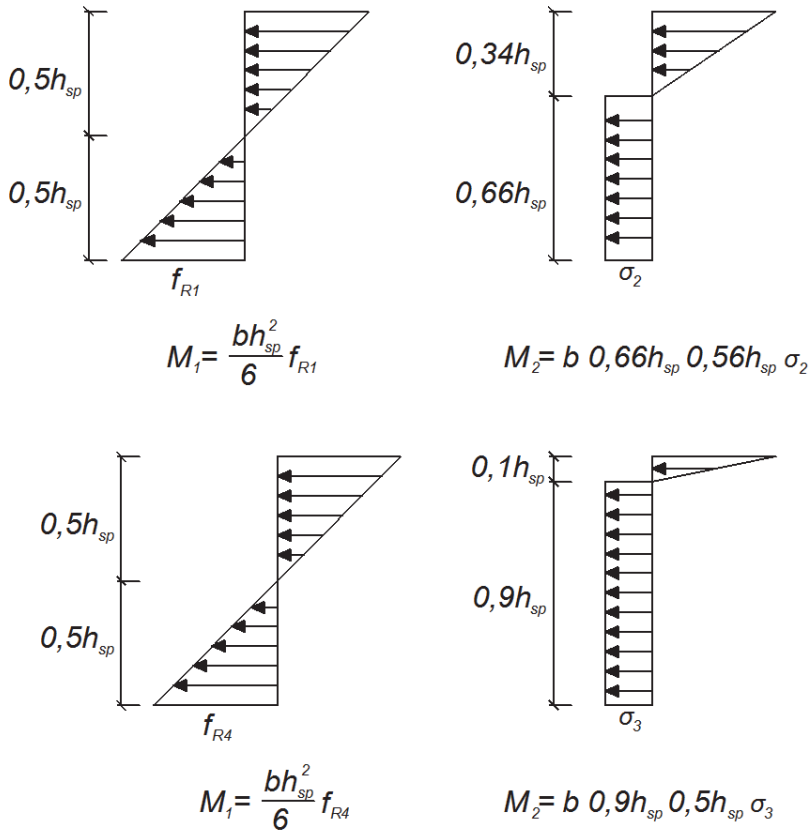
h – wysokość przekroju ograniczona przedziałem $12,5 \leq h \leq 60$ [cm].

W przypadku przekrojów zginanych o wysokości do 12,5 cm współczynnik κ_h przyjmuje wartość 1, a następnie maleje wraz ze wzrostem wysokości przekroju. Dla przekrojów o wysokości większej niż 60 cm przyjmuje on wartość 0,4.

Wymiarowanie przekrojów zginanych wg RILEM TC-162-TDF z roku 2003 rozpoczyna się od obliczenia wartości naprężeń σ_1 , σ_2 , σ_3 i odkształceń ε_1 , ε_2 wg powyższych wzorów, w oparciu o wytrzymałość fibrobetonu na rozciąganie przy zginaniu $f_{ctm,fl}$ oraz wytrzymałości resztkowe f_{Rl} i f_{R4} . Następnie z warunku równowagi sił poziomych w przekroju wyznacza się położenie osi obojętnej. Przyjmując graniczne odkształcenia równe 0,35% w najbardziej ściskanej krawędzi przekroju fibrobetonowego można określić rozkład odkształceń w całym przekroju zginanym, przy założeniu, że odkształcenia rozciąganego zbrojenia konwencjonalnego nie mogą przekraczać 2,5%. Nośność na zginanie przekroju fibrobetonowego określa się z warunku równowagi momentów względem środka ciężkości bryły naprężeń ściskających.

Bardzo ważny jest fakt, że wytrzymałości resztkowe oblicza się w oparciu o siłę pomierzoną w badaniu zginanych beleczek zakładając liniowy rozkład naprężeń w przekroju, co nie jest prawdą. W ten sposób wytrzymałości resztkowe nie oznaczają wcale rzeczywistych naprężeń w przekroju dla danych szerokości rozwarcia rys, lecz stanowią pewien

parametr, który pozwala na wyznaczenie tych naprężeń. Technika, która umożliwia rozwiązanie tego problemu jest tzw. analiza odwrotna. Jest to procedura skomplikowana a uzyskane wyniki nie mają charakteru ogólnego i dotyczą tylko analizowanego fibrobetonu. W rekomendacji RILEM TC 162-TDF:2003 przyjęto bardzo proste rozwiązanie tego problemu, zakładając, że naprężenia w strefie rozciąganej przyjmują wartość stałą na całej jej wysokości. Na rysunku 6.2 przedstawiono sposób transformacji wytrzymałości resztkowych f_{R1} i f_{R4} na naprężenia σ_2 i σ_3 .



Rys. 6.2. Sposób transformacji wytrzymałości resztkowych f_{R1} i f_{R4} na naprężenia σ_2 i σ_3 (RILEM TC 162-TDF:2003)

Fig. 6.2. Transformation of residual strengths f_{R1} and f_{R4} on stresses σ_2 and σ_3 (RILEM TC 162-TDF:2003)

Z lewej strony pokazano rozkłady naprężeń przyjęte do obliczenia wytrzymałości resztkowych, a z prawej strony uproszczone modele rozkładów rzeczywistych. Zakładając, że $M_1 = M_2$ wyznaczono zależności pomiędzy wytrzymałościami resztkowymi f_{R1} i f_{R4} , a naprężeniami σ_2 i σ_3 :

$$\sigma_2 = 0,45f_{R1} \quad (6.7)$$

$$\sigma_3 = 0,37f_{R4} \quad (6.8)$$

Metoda określania nośności na ścinanie elementów fibrobetonowych zaproponowana przez RILEM TC 162-TDF:2003 bazowała na eksperymentalnych wynikach Vandewalle'a i Duponta (Minelli 2005), na 43 belkach ze zmienną zawartością włókien, smukłością ścinania a/d (gdzie: a – odcinek ścinania, d – wysokość użyteczna przekroju) oraz różnymi stopniami zbrojenia podłużnego i poprzecznego (strzemion). Początkowo wpływ włókien na ścinanie był determinowany przez wytrzymałość ekwiwalentną (wytrzymałość ustalana na podstawie relacji siła-ugięcie), a ostatecznie przyjęto do określania nośności wytrzymałości resztkowe f_R (wytrzymałość ustalana na podstawie relacji siła-ugięcie oraz szerokości rozwarcia rysy).

Ogólny wzór na nośność elementu na ścinanie (V) przyjmuje postać:

$$V = V_c + V_w + V_f, \quad (6.9)$$

gdzie:

V_c – nośność na ścinanie elementu bez włókien i zbrojenia poprzecznego, obliczana w sposób zaproponowany przez EC-2 (PN-EN 1992-1-1) wg wzoru:

$$V_{Rd,c} = \left[C_{Rd,c} \cdot k \cdot (100 \cdot \rho_l \cdot f_{ck})^{\frac{1}{3}} + k_1 \cdot \sigma_{cp} \right] \cdot b_w \cdot d, \quad (6.10)$$

lecz nie mniej niż:

$$V_{Rd,c} = (v_{min} + k_1 \cdot \sigma_{cp}) \cdot b_w \cdot d; \quad v_{min} = 0,035 \cdot k^{\frac{3}{2}} \cdot f_{ck}^{\frac{1}{2}}, \quad (6.11)$$

gdzie:

f_{ck} – charakterystyczna wytrzymałość betonu na ściskanie [MPa],

k – współczynnik określający efekt skali równy:

$$k = 1 + \sqrt{\frac{200}{d}} \leq 2, \quad (6.12)$$

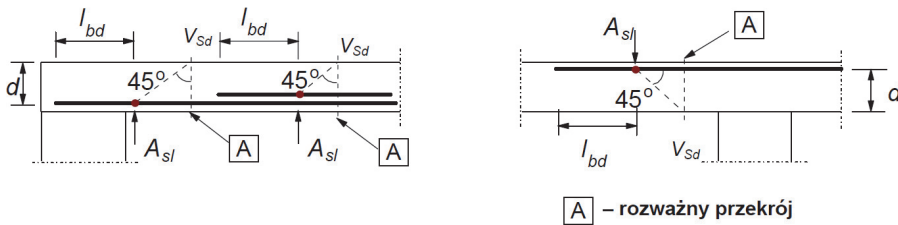
w którym:

d – wysokość użyteczna przekroju,

ρ_l – stopień zbrojenia rozciąganego wyznaczany ze wzoru:

$$\rho_l = \frac{A_{sl}}{b_w \cdot d} \leq 0,002, \quad (6.13)$$

A_{sl} – zbrojenie rozciągane sięgające na odległość nie mniejszą niż $(l_{bd} + d)$ poza rozważany przekrój (rys. 6.3).



Rys. 6.3. Określenie A_{sl} we wzorze (6.10) (PN-EN 1992-1-1)

Fig. 6.3. Determining A_{sl} in the formula (6.10) (PN-EN 1992-1-1)

σ_{cp} – naprężenia wywołane siłą normalną, równe:

$$\sigma_{cp} = \frac{N_{Ed}}{A_c} \leq 0,2 \cdot f_{cd}. \quad (6.14)$$

Zalecane wg normy EC-2 (PN-EN 1992-1-1) wartości $C_{Rd,c}$ i k_l wynoszą: $C_{Rd,c} = 0,18/\gamma_c$, $k_l = 0,15$.

γ_c – współczynnik materiałowy przyjmowany dla betonu wg zaleceń EC-2

V_w – nośność zbrojenia na ścinanie, obliczana wg wzoru:

$$V_{Rd,s} = \frac{A_{sw}}{s} \cdot z \cdot f_{ywd} \cdot \cot \theta, \quad (6.15)$$

V_f – nośność na ścinanie z uwagi na zbrojenie rozproszone, opisane wzorem:

$$V_f = 0,7 \cdot k_f \cdot k_l \cdot \tau_{fd} \cdot b_w \cdot d, \quad (6.16)$$

gdzie:

k_f – współczynnik kształtu przekroju elementu; dla elementów o przekroju prostokątnym $k_f = 1,0$,

k_l – współczynnik skali określany zgodnie ze wzorem (6.12),
 τ_{fd} – wartość obliczeniowa przyrostu wytrzymałości na ścinanie z uwagi na włókna, wyrażana wzorem:

$$\tau_{fd} = 0,12 \cdot f_{Rk,4}, \quad (6.17)$$

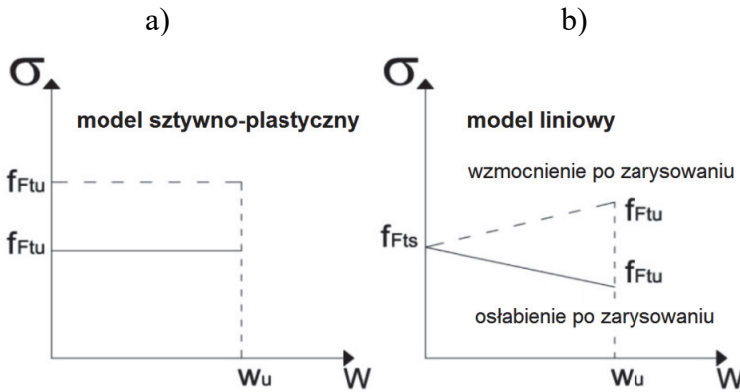
gdzie:

$f_{Rk,4}$ – wytrzymałość resztkowa określana zgodnie z normą PN-EN 14651: 2007 dla $CMOD = 2,5$ mm (por. rozdz. 4.2.4).

6.1.2. Wymiarowanie elementów zginanych wg MODEL CODE 2010

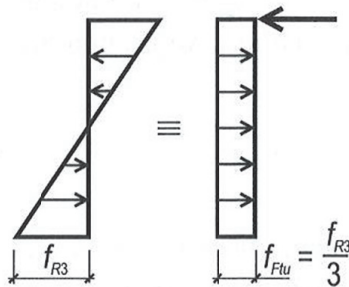
Wg Model Code 2010 fibrobeton w strefie ściskanej zachowuje się tak samo, jak beton zwykły. Stosuje się tu te same wartości odkształceń granicznych oraz wytrzymałości na ściskanie, jak w normie EC2 (PN-EN 1992-1-1). Natomiast w strefie rozciąganej przyjmuje się, że fibrobeton jest w stanie przenieść naprężenia rozciągające. Podejście do modelowania strefy rozciąganej jest inne niż wynika z RILEM TC-162-TDF, aczkolwiek bazuje ono na wytrzymałościach resztkowych, określonych wg tej samej metodologii (PN-EN 14651:2007). Wg Model Code 2010 pracę fibrobetonu w strefie rozciąganej można modelować w dwojaki sposób. Pierwszy sposób, zwany modelem sztywno-plastycznym, zakłada, że wartość naprężeń w zarysowanym przekroju fibrobetonowym jest stała i wynosi f_{Fu} , bez względu na szerokość rozwarcia rysy w . Drugi sposób, zwany modelem liniowym, zakłada, że wartość naprężeń rozciągających jest liniowo zależna od szerokości rozwarcia rysy i może być funkcją rosnącą (wzmocnienie przekroju), jak i malejącą (osłabienie przekroju) (rys 6.4b). Wartość f_{Fts} oznacza wytrzymałość resztkową odpowiednią dla obliczeń stanów granicznych użyteczności, a f_{Fu} wartość odpowiednią dla obliczeń stanów granicznych nośności. Na rysunku 6.4 wartość w_u jest szerokością rozwarcia rysy właściwą dla stanu granicznego nośności, natomiast szerokość rozwarcia rysy dla f_{Fts} jest równa zero.

W przypadku modelu sztywno-plastycznego wartość f_{Fu} oblicza się na podstawie wytrzymałości resztkowej f_{R3} , przyjmując założenie, że cała siła ściskająca skoncentrowana jest w górnym włóknie przekroju, a na całej wysokości przekroju występują naprężenia rozciągające o stałej wartości (rys. 6.5).



Rys. 6.4. Uprozczone związki konstytutywne dla fibrobetonu po zarysowaniu; linie ciągłe i kreskowane dotyczą odpowiednio osłabienia i wzmocnienia (Model Code 2010)

Fig. 6.4. Simplified constitutive laws for post-crack fiber-reinforced concrete; solid and broken lines refer to softening and hardening respectively (Model Code 2010)



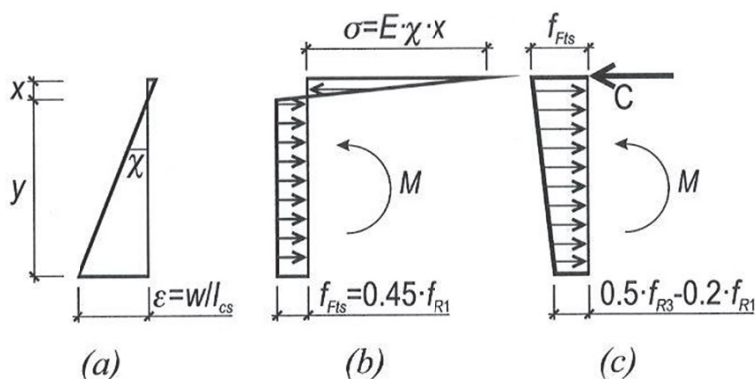
Rys. 6.5. Uproszczony model przyjęty do obliczania granicznej wytrzymałości f_{Ftu} w oparciu o wytrzymałość resztkową f_{R3} (Model Code 2010)

Fig. 6.5. Simplified model for calculating limit strength f_{Ftu} based on residual strength f_{R3} (Model Code 2010)

Zakładając, że moment zginający przeniesiony przez przekrój o liniowo-sprężystym rozkładzie naprężeń (z lewej) jest równy momentowi przeniesionemu przez przekrój o rozkładzie naprężeń bliższym rzeczywistości łatwo obliczyć ze wzoru:

$$f_{Ftu} = \frac{f_{R3}}{3}. \quad (6.18)$$

W przypadku modelu liniowego określa się dwie wartości naprężeń, a mianowicie: f_{Fts} i f_{Ftu} . Wyznacza się je w oparciu o wykresy naprężeń przedstawione na rysunku 6.6.



Rys. 6.6. Przyjęte wykresy naprężeń do obliczenia naprężeń f_{Fts} i f_{Ftu} (Model Code 2010)

Fig. 6.6. Adopted stress charts for calculating stresses f_{Fts} and f_{Ftu} (Model Code 2010)

W stanie granicznym użyteczności (rys. 6.6b) przyjęto sprężysto-plastyczny rozkład naprężeń w strefie rozciąganej i sprężysty w strefie ściskanej. Odpowiada on liniowo-sprężystemu rozkładowi naprężeń na całej wysokości przekroju (jak na rysunku 6.5 z lewej), w którym wielkość naprężeń w skrajnym włóknie rozciągającym wynosi f_{R1} . Jak wiadomo f_{R1} wyznacza się w badaniu wg PN-EN 14651 w oparciu o siłę pomierzoną przy szerokości rozwarcia rysy równej 0,5 mm, a zatem zakładając, że:

$$w_s = 0,5mm; \quad y + x = h_{sp}; \quad l_{cs} = h_{sp}, \quad (6.19)$$

rozwiązując układ dwóch równań równowagi sił podłużnych i momentów zginających wyznaczono związek między f_{Fts} i f_{R1} , który zależy od modułu sprężystości E i przyjętej długości charakterystycznej l_{cs} (Prisco i in. 2013):

$$f_{Fts} = k_a(E, l_{cs})f_{R1}. \quad (6.20)$$

Przyjmując, że długość charakterystyczna l_{cs} równa się wysokości przekroju h_{sp} obliczono, że współczynnik k_a zawiera się w przedziale od

0,362 do 0,378 w zależności od modułu sprężystości E . Ostatecznie wpływ modułu pominięto i przyjęto średnią wartość równą 0,37.

Rozważając stan graniczny nośności (rys. 6.6c) cała siła ściskająca skoncentrowana jest w skrajnym włóknie przekroju, a naprężenia rozciągające przyjmują rozkład liniowo zmienny na całej wysokości przekroju. Rozkład ten jest opisany za pomocą trzech punktów, w których naprężenia przyjmują wartość:

$k_b f_{R1}$ dla szerokości rozwarcia rysy $w = 0$ (górne włókno przekroju),
 $k_d f_{R1} = 0,37 f_{R1}$ dla $w = 0,5$ mm,
 $f_{Ft,2,5}$ dla $w = 2,5$ mm (dolne włókno przekroju).

Przy szerokości rozwarcia rysy równej 2,5 mm oblicza się wytrzymałość resztkową f_{R3} w oparciu o liniowy rozkład naprężeń zgodnie z PN-EN 14651. Porównując go z rozkładem naprężeń z rysunku 6.6c wykorzystując równanie równowagi momentów wyznaczono związek między naprężeniami $f_{Ft,2,5}$ a wytrzymałościami resztkowymi:

$$f_{Ft,2,5} = 0,5 f_{R3} - \frac{k_b}{2} f_{R1}, \quad (6.21)$$

w którym:

$$k_b = 0,529 - 0,143 \frac{f_{R3}}{f_{R1}}. \quad (6.22)$$

Zakładając, że wytrzymałość resztkowa f_{R3} jest równa $0,5 f_{R1}$, co wynika z minimalnego wymagania stawianego przez Model Code 2010 fibrobetonom konstrukcyjnym obliczyć można, że współczynnik k_b wynosi 0,45. W ten sposób równanie (6.21) przyjmie postać:

$$f_{Ft,2,5} = 0,5 f_{R3} - 0,225 f_{R1} \cong 0,5 f_{R3} - 0,2 f_{R1}. \quad (6.23)$$

Zatem ostatecznie naprężenia f_{Fts} i f_{Ftu} dla modelu liniowego (rys. 6.4) oblicza się ze wzorów:

$$f_{Fts} = 0,45 f_{R1}, \quad (6.24)$$

$$f_{Ftu} = f_{Fts} - \frac{w_u}{CMOD_3} (f_{Fts} - 0,5 f_{R3} + 0,2 f_{R1}) \geq 0, \quad (6.25)$$

gdzie:

w_u – maksymalna szerokość rysy akceptowana w projektowaniu konstrukcyjnym; jej wartość zależy od wymagań trwałości.

Gdy rozważa się materiały z osłabieniem, definicja związku naprężenie–odkształcenie opiera się na identyfikacji szerokości rozwarcia rysy i na odpowiadającej długości charakterystycznej l_{cs} elementu konstrukcyjnego. Wtedy odkształcenie może być obliczane ze wzoru:

$$\varepsilon = \frac{w}{l_{cs}}. \quad (6.26)$$

W elementach ze zbrojeniem konwencjonalnym l_{cs} może być oszacowana, jako:

$$l_{cs} = \min\{s_{rm}, y\}, \quad (6.27)$$

gdzie:

s_{rm} – średnia odległość między rysami,

y – odległość między osią obojętną i krawędzią rozciąganą przekroju (rys. 6.6a), oszacowaną w fazie sprężystej zarysowania, przy pominięciu resztkowej wytrzymałości fibrobetonu na rozciąganie i dla układu obciążenia odpowiadającego szerokości rozwarcia rysy i rozstawowi rys w stanie użytkowalności.

Naprężenia f_{Fu} w modelu liniowym zależą od wymaganej ciągłości, która jest związana z dopuszczalną szerokością rysy. Graniczna szerokość rysy może być obliczana, jako:

$$w_u = l_{cs}\varepsilon_{Fu}, \quad (6.28)$$

przy założeniu ε_{Fu} równego 2% dla zmiennego rozkładu odkształcenia wzdłuż przekroju i 1% dla stałego rozkładu odkształcenia rozciągającego wzdłuż przekroju. W każdym przypadku maksymalna szerokość rozwarcia rysy nie może przekraczać 2,5 mm.

W przekrojach bez tradycyjnego zbrojenia poddanych zginaniu lub kombinacji zginania i siły podłużnej, z wypadkową siłą leżącą na zewnątrz przekroju zakłada się $y = h$, gdzie h oznacza wysokość przekroju. To samo założenie może być przyjmowane dla płyt (por. rozdz. 6.2).

W przypadku materiałów ze wzmocnieniem w trakcie badania jednoosiowo rozciąganych elementów powstaje wiele rys. Z tego względu określenie zależności naprężenie–szerokość rozwarcia rysy nie jest konieczne, ponieważ typowa zależność naprężenie–odkształcenie może być wyznaczona bezpośrednio w trakcie badania dzieląc wydłużenie

przez początkową długość pomiarową. Odształcenia graniczne ε_{Fu} przyjmuje się identycznie, jak dla materiałów z osłabieniem. Materiał jest uważany, jako materiał ze wzmocnieniem, gdy wykazuje zachowanie ze wzmocnieniem przy rozciąganiu aż do $\varepsilon_{Fu} = 1\%$.

Mając dane parametry charakteryzujące liniową zależność naprężenie-szerokość rozwarcia rysy oraz długość charakterystyczną można wyznaczyć zależność naprężenie-odkształcenie dla materiałów z osłabieniem.

W stanie granicznym użyteczności zaproponowano zależność σ - ε uwzględniającą wytrzymałość matrycy na rozciąganie. Na rysunku 6.7 przedstawiono trzy przypadki związków σ - ε w zależności od cech fibrobetonu w stanie zarysowanym. Z uwagi na ich złożoność są one szczególnie wskazane do stosowania w obliczeniach numerycznych.

Taki sam wykres σ - ε , jak dla betonu zwykłego, stosowany jest aż do osiągnięcia naprężeń równych wytrzymałości matrycy na rozciąganie f_{ct} . W stanie po zarysowaniu zastosowanie ma zależność bilinearna. Gałąź poza-szczytowa wykresu (BC – rys. 6.7) jest opisana analitycznie, jako:

$$\frac{\sigma - f_{ct}}{0,2f_{ct} - f_{ct}} = \frac{\varepsilon - \varepsilon_P}{\varepsilon_Q - \varepsilon_P}, \text{ dla } \varepsilon_P \leq \varepsilon \leq \varepsilon_C, \quad (6.29)$$

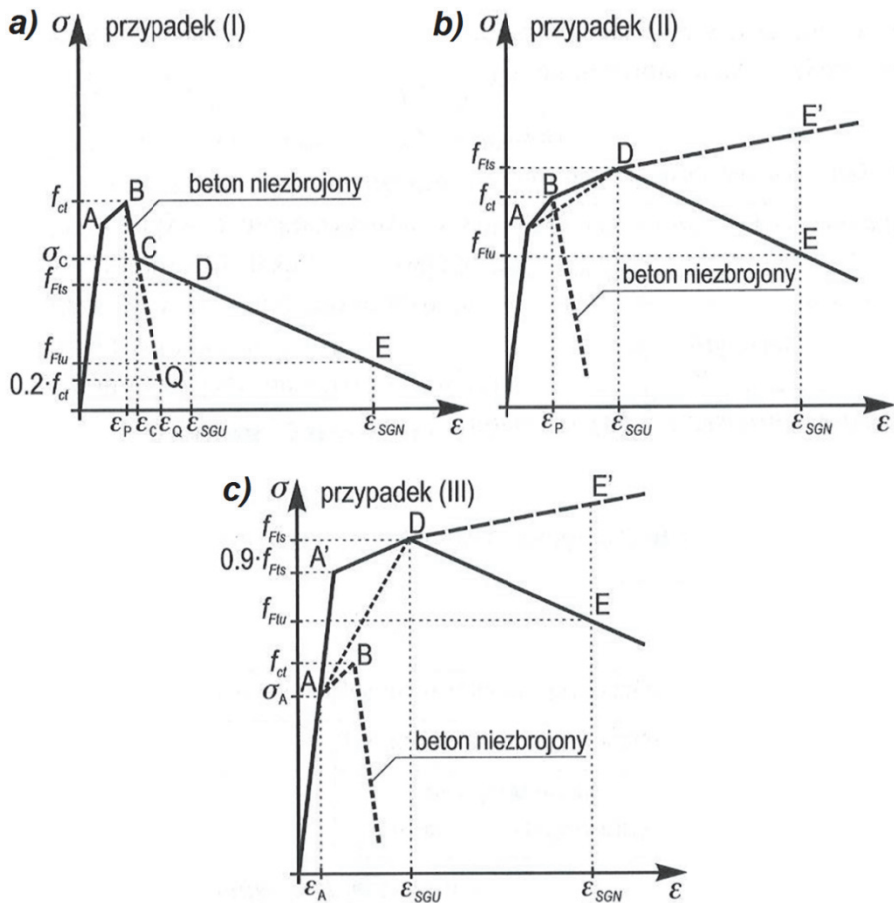
gdzie:

$$\varepsilon_Q = \frac{G_F}{f_{ct} \cdot l_{cs}} + \left(\varepsilon_P - \frac{0,8f_{ct}}{E_c} \right). \quad (6.30)$$

Wartość G_F oznacza energię pęknięcia betonu niezbrojonego, którą można obliczać ze wzoru:

$$G_F = 73 \cdot f_{cm}^{0,18}. \quad (6.31)$$

Punkt A krzywych na rysunku 6.7a,b,c odpowiada naprężeniom równym $0,9 f_{ctm}$ przy odkształceniach $0,15\%$.



Rys. 6.7. Zależności napężenie-odkształcenie przy SGU dla fibrobetonu z osłabieniem a) oraz z osłabieniem lub wzmocnieniem b), c) (Model Code 2010)

Fig. 6.7. Stress-strain relation at Serviceability Limit State for fiber-reinforced concrete with softening a) and softening or hardening b), c) (Model Code 2010)

Dla materiałów z osłabieniem wytrzymałość resztkowa (czwarta gałąź) jest zdefiniowana przez dwa punkty odpowiadające ($\varepsilon_{SGU}, f_{Fts}$ $\varepsilon_{SGN}, f_{Flu}$), gdzie:

$$\varepsilon_{SGU} = CMOD_1/l_{CS}, \quad (6.32)$$

$$\varepsilon_{SGU} = w_u/l_{CS} = \min(\varepsilon_{Fu}, 2,5/l_{CS}). \quad (6.33)$$

Przyjmując $\varepsilon_{Fu} = 2\%$ dla zmiennego rozkładu odkształcenia wzdłuż przekroju i 1% dla stałego rozkładu odkształcenia rozciągającego wzdłuż przekroju.

Dla materiałów charakteryzujących się stabilną propagacją aż do ε_{SGU} z wytrzymałością na rozciąganie f_{Fts} większą niż f_{ct} mogą być rozpatrywane dwa przypadki (rys. 6.7 b, c).

Przypadek (II): proces zarysowania pozostaje stabilny aż do odkształcenia SGU i znowu cztery gałęzie definiują zależność konstytutywną. Pierwsze dwie gałęzie pozostają odpowiadające betonowi zwykłemu, podczas gdy trzecia gałąź (BD) jest analitycznie opisana, jako:

$$\frac{\sigma - f_{ct}}{f_{Fts} - f_{ct}} = \frac{\varepsilon - \varepsilon_p}{\varepsilon_{SGU} - \varepsilon_p}, \text{ dla } \varepsilon_p \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{SGU}. \quad (6.34)$$

Przypadek (III): zarysowanie pozostaje stabilne aż do odkształcenia ε_{SGU} i trzy gałęzie określają zależność konstytutywną. Druga gałąź (A'D) jest określona, jako:

$$\frac{\sigma - \sigma_{A'}}{f_{Fts} - \sigma_{A'}} = \frac{\varepsilon - \varepsilon_{A'}}{\varepsilon_{SGU} - \varepsilon_{A'}}, \text{ dla } \varepsilon_{A'} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{SGU}, \quad (6.35)$$

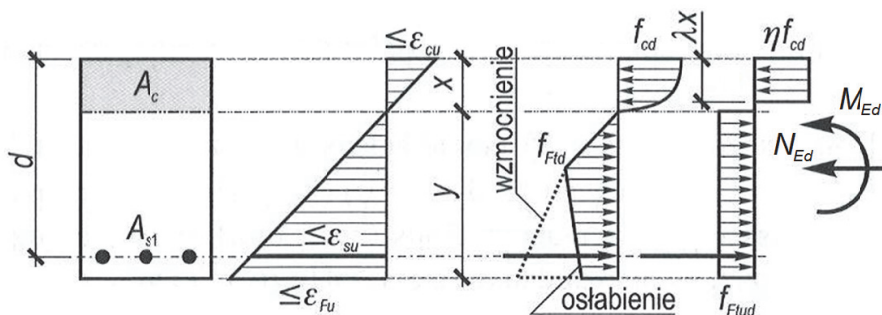
gdzie: $\sigma_{A'}$ jest sprężystą gałęzią dla naprężenia równego $0,9 f_{Fts}$.

Dla obydwu przypadków (II) i (III) materiał może być z osłabieniem (DE) lub ze wzmocnieniem (DE'), zależnie od nachylenia ostatniej gałęzi.

W odniesieniu do wymiarowania przekrojów zginanych ze zbrojeniem konwencjonalnym w stanie granicznym nośności można stosować uproszczone wykresy naprężeń przedstawione na rysunku 6.8.

Stan zniszczenia przy zginaniu uznaje się za osiągnięty, gdy zachodzi jeden z następujących warunków:

- osiągnięcie granicznego odkształcenia betonu przy ściskaniu $\varepsilon_{cu} = 3,5\%$,
- osiągnięcie granicznego odkształcenia stali przy rozciąganiu (jeśli jest) ε_{su}
- osiągnięcie granicznego odkształcenia fibrobetonu przy rozciąganiu $\varepsilon_{Fu} = 2\%$.



Rys. 6.8. Stan graniczny nośności przy działaniu momentu zginającego M_{Ed} i siły podłużnej N_{Ed} : zastosowanie uproszczonej zależności naprężenie-odkształcenie (Model Code 2010)

Fig. 6.8. Ultimate limit state at bending moment M_{Ed} and axial force N_{Ed} : application of simplified stress-strain relation (Model Code 2010)

Wielkości obliczeniowe naprężeń w stanie granicznym nośności oblicza się dzieląc wielkości charakterystyczne przez częściowy współczynnik bezpieczeństwa γ_F , który przyjmuje wartości zgodnie z tabelą 6.1.

Tabela 6.1. Częściowe współczynniki bezpieczeństwa dla fibrobetonu (Model Code 2010)

Table 6.1. Partial safety factors for fiber concrete (Model Code 2010)

Material	Częściowy współczynnik bezpieczeństwa γ_F
Fibrobeton przy ściskaniu	jak dla betonu zwykłego
Fibrobeton przy rozciąganiu (granica proporcjonalności)	jak dla betonu zwykłego
Fibrobeton przy rozciąganiu (wytrzymałość resztkowa)	$\gamma_F = 1,5$

Poza częściowymi współczynnikami bezpieczeństwa dla fibrobetonu w Model Code 2010 wprowadzono także współczynnik K , który uwzględnia reprezentatywność elementów, na których określa się wy-

trzymałości resztkowe f_{Ri} w stosunku do projektowanej konstrukcji i warunków wykonawstwa. Zachowania obserwowane w typowych badaniach mogą się znacząco różnić (na korzyść i na niekorzyść) od zachowania fibrobetonu w realnych konstrukcjach. Na ogół zakłada się izotropowy rozkład włókien w materiale i dla tej sytuacji współczynnik K jest równy 1. Dla korzystnego ułożenia włókien można przyjąć, że współczynnik orientacji $K < 1$. Analogicznie w przypadku niekorzystnego ułożenia włókien, współczynnik K może być większy od 1. Dla każdego $K \neq 1$ wymagana jest eksperymentalna weryfikacja tego założenia i wówczas można obliczać zmodyfikowane wytrzymałości resztkowe wg wzorów:

$$f_{Ftsd,mod} = f_{Ftsd} / K, \quad (6.36)$$

$$f_{Ftud,mod} = f_{Ftud} / K. \quad (6.37)$$

Wprowadzenie materiału konstrukcyjnego, jakim jest fibrobeton, do zapisów Model Code 2010 stanowi istotny krok w kierunku upowszechnienia i wdrożenia fibrobetonu do praktyki inżynierskiej. Prawdopodobnie na tej podstawie powstaną nowe reguły dotyczące projektowania konstrukcji fibrobetonowych przyjęte w Eurokodach i innych normach krajowych (Prisco 2013).

Norma ta opisuje trzy sposoby wymiarowania elementów zginanych. Dwa z nich to modele uproszczone – dwuliniowy i sztywnoliniowy (rys. 6.8), które z założenia stosowane są do wymiarowania płaskich przekrojów. Mogą one być stosowane jedynie do wymiarowania w stanie granicznym nośności. Trzeci oparty jest na złożonej, 4-liniowej zależności σ - ε (rys. 6.7) i jest on szczególnie dedykowany technikom numerycznym, przy czym może on być wykorzystywany do obliczeń także w stanie granicznym użytkowości.

Istotną nowością wobec innych przepisów jest wprowadzenie koncepcji długości charakterystycznej oraz podanie sposobów jej wyznaczania. Ma ona istotny wpływ na kształt wykresów σ - ε w strefie rozciąganej przyjmowanych do wymiarowania. Zależy ona od wysokości przekroju analizowanego elementu, a także od rozstawu rys w elementach ze zbrojeniem konwencjonalnym. W ten sposób w obliczeniach uwzględniany jest efekt skali, a przez to nie ma konieczności wprowadzania do-

datkowego współczynnika, jak w rekomendacji RILEM TC-162-TDF. Ponadto, dzięki uzależnieniu długości charakterystycznej od rozstawu rys, na charakter wykresu σ - ε ma wpływ także ilość i średnica zastosowanych prętów zbrojenia konwencjonalnego w fibrobetonie.

Podkreślić jednak należy, że do zapisów Model Code 2010 należy podchodzić z pewną ostrożnością. Pomimo, że w okresie ostatnich piętnastu lat dokonał się istotny postęp w zakresie wymiarowania elementów z fibrobetonu, dalsze prace badawcze są konieczne w celu weryfikacji i optymalizacji zaproponowanych metod projektowania (Prisco 2013, Głodkowska i Ziarkiewicz 2018).

Obliczanie nośności na ścinanie z włóknami wg Model Code 2010 bazuje na znajomości dwóch wytrzymałości: użytkowej wytrzymałości resztkowej f_{Fts} (wytrzymałość po zarysowaniu dla stanu granicznego użyteczności) oraz wytrzymałości resztkowej granicznej f_{Ftu} . Określenie tych wielkości opiera się na uproszczonych związkach konstytutywnych dla fibrobetonu po zarysowaniu. Norma Model Code 2010 podaje dwa modele opisujące związki konstytutywne: sztywno-plastyczny, gdzie wielkość f_{Ftu} jest stałą wraz ze wzrostem szerokości rysy w_u oraz model liniowy, który jest brany pod uwagę wymiarowania na ścinanie. W modelu liniowym wielkość f_{Ftu} zależy od szerokości rysy w_u i wraz ze wzrostem rysy wartość ta może rosnąć lub maleć (rys. 6.9).

Wielkości f_{Fts} i f_{Ftu} określa się według poniższych wzorów:

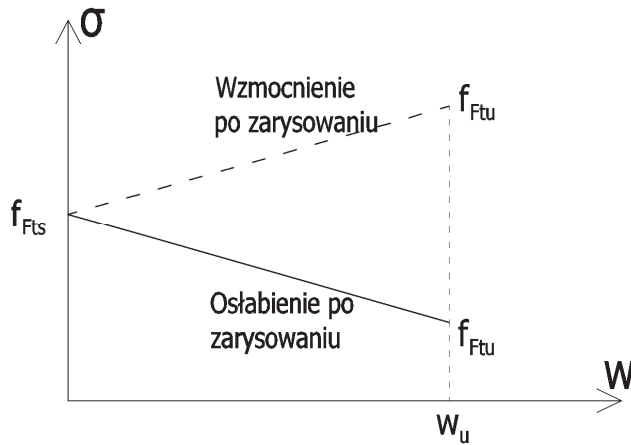
$$f_{Fts} = 0,45 \cdot f_{R1}, \quad (6.38)$$

$$f_{Ftu} = f_{Fts} - \frac{w_u}{CMOD_3} \cdot (f_{Fts} - 0,5 \cdot f_{R3} + 0,2f_{R1}) \geq 0, \quad (6.39)$$

gdzie:

w_u – maksymalna szerokość rysy akceptowana w projektowaniu konstrukcyjnym,

f_{R1}, f_{R3} – wytrzymałości resztkowe dla szerokości rozwarcia rysy $CMOD_1 = 0,5$ mm i $CMOD_3 = 2,5$ mm (patrz. rozdz. 4.2.4).



Rys. 6.9. Model liniowy przyjmowany do opisu rozciąganej strefy zarysowanej zginanego przekroju fibrobetonowego wg Model Code 2010

Fig. 6.9. Linear model used for describing tension zone of fiber-reinforced concrete cross-section in accordance with Model Code 2010

Pierwsza informacja odnośnie ścinania w Model Code 2010 dotyczy elementów bez zbrojenia podłużnego i poprzecznego. Zakładając wzmocnienie po zarysowaniu (por. rys. 6.9), główne naprężenia rozciągające σ_1 nie mogą być większe niż obliczeniowa wartość wytrzymałości fibrobetonu na rozciąganie:

$$\sigma_1 \leq \frac{f_{Ftuk}}{\gamma_F}, \quad (6.40)$$

gdzie:

f_{Ftuk} – charakterystyczna wartość resztkowej wytrzymałości fibrobetonu na rozciąganie określana za pomocą wzoru (6.39) dla $w_u = 1,5$ mm (gdzie: w_u – szerokość rozwarcia rysy),

γ_F – częściowy współczynnik bezpieczeństwa; dla fibrobetonu przy rozciąganiu $\gamma_F = 1,5$.

Należy zaznaczyć, że wytrzymałość f_{Ftuk} powinno się określić na drodze eksperymentalnej, jako wytrzymałość na osiowe rozciąganie. Norma jednak nie podaje sposobu badania tej wytrzymałości, co stanowi pewnego rodzaju nieścisłość omawianych przepisów. Jednocześnie wzór (6.40) obowiązuje dla fibrobetonu oraz dla betonu zwykłego.

Określanie nośności na ścinanie elementów bez zbrojenia poprzecznego przedstawione zostało w normie dwoma sposobami. Pierwszy sposób stanowi rozbudowaną formę wzoru (6.10) przedstawioną w EC-2 (PN-EN 1992-1-1):

$$V_{Rd,f} = \left\{ \frac{0,18}{\gamma_c} \cdot k \cdot \left[100 \cdot \rho_l \cdot \left(1 + 7,5 \cdot \frac{f_{Ftuk}}{f_{ctk}} \right) f_{ck} \right]^{1/3} + \sigma_{cp} \right\} \cdot b_w \cdot d, \quad (6.41)$$

gdzie:

f_{ctk} – wartość charakterystyczna wytrzymałości na rozciąganie dla betonu bez włókien [MPa],

f_{Ftuk} – wartość charakterystyczna resztkowej wytrzymałości fibrobetonu obliczana wg wzoru (6.39) przy przyjęciu $w_u = 1,5$ mm.

Wzór (6.41) jest ograniczony minimalną wartością $V_{Rd,min}$, określaną wg wzoru (6.11). Pozostałe wielkości definiowane są identycznie, jak w normie EC-2 (PN-EN 1992-1-1) wg wzorów: (6.12), (6.13), (6.14).

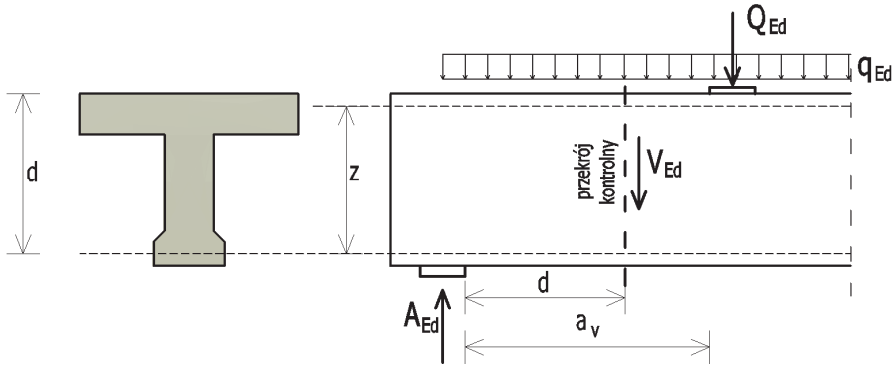
Drugi sposób zakłada określenie nośności elementu na ścinanie metodą uproszczonej, zmodyfikowanej teorii pola naprężeń ściskanych SMCTF. Założono, że obliczeniowa siła poprzeczna musi być określana dla przekrojów kontrolnych w odległości d (rys. 6.10), a nośność na ścinanie przekroju z włóknami bez zbrojenia poprzecznego $V_{Rd,f}$ obliczana wg wzoru:

$$V_{Rd,f} = \frac{1}{\gamma_F} \cdot (k_v \cdot \sqrt{f_{ck}} + k_f \cdot f_{Ftuk} \cdot \cot\theta) \cdot z \cdot b_w, \quad (6.42)$$

gdzie:

f_{Ftuk} – charakterystyczna wartość wytrzymałości fibrobetonu na rozciąganie, określana w badaniu bezpośredniego rozciągania, odpowiadająca granicznej szerokości rysy w_u ,

$k_f = 0,8$,



Rys. 6.10. Definicja przekroju kontrolnego wg Model Code 2010

Fig. 6.10. Definition of control cross-section according to Model Code 2010

Współczynnik k_v zależy od stopnia zbrojenia na ścinanie w elemencie i określa się z zależności:

$$k_v = \frac{0,4}{1+1500 \cdot \varepsilon_x} \cdot \frac{1300}{1000+k_{dg} \cdot z} \quad \text{dla } \rho_w < 0,08 \cdot \sqrt{f_{ck}/f_{yk}}, \quad (6.43)$$

$$k_v = \frac{0,4}{1+1500 \cdot \varepsilon_x} \quad \text{dla } \rho_w \geq 0,08 \cdot \sqrt{f_{ck}/f_{yk}}.$$

Wartość odkształceń podłużnych w środku przekroju elementu ε_x oblicza się wg wzoru:

$$\varepsilon_x = \frac{1}{2 \cdot E_s \cdot A_s} \cdot \left(\frac{M_{Ed}}{z} + V_{Ed} + N_{Ed} \cdot \left(\frac{1}{2} \pm \frac{\Delta e}{z} \right) \right) \leq 0,003, \quad (6.44)$$

w którym:

E_s – moduł sprężystości stali zbrojeniowej,

A_s – główne pręty podłużne zbrojenia w pasie rozciąganym,

M_{Ed} – moment zginający od obciążeń zewnętrznych w przekroju kontrolnym (rys. 6.10),

V_{Ed} – siła poprzeczna od obciążeń zewnętrznych w przekroju kontrolnym,

N_{Ed} – siła normalna od obciążeń zewnętrznych,

Δe – mimośród siły N_{Ed} .

Współczynnik określający maksymalny wymiar kruszywa k_{dg} definiowany jest wzorem:

$$k_{dg} = \frac{32}{16+d_g} \geq 0,75; d_g < 16 \text{ mm}, \quad (6.45)$$

$$k_{dg} = 1,00; d_g \geq 16 \text{ mm}. \quad (6.46)$$

Dla określenia kąta nachylenia pola naprężeń ściskanych θ korzysta się ze wzoru:

$$\theta_{min} \leq \theta \leq 45^\circ. \quad (6.47)$$

Wartość θ_{min} określa się z zależności:

$$\theta_{min} = 29^\circ + 7000 \cdot \varepsilon_x. \quad (6.48)$$

Do określenia wartości f_{Ftuk} graniczna szerokość rozwarcia rysy w_u jest przyjmowana, jako:

$$w_u = 0,2 + 1000 \varepsilon_x \geq 0,125 \text{ mm}. \quad (6.49)$$

Drugi sposób obliczania nośności swoim zapisem przypomina zatem zmodyfikowany II poziom przybliżenia przy obliczaniu nośności elementów bez włókien wg Model Code 2010, z uwagi na obliczanie współczynnika k_v , czy przyjmowanie kąta θ_{min} .

Belki ze zbrojeniem podłużnym i poprzecznym wg Model Code 2010 oblicza się wg ogólnego wzoru z uwzględnieniem dodatku nośności z uwagi na włókna:

$$V_{Rd} = V_{Rd,F} + V_{Rd,S}, \quad (6.50)$$

w którym nośność $V_{Rd,F}$ należy przyjmować ze wzoru (6.41), a $V_{Rd,S}$ ze wzoru (6.15).

Stanowi to więc dużą różnicę w stosunku do nośności elementów bez włókien, gdzie przy pierwszych dwóch przybliżeniach za nośność elementu decyduje tylko zbrojenie na ścinanie. Jednocześnie niejasne jest, czy w przypadku elementów klasycznie zbrojonych na ścinanie można używać metody SMCFT oraz wzorów (6.42-6.49).

Ważnym zapisem w normie Model Code 2010 jest wymóg minimalnej ilości zbrojenia na ścinanie w elementach z włóknami.

Jeżeli spełniony jest warunek:

$$f_{Ftuk} \geq 0,08 \cdot \sqrt{f_{ck}}, \quad (6.51)$$

minimalna ilość zbrojenia poprzecznego nie jest wymagana. Wynika to ze zjawiska kruchego pęknięcia, gdzie włókna mogą zapobiec zarysowaniu ukośnemu w podobny sposób, jak strzemiona w minimalnym rozstawie $s_{l,max} = 0,75d$. Wartość f_{Fluk} określa ze wzoru (6.39), przy $w_u = 1,5$ mm. Autorzy normy dodają, że zapis (6.51) jest oparty na badaniach fibrobetonu z włóknami stalowymi i nie był sprawdzany dla włókien z innego materiału.

Jeżeli warunek (6.51) nie jest spełniony to w elemencie musi być zastosowane zbrojenie poprzeczne o minimalnym stopniu ρ_w wg:

$$\rho_w \geq 0,08 \cdot \frac{\sqrt{f_{ck}}}{f_{yk}}. \quad (6.52).$$

6.1.3. Propozycja wyznaczania wytrzymałości resztkowych

Zdolność pochłaniania energii kompozytów z włóknami jest obok wytrzymałości resztkowych ważną cechą określającą ich plastyczność. Wykorzystywana jest przy projektowaniu konstrukcji z fibrobetonu, w których w wyniku działania dużych obciążeń mogłyby powstawać znaczne odkształcenia.

Opracowano wiele metod służących do określania odporności na pękanie materiałów wzmacnianych włóknami. Wśród nich można wymienić zaproponowaną przez RILEM metodę rozciągania osiowego (RILEM TC-162-TDF), metodę rozłupywania klinem (Sitek i in. 2014). Badania z wykorzystaniem belek zginanych m.in.: zalecenia PN-EN 14651:2007, Model Code 2010, ASTM C 1018:1997, przepisy Japońskiego Instytutu Betonu (JCI-SF4), a także normy pozwalające wykorzystać próbki w kształcie płyt np.: Amerykańskie wytyczne (ASTM C 1550) oraz PN-EN 14488-5:2008.

Wybór metody pozwalającej określić wytrzymałość fibrokompozytu na rozciąganie przy zginaniu zależy od przyjętej metody obliczeniowej, bazującej na konkretnych właściwościach. Najnowsze zalecenia Model Code 2010, dotyczące wymiarowania elementów fibrobetonowych, powiązane są z wytrzymałościami resztkowymi określanymi według PN-EN 14651:2007 i metodologii RILEM (TC-162-TDF:2003). Niestety wytrzymałości resztkowe fibrobetonu uzyskane w wyniku zginania belek obarczone są dużym rozrzutem wynoszącym średnio 20% (Glinicki i in. 2001, Głodkowska i in. 2015). Dzieje się tak ze względu na

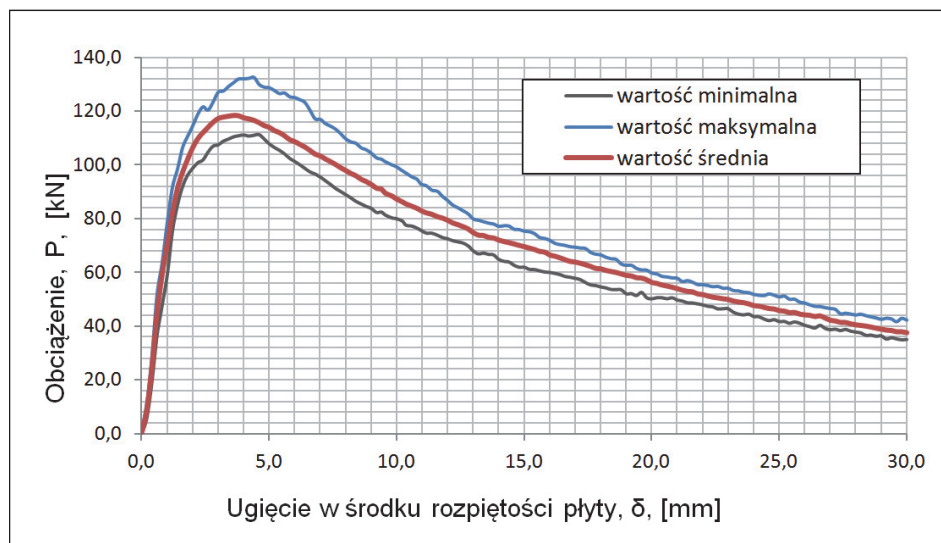
małe obszary załamań powstające w belkach, na co zwracali uwagę m.in. autorzy prac (Glinicki 2002, Minelli i Plizzari 2010).

Duże wartości współczynników zmienności, którymi charakteryzowały się wyniki badań wytrzymałości resztkowych drobnokruszywowego fibrokompozytu wytworzonego z piasków odpadowych (Głodkowska i in. 2015, Głodkowska i in. 2017) skłoniły Autorkę z zespołem do przeprowadzenia szerszych badań. Badania rozbudowano o analizę centralnie zginanych płyt kwadratowych podpartych swobodnie na obwodzie. Wyniki badań zginanych płyt charakteryzują się znacznie mniejszym współczynnikiem zmienności w porównaniu z wynikami badań belek zginanych. Różnica ta wynika z faktu, iż w badaniach fibrobetonu w zakresie poza sprężystym, w przypadku belek na małej powierzchni przelomu tylko nieznaczna ilość włókien jest aktywna podczas zniszczenia. Zjawisko to w znacznie mniejszym stopniu występuje w przypadku płyt czy elementów pełnowymiarowych (Minelli i Plizzari 2010).

Uwzględniając, że metodyka badania płyt (PN-EN 14488-5:2008) i belek (PN-EN 14651:2007) oraz kształty wykresów zależności siła obciążająca-ugięcie ($P - \delta$) są do siebie zbliżone założono, że badanie zdolności pochłaniania energii może jednocześnie być wykorzystywane do określania wytrzymałości resztkowych, charakteryzujących się znacznie mniejszym niż w przypadku belek współczynnikiem zmienności.

Eksperymentalne zależności siły obciążającej (P) i ugięcia (δ), mierzone w środku rozpiętości płyty, przedstawiono na rysunku 6.11.

Uzyskane kształty wykresów ($P - \delta$) wskazują, że drobnokruszowy fibrokompozyt wytworzony z piasków odpadowych po zarysowaniu wykazuje powolny spadek siły niszczącej wraz ze wzrostem ugięcia, co zauważono również podczas badania wytrzymałości resztkowych na belkach (por. rozdz. 4.2.4). Łagodny spadek krzywej po osiągnięciu maksymalnej wartości siły związany jest z ilością włókien w omawianym fibrokompozycie (Koksal i in. 2013).

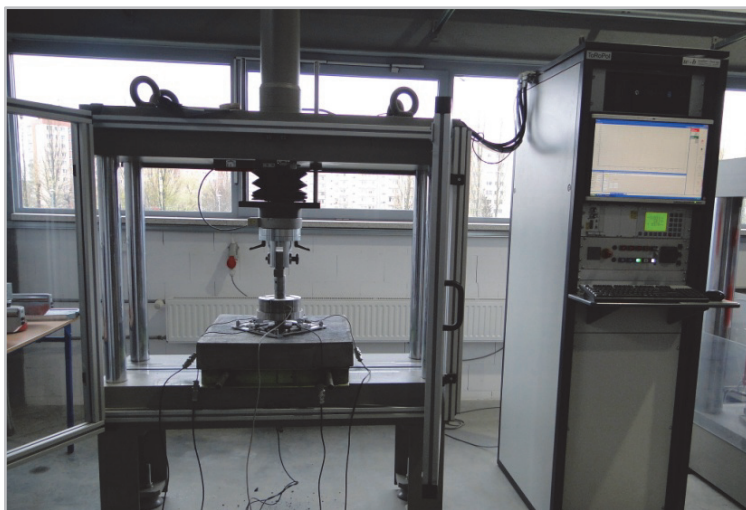


Rys. 6.11. Zależność obciążenie-ugięcie ($P - \delta$) dla zginanych płyt wykonanych z drobnokruszywowego fibrokompozytu wytworzonego z piasków odpadowych (Laskowska-Bury 2017)

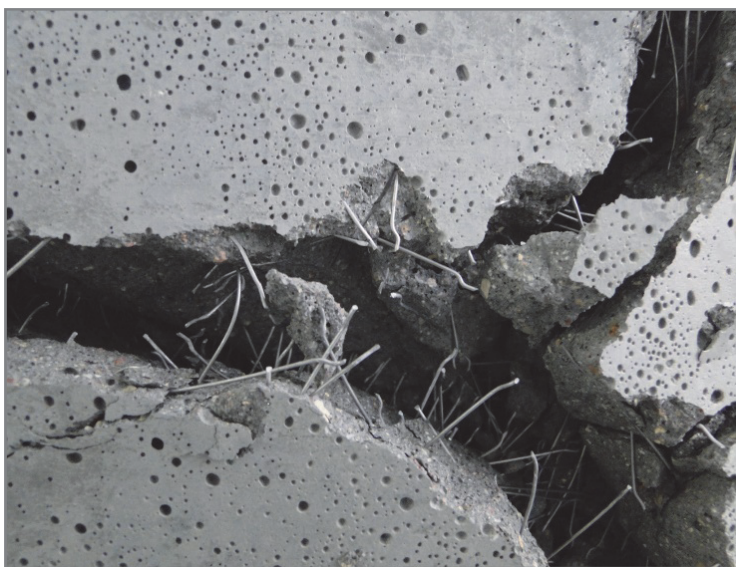
Fig. 6.11. Load-deflection relation for bending slabs made from of waste sand fiber composite (Laskowska-Bury 2017)

Laskowska-Bury w swojej pracy doktorskiej (Laskowska-Bury 2017) proponuje badanie wytrzymałości resztkowych z wykorzystaniem centralnie zginanych płyt kwadratowych opartych swobodnie na obwodzie, jako badanie alternatywne dla 3-punktowego zginania belki metodą określoną w PN-EN 14651:2007. Zaproponowany sposób prowadzenia badania (rys. 6.12), w tym kształt próbki (PN-EN 14487-1:2007), ma na celu bardziej realistyczne modelowanie dwuosiowego zginania niż w przypadku belek.

Badania wykazały, że w miarę przyrostu obciążenia w płytach pojawiły się rysy na bocznych oraz górnej ich powierzchni. Naroża płyty podnosiły się do góry. Przy znacznych szerokościach rozwarcia rys, co miało miejsce na dolnej powierzchni płyt, włókna zostały wyciągnięte z matrycy (rys. 6.13).



Rys. 6.12. Ogólny widok stanowiska do badania płyt kwadratowych
Fig. 6.12. General view of the stand for testing square slabs



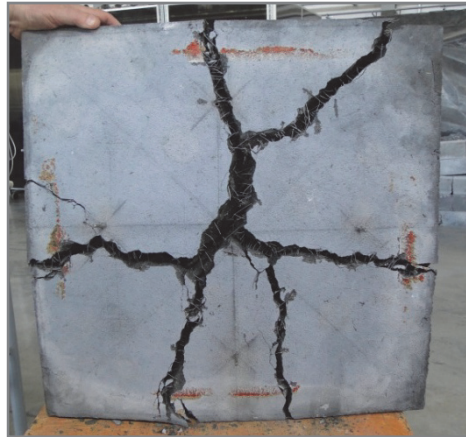
Rys. 6.13. Widok „wyciągniętych” z matrycy drobnokruszywowego fibrokompozytu włókien w płycie zniszczonej po badaniu zdolności pochłaniania energii (Laskowska-Bury 2017)

Fig. 6.13. View of fibers pulled out from the waste sand fiber composite matrix in the slab after testing the energy absorption capacity (Laskowska-Bury 2017)

Obrazy zniszczenia dolnych powierzchni płyt wykonanych z drobnokruszywowego fibrokompozytu pokazano na rysunku 6.14. Zróżnicowany układ pęknięć w strefie rozciąganej poszczególnych płyt jest wynikiem przypadkowego rozmieszczenia włókien w materiale. W każdym elemencie można zauważyć 2 do 4 dominujących pęknięć. Taki rodzaj zniszczenia jest typowym dla płyt przegubowo podpartych na obwodzie i obciążonych równomiernie lub siłą skupioną w środku (Farjadmand i Safi 2012).



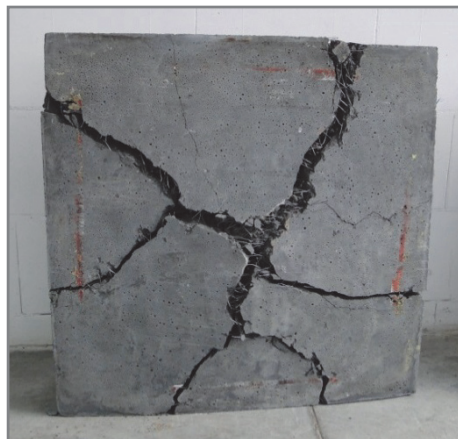
a) płyta P1



b) płyta P2



c) płyta P3



d) płyta P4



e) płyta P5

f) płyta P6

Rys. 6.14. Obrazy zniszczenia płyt wykonanych z drobnokruszywowego fibrokompozytu po badaniu zdolności pochłaniania energii (Laskowska-Bury 2017)

Fig. 6.14. Failure mechanisms of waste sand fiber composite slabs after testing the energy absorption capacity (Laskowska-Bury 2017)

Uwzględniając fakt, że wskaźnik zmienności wyników otrzymanych w badaniu zginanych płyt jest znacznie mniejszy niż w przypadku belek, podjęto próbę opracowania sposobu wyznaczania wytrzymałości resztkowych na podstawie wyników uzyskanych w badaniu zdolności pochłaniania energii (E) zginanych płyt wykonanych z fibrokompozytu (Laskowska-Bury 2017).

Analiza otrzymanych wyników wytrzymałości resztkowych oznaczonych na belkach (Głodkowska i in. 2015, Głodkowska i in. 2017) wykazała, że normowa zależność wiążąca szerokość rozwarcia rysy $CMOD$ i ugięcie belek (δ) (PN-EN 14651:2007) bardzo dobrze odzwierciedla zachowanie drobnokruszywowego fibrokompozytu wytworzonego z piasków odpadowych. Wytrzymałości resztkowe wyznaczone analitycznie dla poszczególnych wartości $CMOD$ można powiązać bezpośrednio z ugięciem belki, a tym samym z energią pochłoniętą przez belkę podczas zginania. Dla obliczonych wartości ugięcia belki, które odpowiadają poszczególnym szerokościom rozwarcia rysy tj. $CMOD = 0,5; 1,5; 2,5; 3,5$ mm, dla których wyznacza się wytrzymałości resztkowe wg PN-EN 14651:2007, została wyznaczona energia pochłonięta przez belkę podczas zginania (tabela 6.2).

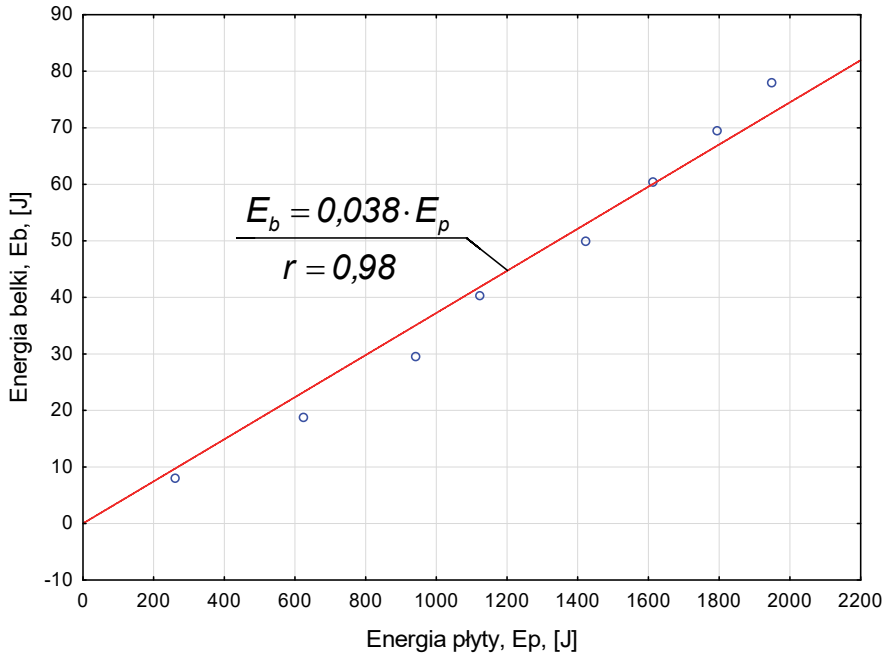
Tabela 6.2. Szerokości rozwarcia rysy $CMOD$ oraz odpowiadające im wartości ugięć δ_p i energii zginania belek E_b wykonanych z drobnokruszywowego fibrokompozytu (Laskowska-Bury 2017)

Table 6.2. $CMOD$ and their corresponding values of deflections δ_p and bending energy of beams E_b made from waste sand fiber composite (Laskowska-Bury 2017)

Szerokość rozwarcia rysy, [mm] $CMOD$	0,5	1,5	2,5	3,5
Średnia wartość ugięcia uzyskana w badaniach, δ_b [mm]	0,49	1,34	2,17	2,99
Ugięcie teoretyczne, [mm] $\delta = 0,85 \cdot CMOD + 0,04$	0,47	1,32	2,17	3,02
Energia zginania E_b , [J]	11,28	35,59	58,34	72,41

Znając eksperymentalne wartości energii pochłoniętych przy zginaniu przez płyty (E_p) oraz obliczone wartości energii zginania belki (E_b) wyznaczono zależność pomiędzy tymi energiami (rys. 6.15). Opracowana funkcja pozwoliła na znalezienie metodą iteracji odpowiednich wartości energii pochłoniętych przez płytę (E_p), które najlepiej spełniały zaproponowaną zależność.

Stwierdzono, że energiom zginania belki (E_b) reprezentującym szerokości rozwarcia rysy $CMOD = 0,5; 1,5; 2,5; 3,5$ mm, dla których wyznacza się wytrzymałości resztkowe fibrokompozytów f_{Rj} , odpowiadają energie zginania płyty (E_p) przy ugięciu równym odpowiednio $\delta_p = 3,5; 10; 15; 21$ mm. Dla wybranych wartości ugięcia płyty (δ_p) i obliczonych dla nich wartości energii (E_p), wykorzystując zaproponowaną zależność (rys. 6.15), wyznaczono wartości energii pochłoniętej przy zginaniu przez belkę (E_b). Znając wartości energii zginania belki wyznaczono średnie wartości sił dla przyjętych wartości ugięcia belki, co pozwoliło obliczyć wytrzymałości resztkowe fibrokompozytów zgodnie z normowym wzorem (PN-EN 14651:2007). Uzyskane wyniki i ich analizę szeroko przedstawiono w pracy (Laskowska-Bury 2017).



Rys. 6.15. Zależność pomiędzy energią pochłoniętą przy zginaniu przez płyty i belki wykonane z drobnokruszywowego fibrokompozytu (Laskowska-Bury 2017)

Fig. 6.15. Relation between energy absorbed by slabs and beams made from of waste sand fiber composite at bending (Laskowska-Bury 2017)

W celu weryfikacji zaproponowanej procedury obliczania wytrzymałości resztkowych (tabela 6.3) posłużono się wynikami badań wytrzymałości resztkowych innych badaczy, określonych na belkach wykonanych z fibrokompozytów o zawartości włókien stalowych, odpowiednio: $V_f = 0,5\%$ i $0,9\%$ (Głodkowska i in. 2015).

Tabela 6.3. Porównanie eksperymentalnych (Głodkowska i in. 2015) i teoretycznych (Laskowska-Bury 2017) wartości wytrzymałości resztkowych drobnokruzywowego fibrokompozytu

Table 6.3. Comparison of experimental (Głodkowska et al. 2015) and theoretical (Laskowska-Bury 2017) values of residual strengths of waste sand fiber composite

Zawartość włókien w kompozycie, V_f , [%]	Ugięcie płyty, δ_p [mm]	Energia pochłonięta przez płytę E_p [J]	Energia pochłonięta przez belkę E_b [J]	Siła F [kN]	Wytrzymałość resztkowa [MPa]			
					Obliczone wg propozycji (Laskowska-Bury 2017)		Uzyskane w badaniach wg (Głodkowska i in. 2015)	
					Wartości średnie	Współczynnik zmienności, [%]	Wartości średnie i przedziały ufności	Współczynnik zmienności, [%]
0,9	3,5	274,9	10,4	22,2	f_{R1} 7,11	8	7,08 (6,16-8,00)	16
	10	833,5	31,7	24,0	f_{R2} 7,68	1	6,96 (6,24-7,68)	13
	15	1195,8	45,4	20,9	f_{R3} 6,70	3	6,37 (5,65-7,10)	14
	21	1532,2	58,2	19,3	f_{R4} 6,17	4	5,72 (5,06-6,37)	14

Tabela 6.3. cd.

Table 6.3. cont.

Zawartość włókien w kompozycje, V_f , [%]	Ugięcie płyty, δ_p [mm]	Energia pochłonięta przez płytę podczas zginania E_p [J]	Energia pochłonięta przez belkę podczas zginania E_b [J]	Siła F [kN]	Wytrzymałość resztkowa [MPa]				
					Obliczone wg propozycji (Laskowska-Bury 2017)		Uzyskane w badaniach wg (Głódkowska i in. 2015)		
					Wartości średnie	Współczynnik zmienności, [%]	Wartości średnie i przedziały ufności		
0,5	3,5	179,2	6,8	14,5	f_{R1}	4,64	7	4,51 (4,07-4,96)	12
	10	558,6	21,2	16,1	f_{R2}	5,15	4	4,72 (4,26-5,17)	12
	15	832,5	31,6	14,6	f_{R3}	4,67	5	4,61 (4,24-4,99)	10
	21	1064,2	40,4	13,4	f_{R4}	4,29	6	4,38 (3,99-4,77)	11

Obliczone, zgodnie z zaproponowaną przez Laskowską-Bury procedurą, wartości wytrzymałości resztkowych są zbliżone do otrzymanych w badaniach (Głodkowska i in. 2015). Zawierają się w poszczególnych przedziałach ufności wyznaczonych dla przyjętego poziomu istotności $\alpha = 0,05$. Można więc stwierdzić, że różnice pomiędzy wartościami teoretycznymi a eksperymentalnymi są statystycznie nieistotne. Ponadto otrzymane współczynniki zmienności świadczą o bardzo dobrej jakości drobnokruszywowego fibrokompozytu wykonanego z piasków odpadowych. Ich wartości (od 1% do 8%) są znacznie mniejsze niż uzyskane w badaniach belek, co wskazuje na zdecydowanie mniejszy rozrzut wyników. Można zatem zaproponowaną procedurę określania wytrzymałości resztkowych fibrokompozytów, na podstawie badania zginanej płyty kwadratowej, uznać za poprawną.

Podsumowując, aby skorzystać z zaproponowanej procedury obliczania wytrzymałości resztkowych należy postępować następująco:

1. Przeprowadzić badanie zginanych płyt kwadratowych wg metodyki podanej w normie PN-EN 14488-5.
2. Wyznaczyć energię pochłoniętą przez płyty podczas zginania dla czterech wartości ugięcia: $\delta_1 = 3,5$ mm, $\delta_2 = 10$ mm, $\delta_3 = 15$ mm, $\delta_4 = 21$ mm.
3. Obliczyć odpowiadające wyznaczonym energiom zginania płyty ($E_{p1} - E_{p4}$) energie zginania belki ($E_{b1} - E_{b4}$) korzystając z opracowanej zależności: $E_b = 0,038 E_p$.
4. Wyznaczyć wartości sił zginających (F_j), gdzie $j = 1,2,3,4$ dla kolejnych wartości obliczonych wcześniej energii ($E_{b1} - E_{b4}$) odpowiadającym ugięciom reprezentującym szerokość rozwarcia rysy $CMOD = 0,5; 1,5; 2,5; 3,5$ mm (por. tabelę 6.2).
5. Dla znanych wartości sił ($F_1 - F_4$) obliczyć wytrzymałości resztkowe ($f_{R1} - f_{R4}$) z podanego w normie PN-EN 14651 wzoru w postaci:

$$f_{R,j} = \frac{3 \cdot F_j \cdot l}{2 \cdot b \cdot h_{sp}^2}$$

Literatura

- ACI 214R-02 (2005). Evaluation of Strength Test Results of Concrete.
- ASTM C 1018. (1997). Standard Test Method for Flexural Toughness and First-Crack Strength of Fiber-Reinforced Concrete (Using Beam with Third-Point Loading).
- ASTM C 1550. Standard Test Method for Flexural Toughness of Fiber Toughness of Fiber-Reinforced Concrete (Using Centrally Loaded Round Panel).
- ASTM C1609-05. Standard Test Method for Flexural Performance of Fiber-Reinforced Concrete (Using Beam with Third-Point Loading).
- Bencardino, F. (2013). *Mechanical parameters and post-cracking behaviour of HPFRC according to three-point and four-point bending test*. Advances in Civil Engineering. Rende, Italy.
- Farjadmand, M., Safi, M. (2012). Optimized Energy Based Design of Tunnel Lining with Macro Synthetic Fiber Composites. *Journal of Applied Physics and Mathematics*, 2(2), 117-122.
- Giaccio, G., Tobes, J.M., Zerbino, R. (2007). Use of small beams to obtain design parameters of fibre reinforced concrete. La Plata, Argentina: *Cement and Concrete Composites*, 30, 297-306.
- Glinicki, M.A. (2002). Ocena i projektowanie fibrobetonów na podstawie wytrzymałości równoważnej. *Drogi i mosty*, 3, 5-36.
- Glinicki, M.A., (2010). *Beton ze zbrojeniem strukturalnym*. XXV Ogólnopolskie Warsztaty Pracy Projektanta Konstrukcji. Szczyrk.
- Glinicki, M.A., Litorowicz, A., Zieliński, M. (2001). Interpretacja badań odporności fibrobetonów na pękanie przy zginaniu. Konferencja Naukowa KILiW PAN i KN PZITB, Krynica.
- Głodkowska, W., Lehmann, M., Ziarkiewicz, M. (2015). Wytrzymałości resztkowe fibrokompozytu na bazie piasków odpadowych. *Materiały Budowlane*, 5, 75-77.
- Głodkowska, W., Ziarkiewicz, M. (2018). Nośność na zginanie belek żelbetowych wykonanych z fibrokompozytu drobnokruszywowego. *Przegląd Budowlany*, 7-8, 24-27.
- Głodkowska, W., Ziarkiewicz, M., Lehmann, M. (2017). Zależność ugięcie – szerokość rozwarcia rysy w badaniach wytrzymałości resztkowej fibrokompozytu na bazie piasków odpadowych. *Materiały Budowlane*, 5, 83-84.
- Gouveia, N.D., Fernandes, N.A.G., Faria, D.M.V., Ramos, A.M.P., Lucio, V.J.G. (2014). SFRC flat slabs punching behaviour – Experimental research. Lisboa, Portugal: *Composites: Part B*. 63, 161-171.
- JCI-SF4. Japan Society of Civil Engineering. (1984). *Methods of tests for flexural strength and flexural toughness of fiber reinforced concrete*. Japanese Concrete Institute. 45-56.

- Kelpsa, S., Augonis, M., Dauksys, M., Augonis, A. (2014). Analysis of crack width calculation of steel fibre and ordinary reinforced concrete flexural members. Kaunas, Lithuania: *Journal of Sustainable Architecture and Civil Engineering*, 1(6).
- Koksal, F., Ilki, A., Tasdemir, M.A. (2013). Optimum mix design of steel-fibre-reinforced concrete plates. *Arabian Journal Science Engineering*, 38, 2971-2983.
- Laskowska-Bury, J. (2017). *Wybrane cechy fizyko-mechaniczne fibrokompozytu wytworzonego na bazie kruszywa odpadowego*. Rozprawa Doktorska, Koszalin.
- Michels, J., Waldmann, D., Maas, S., Zurbes, A. (2011). Steel fibers as only reinforcement for flat slab construction – Experimental investigation and design. Luxembourg: *Construction and Building Materials*, 26, 145-155.
- Minelli, F. (2005). Plain and fibre reinforced concrete beams under shear loading: structural behaviour and design aspects. Brescia: *Thesis and Research*, 429.
- Minelli, F., Plizzari, G.A. (2009). Round panel vs. beam tests towards a comprehensive and harmonic characterization of FRC materials. “Brittle Matrix Composites-9”. Warszawa: *Woodhead Publ. & IFTR PAS*, 23-32.
- Minelli, F., Plizzari, G.A. (2010). Fiber reinforced concrete characterization through round panel test – part I: experimental study. *Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures*, 1451-1460.
- Model Code 2010. First complete draft. Bulletin 55. International Federation for Structural Concrete (fib). Lausanne, Switzerland.
- Pająk, M., Ponikiewski, T. (2013). Flexural behavior of self-compacting concrete reinforced with different types of steel fibers. *Construction and Building Materials*, 47, 397-408.
- Parmentier, B., Vandewalle, L., van Rickstal, F. (2008). Evaluation of scatter of the postpeakbehaviour of fibre reinforced concrete in bending: A step towards reliability. *RILEM Publications SARL*, 8, 133-143.
- PN-EN 14487-1:2007. Beton natryskowy. Część 1: Definicje, wymagania i zgodność.
- PN-EN 14488-5:2008. Badanie betonu natryskowego. Część 5: Oznaczanie zdolności pochłaniania energii przez próbki płyt zbrojonych włóknami.
- PN-EN 14651:2007. Metody badania betonu zbrojonego włóknem stalowym. Pomiary wytrzymałości na rozciąganie przy zginaniu (granica proporcjonalności LOP, wytrzymałość resztkowa)
- PN-EN 1992-1-1. Eurokod 2. Projektowanie konstrukcji z betonu. Część 1-1: Reguły ogólne i reguły dla budynków.

- Prisco, di M., Colombo, M., Dozio, D. (2013) Fibre-reinforced concrete in fib Model Code 2010: principles, models and test validation. *Structural Concrete*, 14(4), 342-361.
- Prisco, di M., Plizzari, G., Vandewalle, L., 2009. Fibre reinforced concrete: new design perspectives. *Materials and Structures*. Milan, Italy. 42:1261-1281.
- RILEM TC162-TDF. (2001) Test and design methods for steel fibre reinforced concrete. Uni-axial tension test for steel fibre reinforced concrete. *Materials and Structures*, 34, 3-6.
- RILEM TC162-TDF. (2003). Test and design methods for steel fibre reinforced concrete. *Materials and Structures*, 36, 560-567.
- Shah, A.A., Ribakov, Y. (2011). Recent trends in steel fibered high-strength concrete. Riyadh, Saudi Arabia: *Materials and Design*. 32, 4122-4151.
- Sitek, M., Adamczewski, G., Szyszko, M., Migacz, B., Tutka, P., Natorff, M. (2014). Numerical Simulations of a Wedge Splitting Test for High-Strength Concrete. *Procedia Engineering*, 91, 99-104.
- Soulioti, D.V., Barkoula, N.M., Paipetis, A., Matikas, T.E. (2011). Effects of fibre geometry and volume fraction on the flexural behaviour of steel-fibre reinforced concrete. Ioannina, Greece: *Strain*, 47, 535-541.
- Tepfers, R. (2010). Fiber-reinforced concretes with a high fiber volume fraction – a look in future. Goteborg, Sweden: *Mechanics of Composite Materials*, 46, 3.
- Zollo, R.F. (1996). Fiber-reinforced Concrete: on Overview after 30 Years of Development. Miami, USA: *Cement and Concrete Composites*, 19, 107-122.

6.2. Elementy płytowe

6.2.1. Nośność na zginanie płyt

W celu przedstawienia możliwości zastosowania drobnokruszywowego fibrokompozytu wytworzonego z piasków odpadkowych do wykonywania elementów konstrukcyjnych przeprowadzono obliczenia nośności płyt na zginanie wg Model Code 2010 i RILEM TC-162-TDF. Przeanalizowano dwa przypadki. W pierwszym przypadku obliczano płyty o grubości h równej 200 mm. Zmiennymi były stopień zbrojenia konwencjonalnego (ρ) oraz średnica zastosowanych prętów (\emptyset). W drugim przypadku obliczano płyty o zmiennej grubości, przy stałym stopniu zbrojenia oraz takiej samej średnicy prętów zbrojeniowych. Do analizy przyjęto obliczeniowe wartości wytrzymałości resztkowych f_{R1} , f_{R3} i f_{R4} . Częściowy współczynnik bezpieczeństwa dla fibrobetonu wg Model Code 2010 wynosi $\gamma_f = 1,5$. Ten sam współczynnik przyjęto do obliczeń metodą wg RILEM TC-162-TDF.

Przypadek 1. Dane do obliczeń i uzyskane wyniki przedstawiono w tabeli 6.4 oraz na rysunku 6.16.

Przyjęto następującą symbolikę:

h – wysokość przekroju, [mm],

d – wysokość użyteczna przekroju, [mm],

\emptyset – średnica prętów zbrojeniowych, [mm],

ρ – stopień zbrojenia konwencjonalnego, [%],

$M_{Rd,f}^d$ – nośność na zginanie przekroju fibrokompozytowego obliczona metodą dokładną wg Model Code 2010, [kNm],

$M_{Rd,f}^u$ – nośność na zginanie przekroju fibrokompozytowego obliczona metodą uproszczoną wg Model Code 2010, [kNm],

M_{Rd0} – nośność na zginanie przekroju bez dodatku włókien stalowych wg EC2 (PN-EN 1992-1-1:2004), [kNm],

$M_{Rd,f}$ – nośność na zginanie przekroju fibrokompozytowego obliczona wg rekomendacji RILEM TC-162-TDF [kNm].

Z przeprowadzonych obliczeń wynika, że im mniejszy stopień zbrojenia konwencjonalnego tym większy jest wpływ włókien stalowych na nośność na zginanie przekroju płyty (Głodkowska i in. 2016). Dla analizowanego przykładu przy stopniu zbrojenia równym 0,25% udział włókien stalowych przy przenoszeniu momentu zginającego jest porównywalny do momentu przenieszonego przez pręty stalowe. Wiąże się to jednak z dość dużą szerokością rozwarcia rysy, równą około 1 mm. Jednakże wraz ze wzrostem stopnia zbrojenia konwencjonalnego zmniejsza się zarówno szerokość rozwarcia rysy, jak i udział włókien stalowych przy przenoszeniu momentu zginającego. Przykładowo dla $\rho = 1\%$ przyrost nośności na zginanie wynosi od 13% do 18% w zależności od metody obliczeniowej i zastosowanej średnicy prętów zbrojeniowych, a szerokość rozwarcia rysy ponad 0,3 mm. Przykład ten wskazuje, że udział włókien stalowych przy przenoszeniu momentu zginającego zależy także od średnicy zastosowanych prętów (rys. 6.16). Im większa średnica zastosowanych prętów (przy niezmiennym stopniu zbrojenia) tym większy jest przyrost nośności na zginanie przekroju płyty.

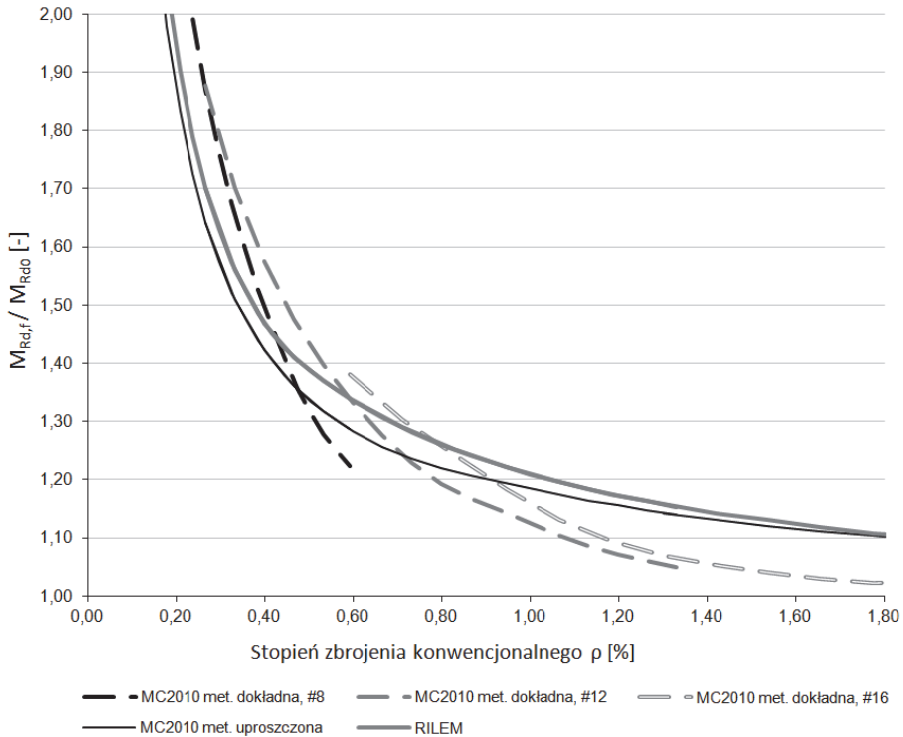
Tabela 6.4. Wybrane wyniki obliczeń nośności na zginanie płyty z fibrokompozytu o grubości 200 mm o zmiennym stopniu zbrojenia konwencjonalnego i średnicy prętów zbrojeniowych (Głodkowska i in. 2016)

Table 6.4. Selected results of calculations of bending capacity of a 200 mm thick waste sand fiber composite slab with a variable reinforcement ratio and diameter of reinforcing bars (Głodkowska et al. 2016)

h [mm]	d [mm]	Ø [mm]	ρ [%]	Model Code 2010				RILEM TC-162-TDF	
				$M_{Rd,f}^d$ [kNm]	$M_{Rd,f}^u$ [kNm]	$\frac{M_{Rd,f}^d}{M_{Rd0}}$ [-]	$\frac{M_{Rd,f}^u}{M_{Rd0}}$ [-]	$M_{Rd,f}$ [kNm]	$\frac{M_{Rd,f}}{M_{Rd0}}$ [-]
200	170	8	0,12	42,24	36,71	2,86	2,49	38,27	2,59
200	170	8	0,35	69,53	64,35	1,60	1,48	66,48	1,53
200	170	8	0,59	87,43	91,99	1,22	1,29	95,8	1,34
200	170	12	0,27	61,7	53,98	1,88	1,64	55,9	1,70
200	170	12	0,73	107,74	108,4	1,23	1,24	112,42	1,28
200	170	12	1,33	160,77	174,57	1,05	1,14	176,58	1,15
200	170	16	0,59	98,81	91,99	1,38	1,29	95,8	1,34
200	170	16	1,18	150,54	158,76	1,10	1,15	161,52	1,17
200	170	16	1,77	202,23	218,34	1,02	1,10	219,26	1,11

Opis symboliki w tekście

Większa średnica prętów to także większa szerokość rozwarcia rys. Powyższe spostrzeżenia wynikają z obliczeń metodą dokładną wg Model Code 2010. Metoda uproszczona a także metoda wg RILEM TC-162-TDF nie uwzględnia wpływu szerokości rozwarcia rysy (a przez to średnicy zastosowanych prętów) na nośność na zginanie przekroju fibrokompozytowego (rys 6.16).



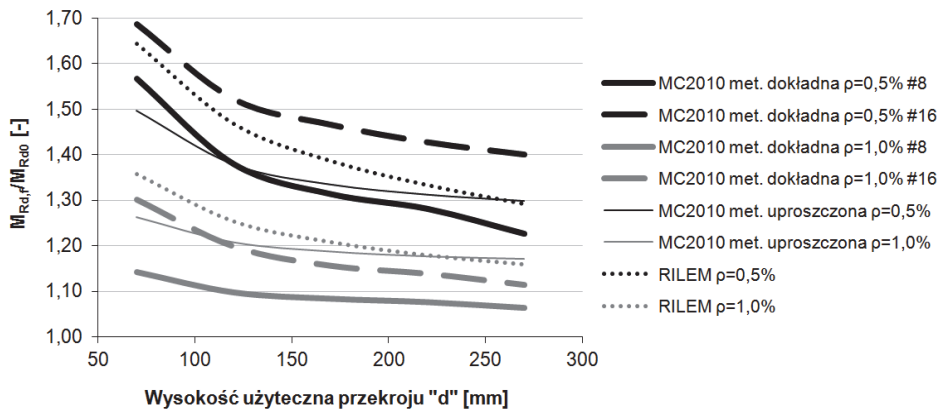
Rys. 6.16. Stosunek nośności na zginanie wg Model Code 2010 i RILEM TC-162-TDF płyty fibrokompozytowej gr. 200 mm do nośności płyty bez włókien stalowych w zależności od stopnia zbrojenia konwencjonalnego (Głodkowska et al. 2016)

Fig. 6.16. Relation between ultimate moment capacity according to Model Code 2010 and RILEM TC-162-TDF of waste sand fiber composite slab and ultimate moment capacity of slab without steel fibers depending on conventional reinforcement ratio (Głodkowska et al. 2016)

Warto także podkreślić różnicę uzyskanych wyników obliczeń metodą dokładną i uproszczoną wg Model Code 2010. Przy niewielkich stopniach zbrojenia konwencjonalnego uzyskuje się większe wartości stosunku $M_{Rd,f}/M_{Rd0}$ metodą dokładną. Dla stopni zbrojenia większych od 1% sytuacja jest zupełnie odwrotna. Przy $\rho = 1,8\%$ metoda dokładna wykazuje zaledwie 2% przyrost nośności, a uproszczona aż 10%. Porównując wyniki obliczeń metodą uproszczoną wg Model Code 2010 oraz metodą wg RILEM TC-162-TDF można stwierdzić, że rezultaty obliczeń tymi metodami są zbliżone, aczkolwiek nośność obliczona wg RILEM TC-162-TDF jest o kilka procent większa. Różnica ta jednak maleje wraz ze wzrostem stopnia zbrojenia konwencjonalnego i dla $\rho = 1,8\%$ jest nieistotna.

Przypadek 2. Przedmiotem analizy jest nośność na zginanie przekrojów płyty o zmiennej wysokości, przy dwóch stopniach zbrojenia: 0,5% i 1% oraz dwóch średnicach prętów $\varnothing 8$ i $\varnothing 16$ (tabela 6.5). Przeprowadzone obliczenia wykazały, że wraz ze wzrostem grubości analizowanych elementów udział włókien stalowych przy przenoszeniu momentu zginającego maleje (rys. 6.17). Obliczone metodą dokładną, wg Model Code 2010, wartości stosunku $M_{Rd,f}/M_{Rd0}$ maleją najszybciej w porównaniu do pozostałych metod. Na rysunku widać także znacznie większy przyrost nośności na zginanie w elementach o stopniu zbrojenia $\rho = 0,5\%$ (kolor czarny). Zaobserwowano, że nośności obliczone metodą dokładną i uproszczoną są zbliżone dla płyt o stopniu zbrojenia konwencjonalnego $\rho = 0,5\%$ i średnicy prętów $\varnothing 8$ mm. Dla średnicy $\varnothing 16$ mm wartości stosunku $M_{Rd,f}/M_{Rd0}$ obliczone metodą dokładną są większe. Z kolei dla płyt o stopniu zbrojenia $\rho = 1\%$ nośności na zginanie płyt obliczone metodą dokładną i uproszczoną są podobne przy średnicy prętów równej $\varnothing 16$. Wyniki obliczeń metodą wg RILEM TC-162-TDF, w odniesieniu do metody uproszczonej wg Model Code 2010, są zbliżone szczególnie w przypadku płyt o grubości około 250 mm. Przy niewielkich grubościach płyt rzędu 100 mm, dla stopnia zbrojenia $\rho = 0,5\%$, nośność na zginanie płyty obliczona metodą wg RILEM TC-162-TDF jest większa ok. 10% w stosunku do nośności obliczonej metodą uproszczoną wg Model Code 2010. W przypadku, gdy stopień zbrojenia $\rho = 1\%$, różnica ta jest mniejsza i wynosi ok. 7%.

Porównując metody wymiarowania fibrobetonowych przekrojów zginanych należy podkreślić, iż metody wg Model Code 2010 są metodami najnowszymi. W dostępnych źródłach nie znaleziono w ostatnich latach publikacji dotyczących eksperymentalnej weryfikacji metody wg Model Code 2010. Zgodność wyników obliczeń nośności przekrojów zginanych wg RILEM TC-162-TDF z wynikami badań eksperymentalnych jest kontrowersyjna (Jansson i Gylltoft, 2008). Jako jedną z przyczyn tego faktu uznaje się duży rozrzut wyników badania wytrzymałości resztkowych. Problem ten wymaga osobnej, dalszej wnikliwej analizy teoretyczno-badawczej. Przy obecnym stanie wiedzy w tym zakresie trudno jest ocenić, która z metod najtrafniej opisuje nośność zginanych przekrojów fibrobetonowych.



Rys. 6.17. Stosunek nośności na zginanie wg Model Code 2010 płyty fibrokompozytowej do nośności płyty bez dodatku włókien w zależności od wysokości użytecznej (Głodkowska et al. 2016)

Fig. 6.17. Relation between ultimate moment capacity according to Model Code 2010 of waste sand fiber composite slab and ultimate moment capacity of slab without fibers depending on effective depth (Głodkowska et al. 2016)

Tabela 6.5. Wybrane wyniki obliczeń nośności na zginanie płyt z fibrokompozytu o grubościach od 100 do 300 mm (Głodkowska i in. 2016)

Table 6.5. Selected results of calculations of bending capacity of waste sand fiber composite slabs with thickness ranging from 100 to 300 mm (Głodkowska et al. 2016)

h [mm]	d [mm]	Ø [mm]	ρ [%]	Model Code 2010				RILEM TC-162-TDF		
				$M_{Rd,f}^d$ [kNm]	$M_{Rd,f}^u$ [kNm]	$M_{Rd,f}^d/M_{Rd0}$ [-]	$M_{Rd,f}^u/M_{Rd0}$ [-]	$M_{Rd,f}$ [kNm]	$M_{Rd,f}/M_{Rd0}$ [-]	
100	70	8	0,50	16,25	15,52	1,57	1,50	17,05	1,64	
200	170	8	0,50	80,34	81,62	1,31	1,33	84,83	1,39	
300	270	8	0,50	189,19	200,27	1,23	1,30	199,40	1,29	
100	70	16	0,50	17,50	15,52	1,69	1,50	17,05	1,64	
200	170	16	0,50	88,60	80,93	1,47	1,34	84,09	1,39	
300	270	16	0,50	214,33	199,17	1,40	1,30	198,20	1,29	
100	70	8	1,00	22,74	25,17	1,14	1,26	27,04	1,36	
200	170	8	1,00	127,84	140,01	1,08	1,19	142,55	1,21	
300	270	8	1,00	314,70	346,20	1,06	1,17	342,96	1,16	
100	70	16	1,00	25,90	25,15	1,30	1,26	27,01	1,36	
200	170	16	1,00	136,03	138,88	1,16	1,18	142,21	1,21	
300	270	16	1,00	330,14	344,56	1,11	1,16	343,43	1,16	

Oznaczenia jak w tabeli 6.4

Analizując wyniki obliczeń nasuwają się wnioski, istotne z punktu widzenia praktycznych zastosowań. Przede wszystkim, stosowanie drobnokruszywowego fibrokompozytu wytworzonego z piasków odpadowych w obszarach występowania znacznych momentów zginających, powodujących konieczność stosowania stopnia zbrojenia konwencjonalnego powyżej 1%, jest nie celowe. W takich przekrojach udział włókien stalowych przy przenoszeniu momentu jest kilkuprocentowy. Jednak w innych przekrojach tej samej konstrukcji, w których momenty zginające osiągają mniejsze wartości, zastąpienie betonu zwykłego drobnokruszywowym fibrokompozytem może istotnie przyczynić się do redukcji zbrojenia konwencjonalnego. Materiał ten, w tym kontekście, najbardziej nadawałby się do wykonywania słabo obciążonych cienkich elementów statycznie niewyznaczalnych, jak np. płyty stropowe wieloprzęsłowe o niewielkich rozpiętościach. Zbrojenie konwencjonalne takich elementów powinno składać się z prętów o możliwie największej średnicy.

6.2.2. Nośność na przebicie płyt

Projektowanie stropów płaskich wiąże się głównie z rozwiązaniem problemu przebicia płyty w wyniku działania skupionej reakcji od słupa. Aby uniknąć konieczności stosowania głowic opracowano szereg metod wzmacniania stref przysłupowych, takich jak stosowanie zbrojenia wiotkiego, trzpieni dwugłówkowych, dybel-listew czy stalowych wkładów sztywnych (Urban 2005). Sposoby te mają jednak wspólną wadę. Są dość kłopotliwe w montażu.

W ostatnich latach rozwój technologii betonu skupia uwagę na fibrobetonie, materiale, który w wyniku połączenia betonu i włókien stalowych ma lepsze właściwości niż beton zwykły. Dodatek włókien stalowych do betonu ma za zadanie poprawić między innymi wytrzymałość na rozciąganie materiału oraz ciągliwość (por. rozdz. 3 i 4). Można więc rozpatrywać dodatek włókien stalowych, jako substytut zbrojenia konwencjonalnego (Michels 2009). Zastosowanie więc fibrobetonów do wykonywania połączeń słup-płyta jest w ostatnich czasach przedmiotem wielu badań i analiz, a praktyka inżynierska potwierdza (Narayanan i Darwish 1987), że jest to właściwy kierunek rozwoju.

Badania przebicia płyt wykonanych z fibrobetonu prowadzone są od lat 80-tych ubiegłego wieku. Stworzono w tym czasie kilka modeli obliczeniowych. Narayanan i Darwish zaproponowali równanie do obli-

czania nośności na przebicie, w których uwzględniono nośność ściskanej strefy betonu, efekt „klockujący” i membranowy (Narayanan i Darwish 1987). Wpływ włókien stalowych uwzględniono w postaci siły pochodzącej od naprężeń przenoszonych przez wyciągane włókna stalowe w poprzek rysy. Harajli podał równanie empiryczne, bazujące na wynikach badań 35 modeli, uzależnione tylko od objętościowej zawartości włókien stalowych i wytrzymałości betonu na ściskanie (Harajli i in. 1995). W ostatnich latach Maya (Maya i in. 2012) i Choi (Choi i in. 2007) przedstawili bardziej złożone podejście do problematyki przebicia w elementach fibrobetonowych. Zaproponowane przez nich równania pozwalają na oszacowanie nośności na przebicie płyt z dobrą dokładnością, ale ich zastosowanie w praktyce inżynierskiej jest dość kłopotliwe. Natomiast równania podane przez Higashiyama (Higashiyama i in. 2011) są próbą implementacji podejścia R. Narayana i I.Y.S. Darwisha w zakresie wpływu włókien stalowych do procedury obliczania nośności na przebicie wg normy JSCE-2008.

Pomimo opracowania wyżej przedstawionych metod analitycznych stosowanie włókien stalowych, jako sposobu wzmacniania stref przysłupowych stropów płaskich wciąż nie jest powszechne w praktyce. Przyczyną tego stanu jest przede wszystkim fakt, że normy europejskie, takie jak EC-2 (PN-EN 1992-1-1:2004) czy Model Code 2010 nie uwzględniają wpływu włókien stalowych na nośność z uwagi na przebicie. Nie bez znaczenia jest też brak wiedzy wśród inżynierów projektantów i wykonawców na temat możliwości, jakie stwarzają włókna stalowe przy wzmacnianiu złączy płytowo-słupowych.

Analizie poddano wyniki badań nośności osiowego przebicia fibrobetonowych połączeń słup-płyta 13 autorów (Głodkowska i Ziarkiewicz 2014), zestawione w pracach (Narayanan i Darwish 1987, Harajli i in. 1995, Swamy i Ali 1982, Urban 1984, Alexander i Simmonds 1992, Theodorakopoulos i Swamy 1993, McHarg i in. 2000, De Hanai i Holanda 2008, Wang i in. 2009, Cheng i Parra-Montesinos 2010, Suter i Moreillon 2010, Nguyen-Minh i in. 2011, Yaseen 2006). Badane płyty miały kwadratowy kształt w rzucie oraz były podparte swobodnie na krawędziach. Wysokości przekroju poprzecznego płyt wynosiły od 55 do 160 mm. Wszystkie płyty posiadały zbrojenie konwencjonalne w ilości od 0,37% do 2,53%. Wytrzymałość betonu zawierała się w przedziale od 14,2 do

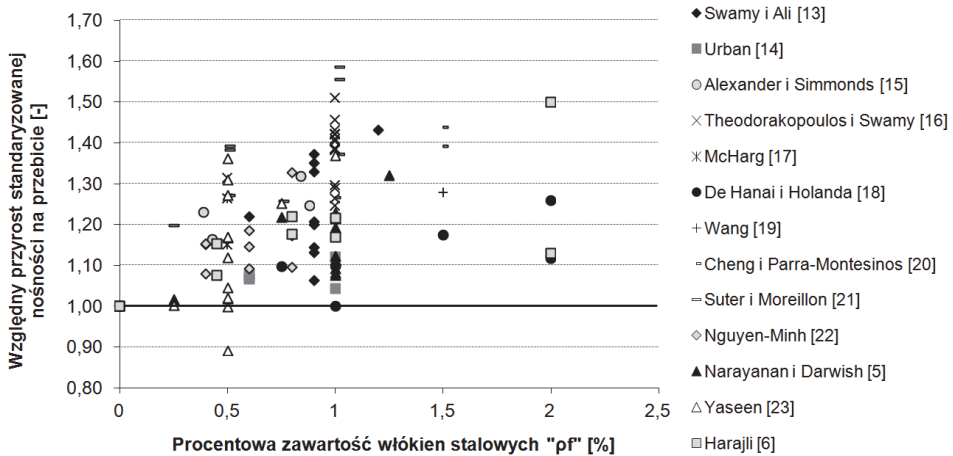
108 MPa, a zawartość włókien stalowych od 0% dla elementów kontrolnych do 2% w elementach wzmocnionych włóknami.

Na rysunku 6.18 przedstawiono względny przyrost standaryzowanej nośności na przebicie (w odniesieniu do nośności elementów bez mikrozbrojenia) 132 płyt fibrobetonowych w zależności od procentowej zawartości włókien stalowych (ρ_f). W celu zniwelowania różnic wytrzymałości fibrobetonu i stopnia zbrojenia konwencjonalnego w poszczególnych elementach badawczych nośność standaryzowaną określono z zależności:

$$V_{std} = V_{exp} / \sqrt[3]{100 \cdot \rho \cdot f_c} \tag{6.53}$$

gdzie:

- V_{exp} – eksperymentalna siła niszcząca [kN],
- ρ - stopień zbrojenia konwencjonalnego [-],
- f_c - wytrzymałość betonu na ściskanie [MPa].



Rys. 6.18. Względny przyrost standaryzowanej nośności na przebicie w zależności od zawartości włókien stalowych (Głodkowska i Ziarkiewicz 2014a)

Fig. 6.18. Relative increase in standardized punching shear resistance depending on volume content of steel fibers (Głodkowska and Ziarkiewicz 2014a)

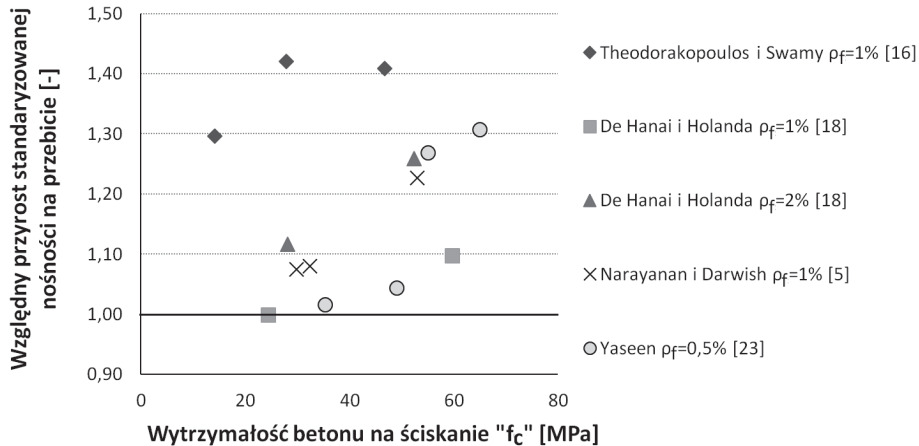
Z rysunku 6.18 wynika wyraźnie, jak bardzo różnorodny wpływ na nośność na przebicie może mieć zbrojenie rozproszone. Przykładowo; dla 1% zawartości włókien stalowych uzyskano z jednej strony zaledwie kilkuprocentowe względne przyrosty nośności na przebicie, a z drugiej nawet sięgające 58%. Dla zawartości włókien większych niż 1% względne przyrosty nośności badanych elementów również cechowały się dużym rozrzutem, ale nie przekraczały 50%, co wskazuje na bezzasadność stosowania tak dużych ilości włókien.

Nawet bez wiedzy doświadczalnej, intuicja inżynierska wskazuje, że efektywność włókien stalowych przy przeniesieniu siły przebijającej zależy od ich zdolności przenoszenia naprężeń w poprzek rysy. Ta zdolność jest uzależniona od naprężeń przyczepności między włókniem a matrycą (Choi i in. 2007). Stąd też przyrost nośności na przebicie w wyniku zastosowania włókien stalowych zależy od wytrzymałości betonu na ściskanie oraz długości, średnicy i kształtu włókna.

Potwierdzeniem korzystnego wpływu wytrzymałości betonu na przyrost nośności na przebicie płyt żelbetowych w wyniku zastosowania włókien stalowych są wyniki badań Theodorakopoulos i Swamy (Theodorakopoulos i Swamy 1993), De Hanai i Holanda (De Hanai i Holanda 2008), Narayanan i Darwish (Narayanan i Darwish 1987) oraz Yaseen (Yaseen 2006). Przyrost nośności na przebicie płyt wzmocnionych daną zawartością włókien w odniesieniu do nośności płyt kontrolnych zwiększa się w miarę wzrostu wytrzymałości betonu na ściskanie (rys. 6.19).

Długość (L) i średnica włókien (D), czyli smukłość (L/D), jest kolejną zmienną którą należy ująć w analizie. Problemem tym zajęli się głównie Theodorakopoulos i Swamy (Theodorakopoulos DD., Swamy 1993) oraz Yaseen (Yaseen 2006). Wykazali, że istnieje pewna optymalna wartość smukłości włókien, dla której przyrost nośności na przebicie jest największy (rys. 6.20). Oscyluje ona w granicach 70-90. Wynik ten jest oczywisty. Zbyt krótkie włókna mają ograniczoną zdolność do przenoszenia naprężeń przez rysę (krótsza długość zakotwienia – mniejsza siła wyciągająca), zaś zbyt długie włókna pogarszają urabialność mieszanki betonowej i mają zwiększoną tendencję do zbrylania się (Dymdziuk 2008, Shah i Ribakov 2011). Oprócz smukłości w badaniach opisanych powyżej uwzględniano także typ włókien. Theodorakopoulos i Swamy zauważyli, że kształt włókien ma pomijalny wpływ na siłę przebijającą. Należy jednak podkreślić, że Theodorakopoulos i Swamy

wykonali elementy badawcze z betonu lekkiego. Z analizy dostępnej literatury wynika, że brak jest badań określających wpływ kształtu włókien na nośność na przebicie elementów wykonanych z betonu zwykłego. Na podstawie analizowanych wyników badań trudno jest jednoznacznie stwierdzić, który rodzaj włókien jest lepszy w kontekście rozpatrywanej nośności.

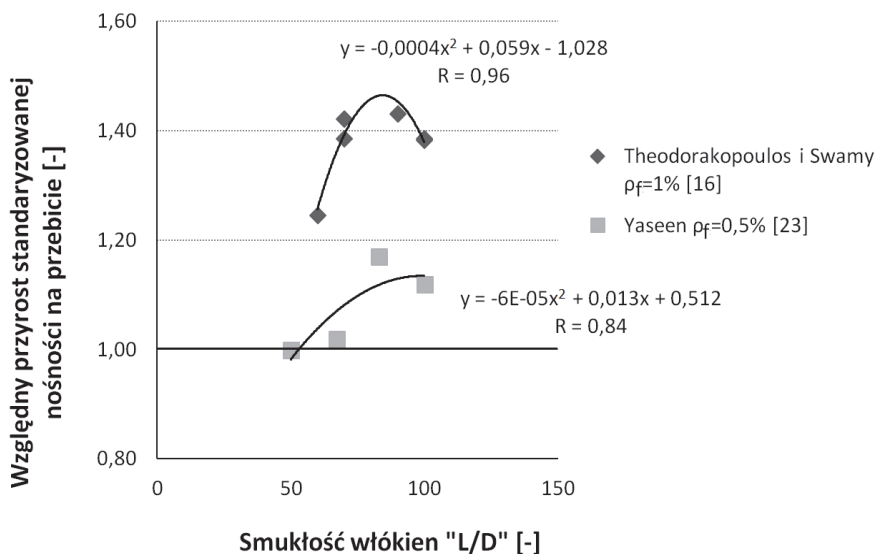


Rys. 6.19. Względny przyrost standaryzowanej nośności na przebicie w wyniku zastosowania włókien stalowych w zależności od wytrzymałości betonu na ściskanie (Głodkowska i Ziarkiewicz 2014a)

Fig. 6.19. Relative increase in standardized punching shear resistance resulting from the use of steel fibers depending on compressive strength of concrete (Głodkowska and Ziarkiewicz 2014a)

Osobnym zagadnieniem jest wpływ stopnia zbrojenia konwencjonalnego na przyrost nośności na przebicie płyt żelbetowych w wyniku zastosowania włókien stalowych. Na rysunku 6.21 przedstawiono względny przyrost standaryzowanej nośności na przebicie w wyniku zastosowania włókien w zależności od stopnia zbrojenia konwencjonalnego. Analizując wyniki badań w tym zakresie trudno jednoznacznie stwierdzić, czy przyrost nośności jest proporcjonalny do stopnia zbrojenia, czy wręcz odwrotnie. Można jednak zaobserwować ogólną tendencję zmniejszania się wpływu włókien na nośność na przebicie wraz ze wzrostem stopnia zbrojenia konwencjonalnego. Oczywiście jest, że stopień zbrojenia ma istotny wpływ na analizowaną nośność płyt żelbetowych.

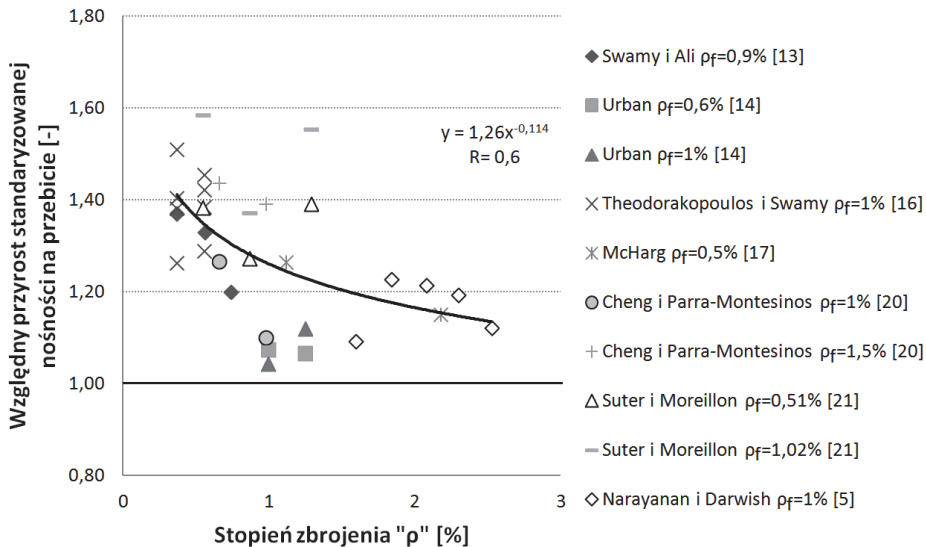
Większy stopień zbrojenia oznacza większą nośność na zginania płyty oraz większy efekt „klockujący”, który jest pomijany przy obliczaniu nośności (Urban 2005). Z tego wynika, że w elementach o niewielkim stopniu zbrojenia wpływ włókien stalowych na nośność jest bardziej znaczący niż w elementach o większym stopniu zbrojenia.



Rys. 6.20. Względny przyrost standaryzowanej nośności na przebicie w wyniku zastosowania włókien stalowych w zależności od smukłości włókien (Głodkowska i Ziarkiewicz 2014a)

Fig. 6.20. Relative increase in standardized punching shear resistance resulting from the use of steel fibers depending on their aspect ratio (Głodkowska and Ziarkiewicz 2014a)

Smukłość płyty, czyli stosunek rozpiętości płyty do wysokości użytecznej przekroju, jest kolejnym czynnikiem mającym wpływ na nośność na przebicie. Tym zagadnieniem zajął się Nguyen-Minh, badając 3 serie płyt różniących się wymiarami w rzucie (seria A – 900x900 mm, seria B – 1200x1200 mm i seria C – 1500x1500 mm) – rysunek 6.22 (Nguyen-Minh i in. 2011).



Rys. 6.21. Względny przyrost standaryzowanej nośności na przebicie w wyniku zastosowania włókien stalowych w zależności od stopnia zbrojenia konwencjonalnego (Głodkowska i Ziarkiewicz 2014a)

Fig. 6.21. Relative increase in standardized punching shear resistance resulting from the use of steel fibers depending on conventional reinforcement ratio (Głodkowska and Ziarkiewicz 2014a)

Każda seria składała się z 4 płyt o zmiennej zawartości objętościowej włókien stalowych (0%, 0,4%, 0,6% i 0,8%). Wykazano (Głodkowska i Ziarkiewicz 2014), że przyrost nośności poszczególnych serii płyt jest do siebie bardzo zbliżony. Zauważono też, że płyty z serii A wykazały większy przyrost nośności w stosunku do pozostałych serii. Fakt ten tłumaczyć należy tym, że w płytach o małych smukłościach o nośności płyty decyduje nośność na przebicie, natomiast wraz ze wzrostem smukłości płyty coraz większy wpływ na nośność połączenia wywiera nośność na zginanie. Dodatek włókien stalowych ma istotny wpływ na nośność na przebicie, zaś w przypadku nośności na zginanie – marginalny (Khaloo i Afshari 2005). Można wnioskować, że im większa smukłość płyty, tym mniejszy wpływ dodatku włókien stalowych na nośność połączenia. Analizowana baza wyników badań doświadczalnych zawiera elementy, które uległy zniszczeniu w wyniku przebicia, a dla takich elementów wpływ smukłości płyty na nośność połączenia jest pomijalny.



Rys. 6.22. Względny przyrost standaryzowanej nośności na przebicie w wyniku zastosowania włókien stalowych: seria A – 900x900 mm, seria B – 1200x1200 mm i seria C – 1500x1500 mm (Głodkowska i Ziarkiewicz 2014a)

Fig. 6.22. Relative increase in standardized punching shear resistance resulting from the use of steel fibers: series A – 900x900 mm, series B – 1200x1200 mm and series C – 1500x1500 mm (Głodkowska and Ziarkiewicz 2014a)

Przeprowadzona analiza stanu zagadnienia i ocena dotychczasowych badań wskazują, że czynnikami, które mają istotny wpływ na nośność na przebicie płyt fibrobetonowych są przede wszystkim zawartość i smukłość włókien stalowych, a także wytrzymałość betonu na ściskanie. Kształt włókien, choć często uwzględniany w metodach obliczeniowych, jest jednak dyskusyjny i powinien być przedmiotem dalszych badań.

6.2.3. Propozycja sposobu obliczania nośności na przebicie płyt fibrobetonowych

Wykorzystując przedstawione w rozdz. 6.2.2. wyniki badań, metody wyznaczania cech wytrzymałościowych fibrobetonu w zależności od rodzaju i zawartości włókien stalowych (Choi i in. 2007), zalecenia dotyczące obliczania ścinanych belek fibrobetonowych wg. RILEM TC-162-TDF oraz normę EC2 (PN-EN 1992-1-1:2004), opracowano prosty sposób wyznaczania obliczeniowej nośności na przebicie fibrobetono-

wych złączy płytowo-słupowych obciążonych osiowo (Głodkowska i Ziarkiewicz 2014). Sposób ten ma stanowić uzupełnienie metody obliczania nośności na przebicie płyt żelbetowych, zawartej w EC2 (PN-EN 1992-1-1:2004). Założono, że ma on charakteryzować się zbliżoną dokładnością oraz poziomem bezpieczeństwa do metody obliczania płyt żelbetowych bez zbrojenia rozproszonego. Jest to sposób empiryczny, bazujący na wynikach badań 113 złączy słup-płyta (pominięto płyty wykonane z betonu wysokiej wytrzymałości oraz z betonu lekkiego).

Obliczeniową nośność na przebicie płyt fibrobetonowych można wyrazić w postaci zależności:

$$V_{Rd,cf} = (v_{Rd,c} + v_{Rd,f}) \cdot u \cdot d, \quad (6.54)$$

gdzie:

$v_{Rd,c}$ – obliczeniowa wytrzymałość na przebicie płyty bez zbrojenia na przebicie wg EC2 [MPa],

$v_{Rd,f}$ – przyrost wytrzymałości na przebicie płyty z uwagi na zastosowane włókna stalowe [MPa],

d – wysokość użyteczna przekroju płyty [mm],

u – podstawowy obwód kontrolny, przyjmowany w odległości $2d$ od krawędzi podpory [mm].

Wartość $v_{Rd,c}$, zgodnie z EC2, oblicza się wg wzoru:

$$v_{Rd,c} = C_{Rd,c} \cdot k \cdot (100 \cdot \rho_l \cdot f_{ck})^{\frac{1}{3}} + k_1 \cdot \sigma_{cp}, \quad (6.55)$$

lecz nie mniej niż:

$$(v_{\min} + k_1 \cdot \sigma_{cp}), \quad (6.56)$$

gdzie:

$C_{Rd,c} = 0,13$, $k = 1 + \sqrt{200/d}$ – współczynnik skali,

ρ_l – stopień zbrojenia na zginanie płyty,

f_{ck} – wytrzymałość betonu na ściskanie [MPa], $k_1 = 0,1$,

σ_{cp} – naprężenia normalne w przekroju poprzecznym [MPa],

$v_{\min} = 0,035 \cdot k^{3/2} \cdot \sqrt{f_{ck}}$.

Przyrost wytrzymałości na przebicie płyty z uwagi na zastosowane włókna stalowe proponuje się wyznaczać z następującej zależności:

$$v_{Rd,f} = k_{\text{exp}} \cdot k_2 \cdot \rho_f \cdot \frac{L}{B} \cdot \sqrt{f_{ck}}, \quad (6.57)$$

gdzie:

$k_{\text{exp}} = 0,034$ – współczynnik eksperymentalny,

$$k_2 = \frac{1600 - d}{1000} \geq 1,$$

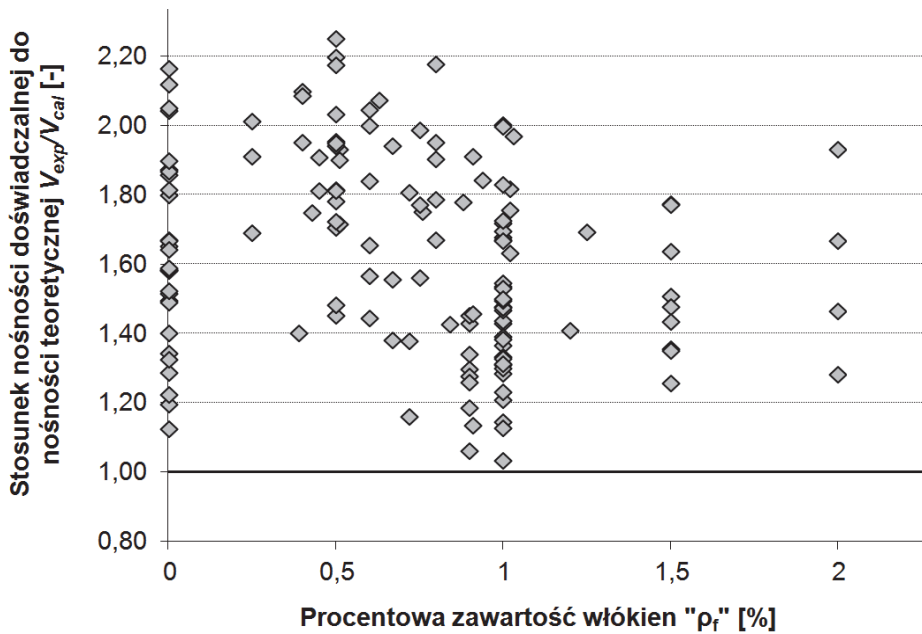
d – wysokość użyteczna przekroju [mm],

ρ_f – objętościowa zawartość włókien [-],

$\frac{L}{D}$ – smukłość włókien, gdzie L – długość włókna [mm], D – średnica włókna [mm],

f_c – wytrzymałość fibrobetonu na ściskanie określona na próbkach walcowych [MPa].

Na rysunku 6.23 przedstawiono wartości stosunku eksperymentalnej siły niszczącej (V_{exp}) do siły obliczonej (V_{cal}) wg zaproponowanego autorskiego sposobu, w zależności od zawartości włókien stalowych. Dla obliczeń wszystkich 113 modeli uzyskano odchylenie standardowe równe 0,28 przy średnim stosunku $V_{\text{exp}}/V_{\text{cal}}$ równym 1,69, co daje w rezultacie współczynnik zmienności równy 16%. Jednocześnie dokonano oceny dokładności omawianego sposobu porównując uzyskany współczynnik zmienności ze współczynnikiem zmienności badań nośności na przebicie płyt z betonu zwykłego. W bazie analizowanych płyt znaleziono 22 modele płyt bez włókien stalowych. Obliczono następnie współczynnik zmienności dla stosunku $V_{\text{exp}}/V_{\text{cal}}$ analizowanych płyt, który wyniósł 16%. Wartość ta odpowiada współczynnikowi zmienności uzyskanemu dla wyników obliczeń zaproponowanym sposobem.



Rys. 6.23. Wartości stosunku V_{exp}/V_{cal} dla proponowanego sposobu obliczeniowego w zależności od zawartości włókien stalowych (Głodkowska i Ziarkiewicz 2014a)

Fig. 6.23. Values of V_{exp}/V_{cal} relation for the proposed calculation method depending on volume content of steel fibers (Głodkowska and Ziarkiewicz 2014a)

Zestawienie średnich stosunków V_{exp}/V_{cal} oraz współczynników zmienności obliczeń nośności na przebicie płyt fibrobetonowych zaproponowaną autorską metodą przedstawiono w tabeli 6.6. Dla celów porównawczych przedstawiono także stosunki V_{exp}/V_{cal} oraz współczynniki zmienności obliczeń metodami Naryanana i Darwisha (Narayanan i Darwish 1987), Higashiyamy (Higashiyama i in. 2011), Harajli (Harajli i in. 1995) i Maya (Maya i in. 2012), a także metody obliczania nośności na przebicie płyt żelbetowych wg EC2 (PN-EN 1992-1-1:2004) na podstawie pracy Urbana (Urban 2005). Z porównania tych wartości wynika, że zaproponowany w niniejszym artykule autorski sposób określa nośność na przebicie płyt fibrobetonowych pozwala na uzyskanie wyników bardzo zbliżonych do otrzymywanych wg EC2, w odniesieniu do płyt żelbetowych. Jest także porównywalny do metody Narayanana i Darwisha (Narayanan i Darwish 1987) oraz Higashiyamy (Higashiyama i in.

2011). Jedynie metoda zaproponowana przez Maya charakteryzuje się mniejszym współczynnikiem zmienności (Maya 2012). Metoda ta, oparta jest na Teorii Rysy Krytycznej (Critical Shear Crack Theory) (Muttoni 2008). Ta z kolei stanowi obecnie podstawę obliczania nośności na przecięcie płyt żelbetowych wg Model Code 2010. Jest ona jednak trudniejsza i bardziej pracochłonna w praktycznym zastosowaniu.

Osobną kwestię (por. tabeli 6.6) stanowi duży stosunek nośności doświadczalnych do obliczeniowych (V_{exp}/V_{cal}). Można zadać pytanie, czy nie jest on zbyt wysoki? Wartość tego stosunku wynika z faktu, że wszystkie badane elementy miały grubość nie większą niż 200 mm. Dla takich grubości współczynnik skali k wynosi zawsze 2 (wartość maksymalna). Obliczeniowa nośność płyt o wysokościach przekroju mniejszych niż 200 mm jest w pewnym stopniu zaniżona przez górne ograniczenie współczynnika k . Bez wątplenia, dla płyt o wysokościach przekroju większych niż 200 mm, stosunek nośności doświadczalnych do obliczeniowych (V_{exp}/V_{cal}) byłby bliski jedności.

Reasumując można stwierdzić, iż wyniki obliczeń nośności płyt fibrobetonowych wg zaproponowanego autorskiego sposobu są bardzo zbliżone do wyników obliczeń nośności płyt żelbetowych wg EC2 (PN-EN 1992-1-1:2004).

Tabela 6.6. Średnie stosunki nośności doświadczalnych do obliczeniowych (V_{exp}/V_{cal}) oraz współczynniki zmienności dla wybranych metod analitycznych (Głodkowska i Ziarkiewicz 2014)

Table 6.6. Average ratios of experimental and theoretical load-bearing capacities (V_{exp}/V_{cal}) and coefficients of variation for selected analytical methods (Głodkowska i Ziarkiewicz 2014)

Parametr	Zaproponowany autorski sposób	Obliczeniowa nośność na przebicie 22 płyt bez włókien stalowych wg EC2	Obliczeniowa nośność na przebicie płyt żelbetowych wg EC2 na podstawie pracy (Urban 2005)	Nośność na przebicie płyt fibrobetonowych wg:			
				(Narayanan i Darwish 1987)	(Higashiyama i in. 2011)	(Harajli i in.1995)	(Maya i in.2012)
Wartość średnia V_{exp}/V_{cal}	1,69	1,69	1,67	1	1,03	0,8	1,27
Współczynnik zmienności	0,16	0,16	0,16	0,24	0,22	0,26	0,1

Jako podstawowe kryteria oceny zaproponowanego sposobu przyjęto średni stosunek nośności doświadczalnych do obliczeniowych oraz jego współczynnik zmienności. W tym kontekście autorski sposób jest bardzo zbliżony do metody obliczania nośności na przebicie płyt żelbetonowych wg EC2 (PN-EN 1992-1-1:2004).

Przedstawione wyniki badań 113 fibrobetonowych złączy przyczynią się do opracowania programu prac eksperymentalnych oraz teoretycznych, mających na celu udoskonalanie zaproponowanego sposobu obliczeniowego oraz określenia możliwości częściowego zastąpienia zbrojenia konwencjonalnego płyt zbrojeniem rozproszonym (włóknami stalowymi). Nieliczne bowiem przypadki wdrożenia fibrobetonu do wykonywania stropów płaskich wskazują na potrzebę prowadzenia dalszych prac analityczno-doświadczalnych, zarówno w zakresie technologii fibrobetonu, jak i jego mechaniki.

Literatura

- Alexander, S.D.B., Simmonds, S.H. (1992). Punching shear tests of concrete slab-column joints containing fiber reinforcement. *ACI Structural Journal*, 89(4), 425-32.
- Cheng, M.Y., Parra-Montesinos G.J. (2010). Evaluation of steel fiber reinforcement for punching shear resistance in slab-column connections – Part I: Monotonically increased load. *ACI Structural Journal*, 107(1), 101-109.
- Choi, K., Reda Taha, M., Park, H., Maji, A. (2007). Punching shear strength of interior concrete slab-column connections reinforced with steel fibers. *Cement & Concrete Composites*, 29(5), 409-20.
- De Hanai, J.B., Holanda, K.M.A. (2008). Similarities between punching and shear strength of steel fiber reinforced concrete (SFRC) slabs and beams. *IBRACON*, 1(1), 1-16.
- Dymdziuk, B. (2008). „Jeże” w fibrobetonie. *Inżynier Budownictwa*, 11.
- Głodkowska, W., Laskowska-Bury, J., Kobaka, J. (2013). Wpływ włókien stalowych na kształtowanie właściwości kompozytu drobnokruszywowego. *Materiały Budowlane*, 9, 28-30.
- Głodkowska, W., Ziarkiewicz, M., Lehmann, M. (2016). Nośność na zginanie płyt wykonanych z fibrokompozytu na bazie piasków odpadowych, Aktualne Zagadnienia Energetyki, Budownictwa i Inżynierii Środowiska, ISBN 978-606-10-1775-1. *Oradea University Press*, 6-15.
- Głodkowska, W., Ziarkiewicz, M. (2014). *Nośność na przebicie płyt fibrobetonowych – analiza badań doświadczalnych i propozycja sposobu obliczania*. Monografia ISBN 978-83-7880-191-7, Gliwice: Wiedza i eksperymenty w budownictwie, Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, 395-402.

- Harajli, M.H., Maalouf, D., Khatib, H. (1995). Effect of fibers on the punching shear strength of slab-column connections. *Cement & Concrete Composites*, 17(2), 161-70.
- Higashiyama, H., Ota, A., Mizukoshi, M. (2011). Design equation for punching capacity of SFRC slabs. *International Journal of Concrete Structures and Materials*, 5(1), 35-42.
- Jansson, A., Gylltoft, K. (2008). *Design methods for fibre-reinforced concrete: a state-of-the-art review*. Ingemar Lofgren. Thomas Concrete Group AB. Goteborg, Sweden.
- JSCE (2008). Standard Specifications for Concrete Structures – 2007, Design.
- Khaloo, AR., Afshari, M. (2005). Flexural behaviour of small steel fibre reinforced concrete slabs. *Cement & Concrete Composites*, 27, 141-149.
- Maya, LF., Ruiz, MF., Muttoni, A., Foster, SJ. (2012). Punching shear strength of steel fibre reinforced concrete slabs. *Engineering Structures*, 40, 83-94.
- McHarg, P.J., Cook, W.D., Mitchell, D., Yoon, Y.S. (2000). Benefits of concentrated slab reinforcement and steel fibers on performance of slab-column connections. *ACI Structural Journal*, 97(2), 225-34.
- Michels, J. (2009). *Bearing capacity of steel fiber reinforced concrete flat slabs*. Ph.D. thesis, University of Luxembourg.
- Muttoni, A. (2008). Punching shear strength of reinforced concrete slabs without transverse reinforcement. *ACI Structural Journal*, 105-142.
- Narayanan, R., Darwish, IYS. (1987). Punching shear tests on steel-fibre-reinforced micro-concrete slabs. *Magazine of Concrete Research*, 39(138), 42-50.
- Nguyen-Minh, L., Rovnak, M., Tran-Quoc, T. (2011). Punching shear capacity of interior SFRC slab-column connections. *ASCE Journal of Structural Engineering*. doi:10.1061(ASCE)ST.1943-541x.0000497.
- PN-EN 1992-1-1:2004. *Design of concrete structures. General rules and rules for buildings*.
- Shah, A.A., Ribakov, Y. (2011). Recent trends in steel fibered high-strength concrete. *Materials and Design*, 32, 4122-4151.
- Suter, R., Moreillon, L. (2010). Punching shear strength of high performance fiber reinforced concrete slabs. *3rd FIB international congress*, Washington (USA).
- Swamy, RN., Ali, Sar. (1982). Punching shear behavior of reinforced slab-column connections made with steel fiber concrete. *ACI Structural Journal*, 79(6), 392-406.
- Tepfers, R. (2010). Fiber-reinforced concretes with a high fiber volume fraction – a look in future. *Mechanics of Composite Materials*, 46(3).

- Theodorakopoulos, DD., Swamy, N. (1993). Contribution of steel fibers to the strength characteristics of lightweight concrete slab-column connections failing in punching shear. *ACI Structural Journal*, 90(4), 342-55.
- Urban, T. (1984). Badania żelbetowych złączy płytowo-słupowych z dodatkiem drutu ciętego w strefie przysłupowej. *Inżynieria i Budownictwo*, 10.
- Urban, T. (2005). *Przebieg w żelbecie. Wybrane zagadnienia*. Zeszyty naukowe, 959, Politechnika Łódzka.
- Wang, X., Tian, W., Huang, Z., Zhou, M., Zhao, X. (2009). Analysis on punching shear behavior of the raft slab reinforced with steel fibers. *Advanced Concrete Structures*, 400, 335-40.
- Yaseen, A. (2006). *Punching shear strength of steel fiber high strength reinforced concrete slabs*. Master Thesis. Erbil (Iraq): College of Engineering University of Salahaddin, 107.

6.3. Elementy belkowe

Przedstawione w niniejszym rozdziale rezultaty badań eksperymentalnych i obliczeń analitycznych Autorki i jej zespołu składają się, między innymi, na pracę doktorską (Ziarkiewicz 2018), której Autorka była promotorem. Badania prowadzono w ramach działalności statutowej poprzez realizację wydziałowego projektu naukowego Nr 504.01.25 „Problemy teoretyczne i badawcze konstrukcji z betonu”, a także w ramach dotacji celowej na prowadzenie badań naukowych służących rozwojowi młodych naukowców w wewnętrznym trybie konkursowym Nr 524.01.43 „Zastosowanie fibrokompozytu na bazie piasku odpadowego do wytwarzania zginanych elementów konstrukcyjnych” (Lehmann 2017). Zagadnienia ścinania w elementach zginanych wykonanych z drobnokruszywowego fibrokompozytu wytworzonego z piasków odpadowych są przedmiotem realizowanej rozprawy doktorskiej M. Lehmana, której Autorka jest promotorem.

Mnogość kierunków badań, przepisów normowych i autorskich propozycji wymiarowania zginanych i ścinanych przekrojów fibrobetonowych świadczy o aktualności tematyki i wskazuje na dużą wagę problemu obliczania takich wielkości, jak nośność na zginanie, na ścinanie, ugięcia czy rozstaw i szerokość rozwarcia rys. Zagadnieniu temu, w kontekście drobnokruszywowych fibrokompozytów, poświęcono rozdziały 6.3.1 i 6.3.2.

6.3.1. Zginanie w elementach wykonanych z fibrokompozytów

Do końca lat 90-tych XX wieku istotnym czynnikiem utrudniającym zastosowanie fibrobetonu w praktyce był brak przepisów normowych umożliwiających bezpieczne projektowanie. Po roku 2000 stworzono pierwsze krajowe i międzynarodowe normy i wytyczne dotyczące projektowania elementów fibrobetonowych (RILEM TC 162-TDF 2003, Model Code 2010, CNR-DT204 2006, EHE-08 2008). W kontekście wymiarowania przekrojów zginanych przepisy te w różny sposób opisują rozkład naprężeń w strefie rozciąganej. Różnice dotyczą także sposobu określenia wytrzymałości na rozciąganie fibrobetonu po zarysowaniu. To sprawia, że wiele prac badawczych w ostatnich latach skupia się na weryfikacji tych przepisów. Blanco i zespół (Blanco i in. 2013) dokonali weryfikacji wybranych norm w oparciu o wyniki badań eksperymentalnych belek ze zbrojeniem konwencjonalnym, w których zmiennymi były zawartość oraz rodzaj włókien. Wykazano, że norma DBV Merkblatt Stahlfaserbeton określa zaniżoną nośność w odniesieniu do wyników badań, zarówno w zakresie małych jak i dużych odkształceń. Obliczenia wg CNR-DT204 2006, EHE-08 2008, RILEM TC 162-TDF 2003 i Model Code 2010 wykazują nieco większe nośności względem wyników badań, szczególnie w zakresie małych odkształceń. Tiberti i zespół (Tiberti i in. 2014) przeprowadzili obszerne badania mające na celu weryfikację przepisów Model Code 2010 w zakresie obliczania rozstawu rys w elementach fibrobetonowych. Wykazano, że istotnym parametrem mającym wpływ na rozstaw rys jest wytrzymałość betonu na ściskanie co nie jest w normie uwzględnione. Kelpsa i zespół (Kelpsa i in. 2014) dokonali weryfikacji metody obliczania szerokości rozwarcia rys wg RILEM TC-162-TDF. Przeprowadzone badania eksperymentalne zginanych belek zbrojonych prętami stalowymi, z dodatkiem włókien stalowych, wykazały znaczną niezgodność pomiędzy wartościami obliczonymi a pomierzonymi. Wg Ninga (Ning i in. 2015) nośności na zginanie obliczone wg Model Code 2010 są znacznie mniejsze niż pomierzone wartości momentów niszczących. Mobasher (Mobasher i in. 2015) zaproponował modyfikacje metody wymiarowania zginanych przekrojów fibrobetonowych wg RILEM TC-162-TDF oraz wykonał badania eksperymentalne zginanych belek w skali naturalnej mające na celu weryfikację oryginalnej metody RILEM TC-162-TDF oraz własnej propozycji.

Wykazano dobrą zgodność wartości teoretycznych i eksperymentalnych. Natomiast dla belek wykonanych z fibrobetonu wysokiej wytrzymałości rozbieżności były znaczne. Autor zwraca także uwagę na efekt skali. Mertol (Mertol i in. 2015) zrealizował obszerny program badań zginanych belek fibrobetonowych w skali naturalnej, w którym główną zmienną był stopień zbrojenia konwencjonalnego. W efekcie wskazał dostępne w literaturze modele naprężenie-odkształcenie strefy ściskanej i rozciąganej, które najlepiej opisują relację siła-ugięcie takich elementów.

Nośność na zginanie elementów wykonanych z drobnokruszywowego fibrokompozytu wytworzonego z piasków odpadowych, szeroko omówioną w pracach (Głodkowska i Ziarkiewicz 2018a, Głodkowska i Ziarkiewicz 2018b, Ziarkiewicz 2018), określono na belkach o wymiarach 150x200x3300 mm, podzielonych na trzy serie (tabela 6.7 i 6.8).

Tabela 6.7. Charakterystyka belek z drobnokruszywowego fibrokompozytu wytworzonego z piasków odpadowych (Głodkowska i Ziarkiewicz 2018a)

Table 6.7. Characteristics of waste sand fiber composite beams (Głodkowska and Ziarkiewicz 2018a)

Oznaczenie belki	Wymiary [mm]	Zbrojenie rozciągane	Strzemiona	Zawartość włókien [%]
B1	150x200x3300	2#8	#6 co 125 mm	–
BF1			–	1,2
BF1a			–	–
B2		2#12	#6 co 125 mm	–
BF2			–	1,2
BF2a			–	–
B3		2#16	#6 co 125 mm	–
BF3			–	1,2
BF3a			–	–

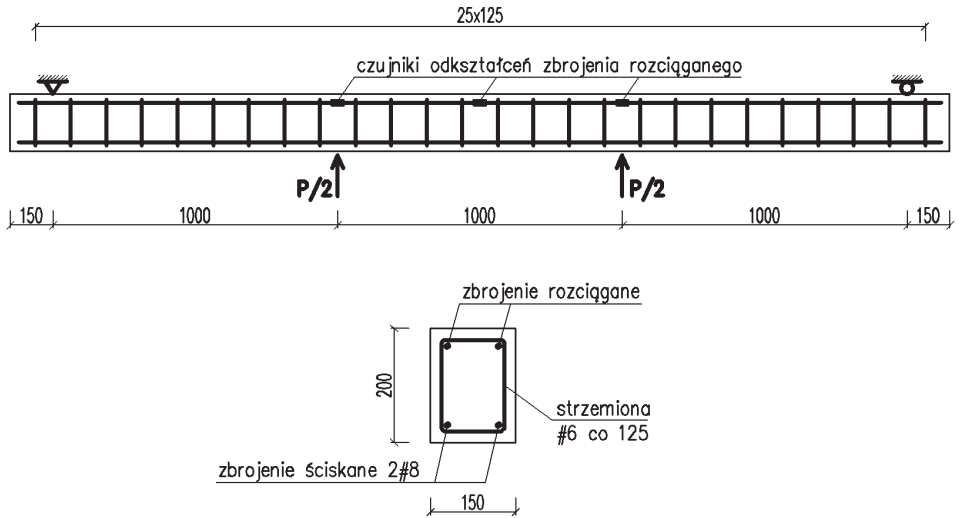
Tabela 6.8. Cechy mechaniczne prętów stalowych (Głodkowska i Ziarkiewicz 2018a)

Table 6.8. Mechanical properties of reinforcing bars (Głodkowska and Ziarkiewicz 2018a)

Średnica [mm]	Granica plastyczności [MPa]	Wytrzymałość na rozciąganie [MPa]	Moduł sprężystości [GPa]
8	559	596	197
12	597	690	208
16	535	625	207

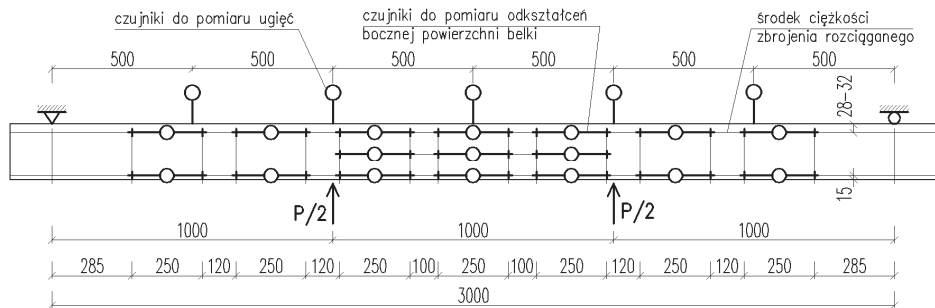
Belki badano na specjalnie zaprojektowanym standzie w schemacie odwróconej belki swobodnie podpartej. Lokalizację tensometrów elektrooporowych oraz czujników przemieszczeń pokazano odpowiednio na rysunku 6.24 i 6.25. Obciążenie przykładano poprzez trawers w sposób statyczny ze stałą prędkością $\sim 0,25$ kN/s „od spodu” belki za pomocą siłownika hydraulicznego. Po osiągnięciu granicy plastyczności w zbrojeniu rozciągany (por. tabela 6.8) obciążenie kontrolowano za pomocą prędkości przyrostu ugięcia belki, która wynosiła $0,1 \pm 0,025$ mm/s. Badania belek przeprowadzono przy użyciu systemu akwizycji danych SAD-256 (rys. 6.26) oraz system optyczno-pomiarowy ARAMIS 4M (6.27). System akwizycji danych SAD-256 służył do pomiaru siły obciążającej "P", ugięć (5 czujników przemieszczeń), odkształceń jednej powierzchni bocznej belki (17 czujników przemieszczeń) oraz odkształceń zbrojenia rozciąganego (6 tensometrów elektrooporowych).

System optyczno-pomiarowy ARAMIS 4M umożliwił precyzyjne śledzenie procesu powstawania i propagacji rys oraz pomiar odkształceń drugiej powierzchni belki. Obszar badanej powierzchni, o długości 1 m, obejmował środkowy odcinek belki pomiędzy siłami skupionymi.



Rys. 6.24. Wymiary belek oraz rozmieszczenie zbrojenia konwencjonalnego (Głodkowska i Ziarkiewicz 2018a)

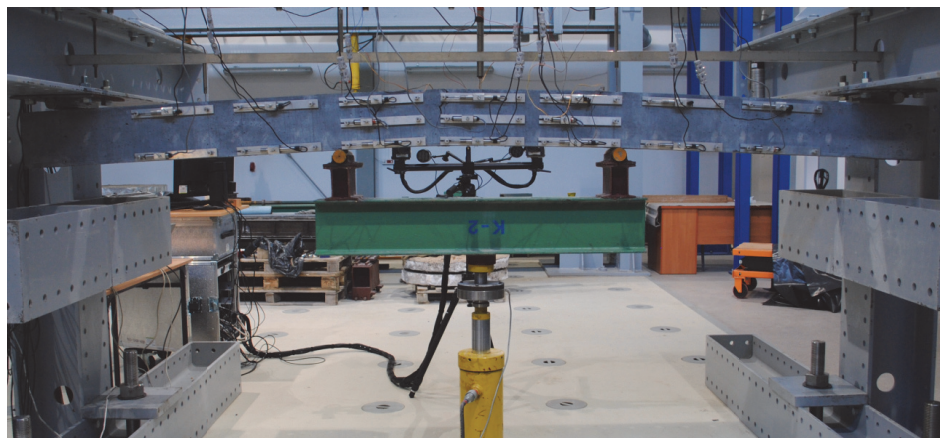
Fig. 6.24. Dimensions of beams and placement of conventional reinforcement (Głodkowska and Ziarkiewicz 2018a)



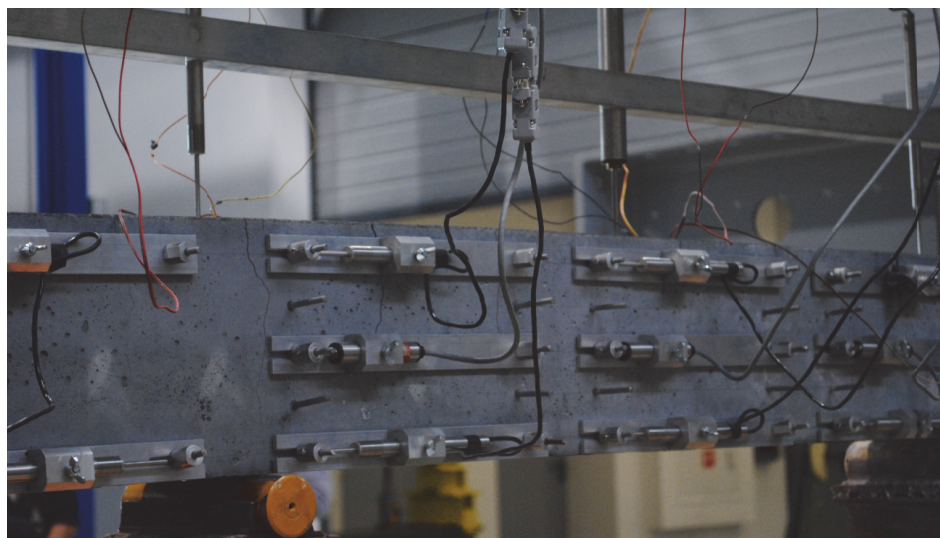
Rys. 6.25. Lokalizacja czujników przemieszczeń (Głodkowska i Ziarkiewicz 2018a)

Fig. 6.25. Placement of displacement sensors (Głodkowska and Ziarkiewicz 2018a)

a)

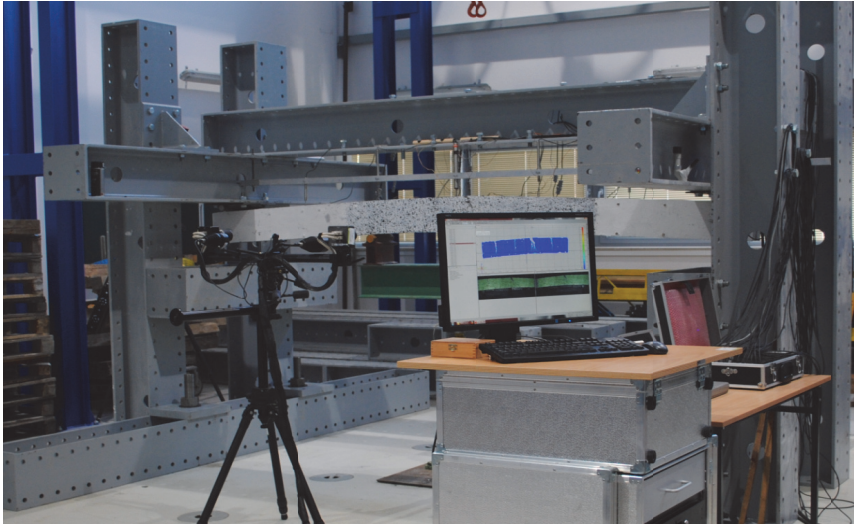


b)



Rys. 6.26. Widok stanowiska do badań belek od strony powierzchni mierzonej systemem SAD-256: a) widok ogólny, b) zbliżenie

Fig. 6.26. View of the stand for testing beams (view of the surface measured by SAD-256 system: a) general view, b) close-up



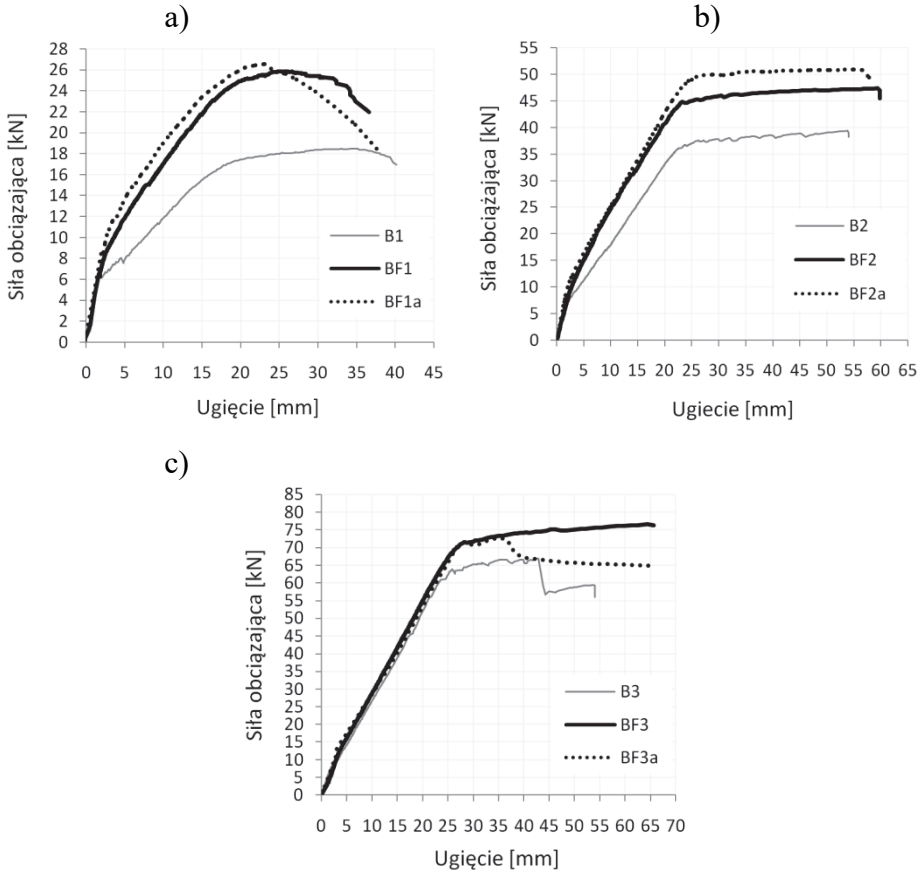
Rys. 6.27. Ogólny widok stanowiska badawczego z systemem ARAMIS 4M
Fig. 6.27. General view of the testing stand with ARAMIS 4M system

6.3.1.1. Fazy pracy elementu

W zginanym elemencie, zgodnie z teorią żelbetu, wykonanym z drobnokruszywowego fibrokompozytu na bazie piasków odpadowych, w zależności od wielkości momentu zginającego, wyodrębniono trzy fazy pracy. Wpływ włókien stalowych na zachowanie się elementów żelbetowych wykonanych z drobnokruszywowego fibrokompozytu pokazano na rysunku 6.28, jako zależność ugięcia belek od siły obciążającej.

Faza I opisuje przekrój niezarysowany. Przy małych obciążeniach naprężenia mają przebieg liniowy. Nie uwidacznia się jeszcze zmienność modułu sprężystości. Pracuje cały przekrój, zarówno strefa ściskana, jak i rozciągana. Fazę I na przedstawionym powyżej wykresie reprezentują odcinki proste liczone od wartości początkowej do punktu, w którym poszczególne linie zaczynają zmniejszać kąt nachylenia względem osi poziomej. Od tego punktu rozpoczyna się strefa przejściowa między fazą I a fazą II (zarysowaną). Wysokość tej strefy uzależniona jest od długości odcinka wykresu, na którym jest on krzywoliniowy. Analizując przedstawiony wykres można stwierdzić, że koniec fazy I oraz strefę przejściową najłatwiej jest ustalić dla belki bez dodatku włókien. Dla belek ze zbrojeniem rozproszonym punkty graniczne trudniej jest określić. Ponadto długość odcinka krzywoliniowego jest większa. Strefa przejściowa

wynika z faktu powiększania się mikrorys występujących w kompozycie, zwiększania ich zasięgu oraz łączenia się mikrorys w większe rysy. Szerokość rozwarcia tworzących się rys zaczyna być obserwowalna i mierzalna. Fakt ten sprawia, że moment pojawiania się rys i ich pełnego ukształtowania jest niełatwy do precyzyjnego ustalenia, szczególnie w elementach fibrokompozytowych, w których występowanie włókien w matrycy dodatkowo utrudnia proces propagacji rys.



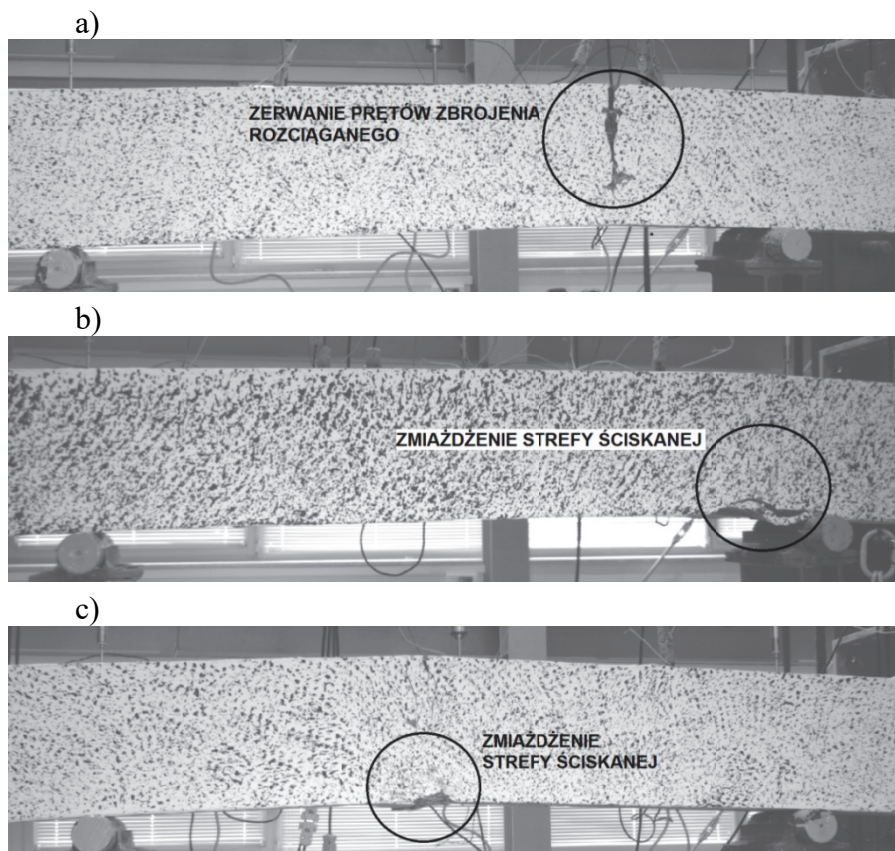
Rys. 6.28. Zależność siła-ugięcie elementów zginanych: a) belki zbrojone prętami #8, b) belki zbrojone prętami #12, c) belki zbrojone prętami #16 (Głodkowska i Ziarkiewicz 2018a)

Fig. 6.28. Load-deflection relation for bending elements: a) beams reinforced with bars #8, b) beams reinforced with bars #12, c) beams reinforced with bars #16 (Głodkowska and Ziarkiewicz 2018a)

W fazie II występują rysy w pełni widoczne i ukształtowane na powierzchni belki, a wraz ze wzrostem obciążenia powiększeniu ulegają szerokości ich rozwarcia oraz zasięg rys. Zmniejszeniu ulega wysokość strefy ściskanej. Jak widać z wykresu (por. rys. 6.28) przyrost ugięcia wraz ze wzrostem momentu zginającego w tej fazie jest szybszy niż w fazie I, co jest konsekwencją istotnego spadku sztywności przekroju w wyniku zarysowania. Spadek sztywności jest jednak mniejszy w belkach z dodatkiem włókien niż bez zbrojenia rozproszonego. Wskazuje to na udział włókien stalowych w przenoszeniu naprężeń rozciągających, również w fazie zarysowanej przekroju. Przyczynia się to nie tylko do zwiększenia nośności elementu zginanego, ale także na zmniejszone jego ugięcia.

Faza III, umownie zwana fazą zniszczenia, rozpoczyna się w chwili kolejnego zagięcia wykresów zależności siły obciążającej do ugięcia (rys. 6.28), po którym to kąt ich nachylenia względem osi poziomej jest bliski zeru. Chwila ta odpowiada uplastycznieniu zbrojenia rozciąganego, po której nie obserwuje się już istotnego przyrostu nośności na zginanie. Widoczny jest jednak bardzo szybki przyrost ugięcia elementu i szerokości rozwarcia rys. Charakter plastyczny zachowania się belek w tym zakresie uzależniony jest od ciągliwości zastosowanego zbrojenia. Ostateczne przełamanie belki może nastąpić w wyniku zerwania prętów stalowych (w przypadku stali o niskiej ciągliwości) lub w skutek zmiążdżenia strefy ściskanej przekroju.

Na rysunku 6.29 przedstawiono wybrane obrazy zniszczenia belek wykonanych z drobnokruszywowego fibrokompozytu wytworzonego z piasków odpadowych. Zniszczenie elementu zginanego z powodu zerwania prętów stalowych przedstawiono na rysunku 6.29a (belka BF1a). W belkach serii 2 i 3 (por. tabelę 6.7) nie nastąpiło zerwanie prętów zbrojenia rozciąganego, jednak w przypadku belek B3 i BF3a strefa ściskana uległa zmiążdżeniu (rys. 6.29b,c), co jest także widoczne na rysunku 6.28c w postaci skokowego spadku siły obciążającej.



Rys. 6.29. Ogólny widok w chwili zniszczenia belek serii: a) BF1a, b) B3, c) BF3a (Ziarkiewicz 2018)

Fig. 6.29. General view (at the moment of failure) of beams from series: a) BF1a, b) B3, c) BF3a (Ziarkiewicz 2018)

6.3.1.2. Nośność na zginanie

Stan graniczny nośności może wystąpić w wyniku:

- lokalnego osiągnięcia wytrzymałości materiału,
- odkształceń plastycznych, pełzania lub zarysowania powodujących konieczność przerwania eksploatacji konstrukcji,
- powstania dostatecznej ilości przegubów lub linii załomów, zmieniających konstrukcję w mechanizm,
- utraty stateczności,
- braku odporności konstrukcji na działanie wybuchów, ognia, itp.

Podstawową wielkością definiującą nośność elementów zginanych jest maksymalny moment zginający (M_u), jaki jest w stanie przetrześć dany element. Moment ten poprzedza osiągnięcie wytrzymałości stali zbrojeniowej na rozciąganie lub zmiążdżenie strefy ściskanej. Kolejną wielkością charakteryzującą nośność na zginanie jest moment odpowiadający uplastycznieniu zbrojenia rozciąganego (M_y). Na ogół jest on zbliżony do nośności na zginanie (M_u) a różnica między tymi wielkościami zależy przede wszystkim od charakterystyki stali zbrojeniowej.

Wartości eksperymentalnych momentów M_y i M_u uzyskane w badaniu belek wykonanych z drobnokruszywowego fibrokompozytu na bazie piasków odpadowych pokazano w tabeli 6.9.

Tabela 6.9. Eksperymentalne wartości momentów uplastycznienia (M_y) i nośności na zginanie (M_u) (Ziarkiewicz 2018)

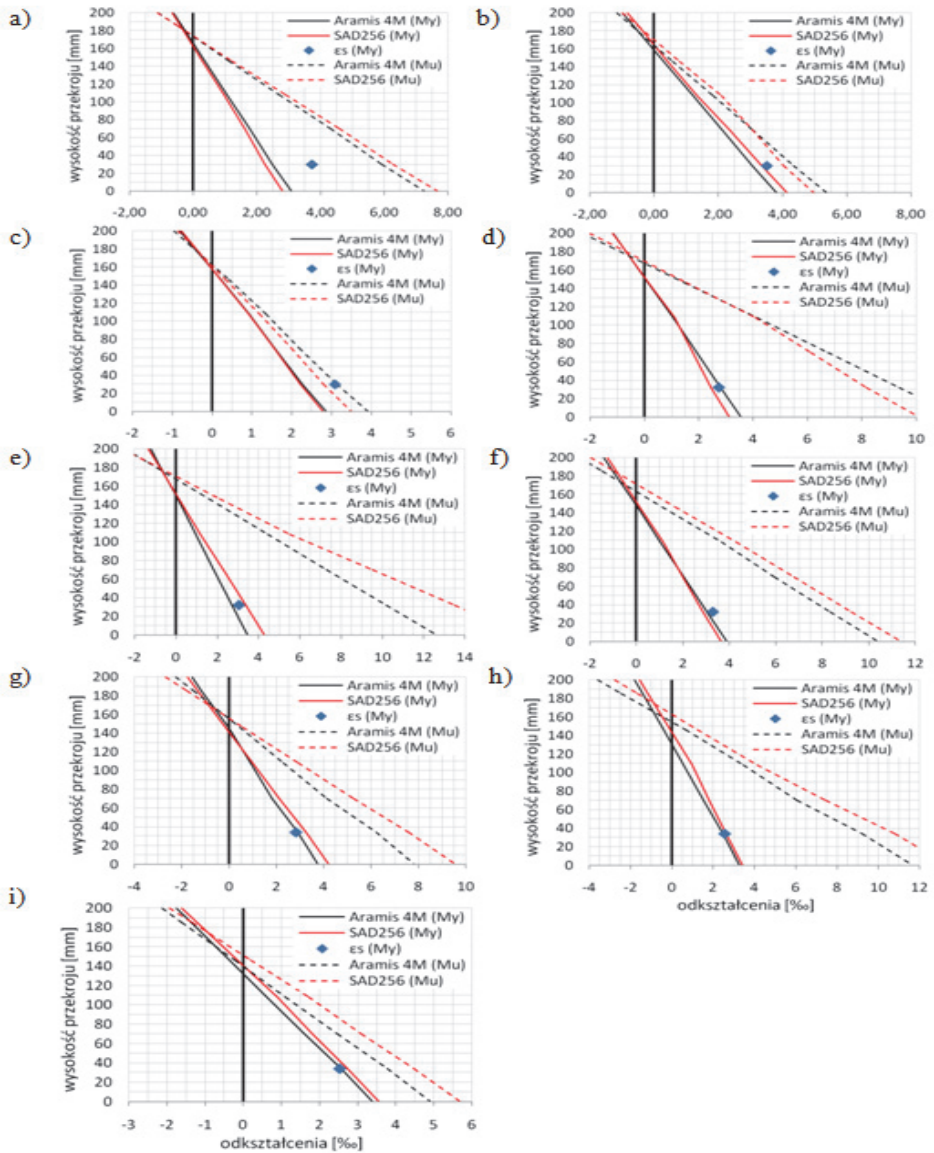
Table 6.9. Experimental values of yielding moments (M_y) and bending capacity (M_u) (Ziarkiewicz 2018)

Oznaczenie elementu	Moment uplastycznienia zbrojenia rozc.	Przyrost momentu w wyniku zastosowania włókien	Względny przyrost momentu	Nośność na zginanie	Przyrost momentu w wyniku zastosowania włókien	Względny przyrost momentu
	M_y			M_u		
	[kNm]		[%]	[kNm]		[%]
B1	8,70	-	-	9,60	-	-
BF1	13,00	4,30	49	13,33	3,73	39
BF1a	13,14	4,44	51	13,70	4,10	43
B2	18,70	-	-	20,03	-	-
BF2	22,70	4,00	21	24,06	4,03	20
BF2a	24,90	6,20	33	25,85	5,82	29
B3	32,20	-	-	33,76	-	-
BF3	35,51	3,31	10	38,67	4,91	15
BF3a	36,02	3,82	12	36,73	2,97	9

Na rysunku 6.30 przedstawiono rozkłady odkształceń przekroju oraz zbrojenia rozciąganego belek z drobnokruszywowego fibrokompozytu dla momentu uplastycznienia (M_y) i nośności na zginanie (M_u). Na podstawie podanych wykresów można wyznaczyć wysokość strefy ściskanej rozpatrywanego przekroju. Dla momentu M_y , wysokość strefy ściskanej wynosi 36-43 mm dla belek serii 1, 48-50 mm dla belek serii 2 i 58-64 mm, a dla belek serii 3. W belkach z włóknami strefa ściskana była większa niż w elementach bez dodatku włókien stalowych o ok. 8%.

Włókna stalowe spowodowały istotny przyrost analizowanych momentów. Wzrost momentu M_y wyniósł średnio 4,35 kNm, zaś M_u o 4,26 kNm w stosunku do odpowiednich momentów belek bez włókien. W przypadku belek serii 1 na skutek zastosowania włókien stalowych momenty zwiększyły się średnio o 46%, natomiast dla belek serii 3 średnio o 12%. Wyniki badań dowodzą, że dodatek włókien stalowych w elementach zginanych wykonanych z drobnokruszywowego kompozytu na bazie piasków odpadowych umożliwia częściową redukcję zbrojenia konwencjonalnego.

Przyrost nośności na zginanie jest największy dla belek bez dodatku włókien stalowych i wynosi od 5 do 11%. Dla belek z włóknami wzrost ten wynosi od 2 do 9% (Głodkowska i Ziarkiewicz 2018a). Nie wystąpił natomiast wyraźny wpływ włókien stalowych na wartości odkształceń, przy których osiągnięto uplastycznienie zbrojenia rozciąganego i maksymalną nośność. Dla elementów zbrojonych prętami #8 odkształcenia odpowiadające nośności M_u w belce B1 były znacznie większe niż odkształcenia w belkach BF1 i BF1a, w przeciwieństwie do elementów serii 2. Dla elementów zbrojonych prętami #16 zaobserwowane odkształcenia, odpowiadające M_u w belkach B3 i BF3a, były znacznie mniejsze niż w belce BF3 (Głodkowska i Ziarkiewicz 2018a). Przyczyną było zmiażdżenie strefy ściskanej elementów zginanych. Należy zaznaczyć, iż zmiażdżenie strefy ściskanej nastąpiło przy odkształceniach krawędzi ściskanej mniejszych od 3%.



Rys. 6.30. Rozkłady odkształceń na wysokości przekroju dla momentu uplastycznienia (M_y) i nośności na zginanie (M_u) belek: a). B1, b). BF1, c). BF1a, d). B2, e). BF2, f). BF2a, g). B3, h). BF3, i). BF3a (Ziarkiewicz 2018)

Fig. 6.30. Strain distribution at cross-section for yielding moment (M_y) and ultimate moment capacities (M_u) of beams: a). B1, b). BF1, c). BF1a, d). B2, e). BF2, f). BF2a, g). B3, h). BF3, i). BF3a (Ziarkiewicz 2018)

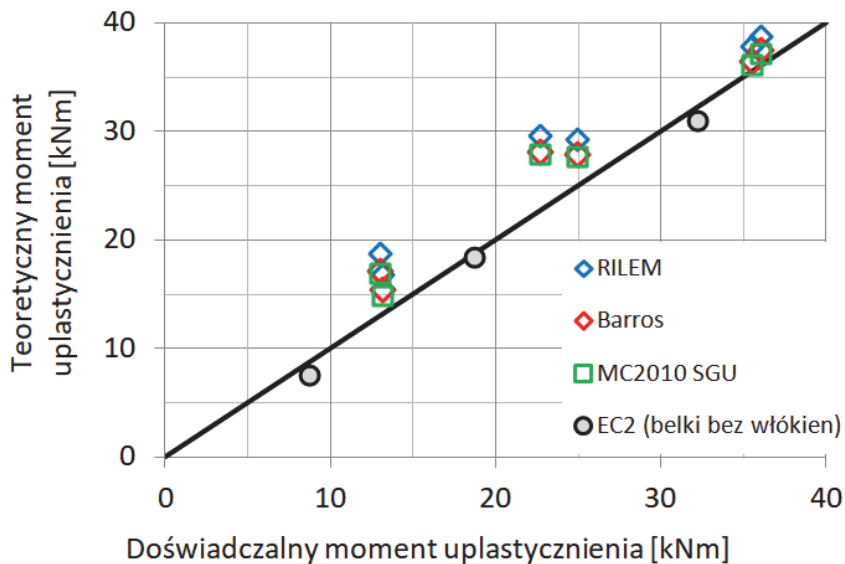
Momenty otrzymane na drodze eksperymentalnej M_y i M_u porównano z teoretycznymi, wyznaczonymi metodami RILEM TC-162-TDF oraz Model Code 2010. Uwzględniono korektę metody RILEM podaną przez Barrosa (Barros i in. 2005). W obliczeniach przyjęto średnie wartości drobnokruszywowego fibrokompozytu i stali zbrojeniowej. Obliczenia wykonano tzw. procedurą wielowarstwowego przekroju, pierwotnie zaproponowaną przez Hordijka (Hordijk 1991). Sposób ten polega na podziale przekroju zginanego na poziome warstwy o względnie małych grubościach. Każdej takiej warstwie przyporządkowuje się odpowiednie naprężenia zgodnie z modelami konstytutywnymi użytych materiałów (RILEM TC-162-TDF 2003, Model Code 2010, Barros i in. 2005). W obliczeniach analizowane przekroje dzielono na 500 warstw, co zapewnia wysoką dokładność wyników (Głodkowska i Ziarkiewicz 2018a).

Momenty uplastycznienia $M_{y,obl}$ obliczone wg RILEM TC-162-TDF i Model Code 2010 dla belek bez dodatku włókien są porównywalne z wartościami eksperymentalnymi (Głodkowska i Ziarkiewicz 2018a). Są one nieco mniejsze, a stosunek wartości obliczonej do eksperymentalnej zawiera się w przedziale od 0,87-0,99. W przypadku belek z włóknami różnice są zdecydowanie większe. Należy podkreślić, że wyniki obliczeń każdą analizowaną metodą są zawyżone względem wartości eksperymentalnych. Największe różnice uzyskano w przypadku stosowania metody wg. RILEM TC-162-TDF. Stosunek momentów $M_{y,obl}/M_y$ zawiera się w przedziale od 1,07 do 1,44. Metoda wg. RILEM TC-162-TDF zawyża wartości momentu M_y średnio o 22%. Korekta tej metody zaproponowana przez Barrosa (Barros i in. 2005) pozwoliła na zmniejszenie różnicy w wartościach momentów obliczeniowych do eksperymentalnych. Moment M_y w tym przypadku jest zawyżony średnio o 16%. Podobny rezultat otrzymano w wyniku obliczeń wg Model Code 2010 przyjmując model SGU.

W przypadku nośności na zginanie $M_{u,obl}$ obliczonych dla odkształceń pomierzonych w chwili osiągnięcia doświadczalnego momentu M_u rezultat jest podobny. Dla belek bez włókien stosunek momentu obliczonego do eksperymentalnego jest bliski jedności (0,96-1,05). Dla belek z włóknami obliczone nośności są większe niż nośności doświadczone średnio o 23% i 19% (metoda RILEM TC-162-TDF i Model Code 2010) oraz o 17% (propozycja Barrosa).

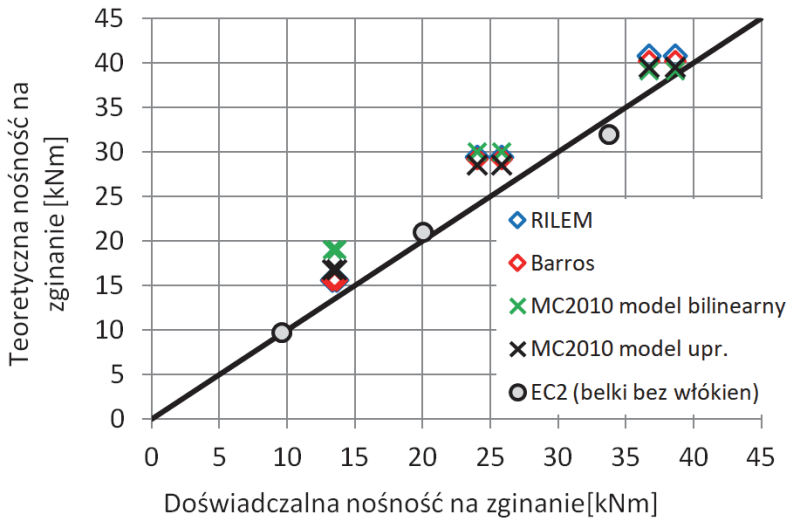
W przypadku nośności na zginanie $M_{u,obl}$, obliczonych dla odkształceń granicznych wg RILEM TC-162-TDF i wg. Model Code 2010, również otrzymano większe wartości obliczeniowe od doświadczalnych. Różnice są jednak mniejsze. Moment $M_{u,obl}$ obliczony zgodnie z Model Code 2010, przy przyjęciu modelu bilinearnego SGN jest większy od momentu eksperymentalnego średnio o 14%. Przyjmując natomiast model prostokątny (uproszczony) moment obliczeniowy jest większy średnio o 9% od momentu doświadczalnego. Stosunki $M_{u,obl}/M_u$ dla tych metod charakteryzują się jednak większym współczynnikiem zmienności niż dla metody RILEM, czy propozycji Barros.

Zgodność teoretycznych i doświadczalnych momentów uplastycznienia i nośności na zginanie w analizowanych wariantach przedstawiono na rysunkach 6.31-6.33.



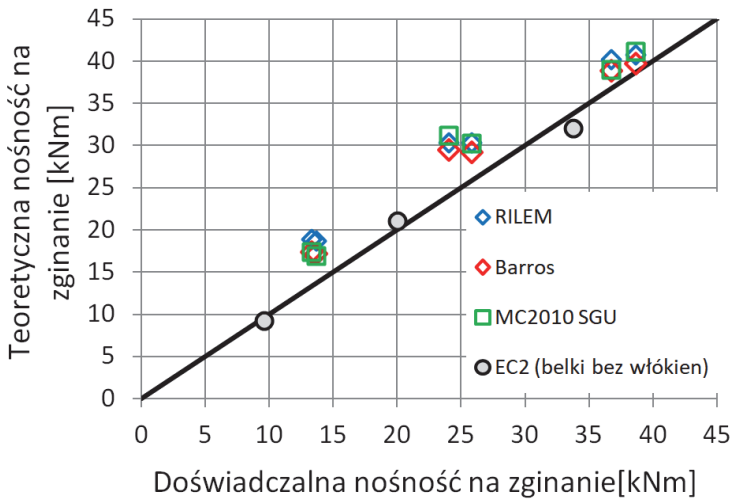
Rys. 6.31. Zgodność teoretycznych i doświadczalnych momentów uplastycznienia badanych belek

Fig. 6.31. Comparison of theoretical and experimental yielding moments of tested beams



Rys. 6.32. Zgodność doświadczalnych i teoretycznych nośności na zginanie obliczonych dla odkształceń pomierzonych

Fig. 6.32. Comparison of theoretical and experimental ultimate moment capacities calculated for the measured strains



Rys. 6.33. Zgodność doświadczalnych i teoretycznych nośności na zginanie obliczonych dla odkształceń granicznych

Fig. 6.33. Comparison of theoretical and experimental ultimate moment capacities calculated for limit strains

W podsumowaniu należy podkreślić, że metodą najdokładniej opisującą momenty M_y i M_u jest propozycja Barrosa (zawyża analizowane momenty o 13-17%). Najbliższy jedności stosunek $M_{u,obl}/M_u$ podaje metoda uproszczona wg Model Code 2010. Metody uproszczone na ogół są bardziej bezpieczne niż metody dokładne, a zatem momenty obliczone przy ich użyciu powinny być mniejsze, a przez to bliższe wartością doświadczalnym w analizowanym przypadku. Podsumowując wyniki badań i obliczenia przedstawione w pracach (Głodkowska i Ziarkiewicz 2018a, Ziarkiewicz 2018)) należy stwierdzić, że **metoda wg RILEM oraz wg Model Code 2010 nie powinny być w obecnej formie stosowane do projektowania zginanych elementów konstrukcyjnych wykonanych z fibrokompozytów drobnokruszywowych.**

Na podstawie przeprowadzonej analizy wyników badań i obliczeń ostatecznie stwierdzono:

1. Drobnokruszywowe kompozyty cementowe na bazie piasków odpadowych bez dodatku włókien zachowują się jak beton zwykły w zginanych elementach ze zbrojeniem konwencjonalnym. Rezultaty obliczeń nośności takich elementów wg RILEM TC-162-TDF i wg. Model Code 2010 są w pełni satysfakcjonujące.
2. Dodatek włókien stalowych w istotny sposób poprawia nośność na zginanie elementów wykonanych z drobnokruszywowych fibrokompozytów, dzięki czemu możliwa jest redukcja zbrojenia konwencjonalnego.
3. Biorąc pod uwagę właściwości mechaniczno-fizyczne drobnokruszywowego fibrokompozytu wytworzonego z piasków odpadowych oraz wyniki badań nośności na zginanie belek wykonanych z tego kompozytu można przypuszczać, że sprawdzi się on, jako materiał konstrukcyjny, co stwarza nowe możliwości zagospodarowania odpadowego kruszywa drobnego.
4. W przypadku elementów wykonanych z drobnokruszywowego fibrokompozytu wytworzonego z piasków odpadowych momenty zginające obliczone wg metody RILEM TC-162-TDF i wg. Model Code 2010 są większe od wartości eksperymentalnych. Uzyskane wyniki wskazują na konieczność dokonania korekty tych metod w celu ich zastosowania do wymiarowania zginanych elementów wykonanych z takiego kompozytu. Do podobnych wniosków doszli także inni badacze zajmujący się klasycznym fibrobetonem.

6.3.1.3. Zarysowanie

Zagadnieniu szerokości rozwarcia rys w elementach fibrobetonowych zbrojonych prętami stalowymi poświęcono wiele prac (Ibrahim i Luxmore 1986, Al-Taani i Al-Feel 1989, Tan i in. 1995, Domski 2005, Dupont 2003). Jednak w ujęciu praktycznym najbardziej znane są propozycje zawarte w RILEM TC-162-TDF oraz w Model Code 2010. Są to przepisy stosunkowo nowe, a ilość przeprowadzonych badań mających na celu ocenę metod jest wciąż niewystarczająca szczególnie, że wyniki tych prac nie są zbieżne. W odniesieniu do metody RILEM TC-162-TDF Domski słusznie zauważył, że nie uwzględnia ona wpływu zawartości włókien na rozstaw rys (Domski 2005). Kelpsa z zespołem (Kelpsa i in. 2014) wykazali, że szerokości rozwarcia rys obliczone wg RILEM TC-162-TDF są zdecydowanie zawyżone względem wyników badań własnych. Oceniając metodę obliczania szerokości rozwarcia rys wg Model Code 2010 Tiberti i zespół zauważyli, że na rozstaw rys w osiowo rozciąganych elementach ze zbrojeniem konwencjonalnym istotny wpływ ma wytrzymałość matrycy na ściskanie, co nie jest uwzględnione (Tiberti i in. 2014). Konieczność korekty tej metody zauważyli także Biolzi i Cattaneo (Biolzi i Cattaneo 2017). Pomierzone w trakcie badań własnych (Głodkowska i Ziarkiewicz 2018) szerokości rozwarcia rys i ich rozstaw były znacznie większe niż wartości obliczeniowe. Taka sytuacja skłania do prowadzenia dalszych prac badawczych, w celu udoskonalenia wymienionych metod.

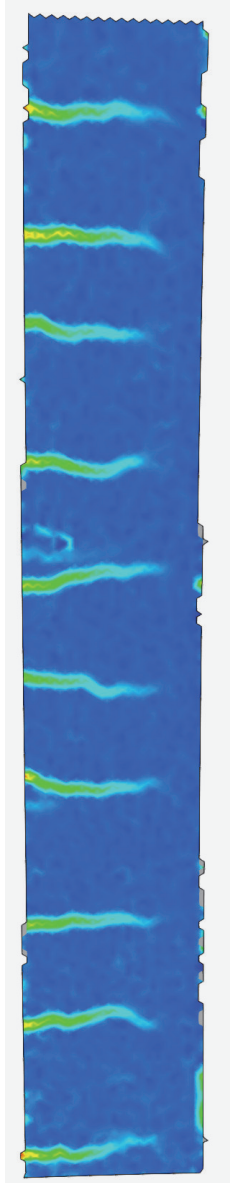
Celem badań (Głodkowska i Ziarkiewicz 2018) była ocena wpływu włókien stalowych na szerokości rozwarcia rys i ich rozstaw na przykładzie zginanych belek wykonanych z fibrokompozytu na bazie piasków odpadowych. Ocenie poddano także metody obliczania rys wg RILEM TC-162-TDF i wg Model Code 2010, a także wybrane propozycje korekty tych metod. Uzyskane wyniki badań stanowią pewien krok w kierunku udoskonalenia istniejących sposobów obliczeniowych. Kolejno starano się wykazać, że opracowany drobnokruszywowy fibrokompozyt może być stosowany do wytwarzania zginanych elementów konstrukcyjnych w aspekcie stanu granicznego zarysowania.

Obrazy zarysowania belek w chwili uplastycznienia zbrojenia rozciąganego, opracowane przy użyciu systemu Aramis 4M, przedstawiono na rysunkach 6.34–6.36 (Głodkowska i Ziarkiewicz 2018). Z obrazów tych wynika, że w przypadku belek bez włókien powstawało mniej rys, których rozstaw i szerokości rozwarcia charakteryzowały się niewielką zmiennością. W elementach z włóknami i strzemionami pojawiało się natomiast więcej rys, o większej nieregularności. W belkach z włóknami i bez strzemion zaobserwowano najwięcej rys, co skutkuje najmniejszym ich rozstawem i szerokością rozwarcia w stosunku do pozostałych belek. Dla przykładu, szczegółowo omówiono właśnie te obrazy (rys. 6.36). Widać, że w belkach bez włókien ze strzemionami obserwowano większe rozstawy i szerokości rozwarcia rys niż w belkach z włóknami, przy czym rozstaw rys miał charakter bardziej regularny (rys. 6.36a). Najmniejsze szerokości rys i ich rozstawy zaobserwowano dla belek bez włókien i bez strzemion, jednak wielkości te charakteryzowały się znacznie większym rozrzutem (rys. 6.36b, 6.36c). Wskaźniki zmienności rozstawu rys wynosiły od 18 do 42% dla belek bez włókien oraz od 38 do 49% dla belek z włóknami. Zaobserwowano również istotny wpływ obecności strzemion na rozstaw i szerokość rys. W belkach z włóknami bez strzemion (rys. 6.36c) wielkości te są mniejsze niż w belkach z włóknami i strzemionami (rys. 6.36b).

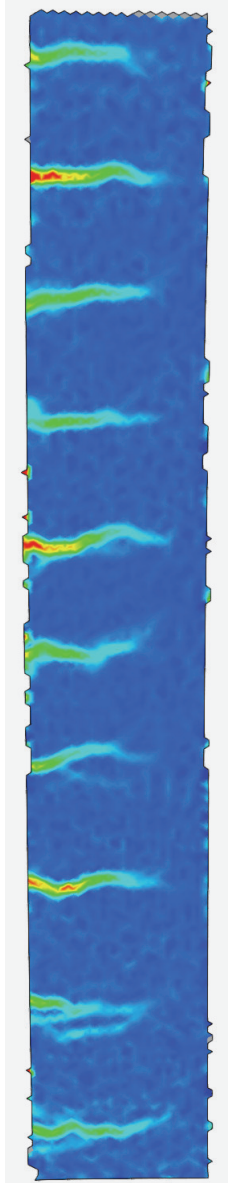
Podstawowym parametrem teorii żelbetu opisującym przejście elementu zginanego z pierwszej fazy pracy do drugiej jest moment zarysowania. Poprzez użycie w badaniach systemu Aramis 4M, który umożliwiał precyzyjną obserwację w sposób ciągły powierzchni belki, uchwycenie chwili pojawienia się pierwszej rysy było łatwe. Użyta technika umożliwiała pomiar dowolnych wydłużeń na badanej powierzchni z dokładnością do 0,001 mm co umożliwiło wykrycie obszarów powstawania mikrorys. Zjawisko powstawania mikrorys nie może być jednak traktowane, jako zarysowanie (Mianowski 1976), dlatego też uznawano, że moment rysujący jest osiągnięty, gdy szerokość rozwarcia którejkolwiek z mierzonych rys wynosiła 0,01 mm.

W tabeli 6.10 przedstawiono wartości momentów rysujących doświadczalnych ($M_{cr,exp}$) i obliczeniowych ($M_{cr,pre}$). Z analizy pomierzonych wielkości wynika, że w belkach z dodatkiem włókien stalowych momenty rysujące są większe średnio o 69% niż w belkach bez włókien. Korzystny wpływ włókien jest jednak mocno zróżnicowany.

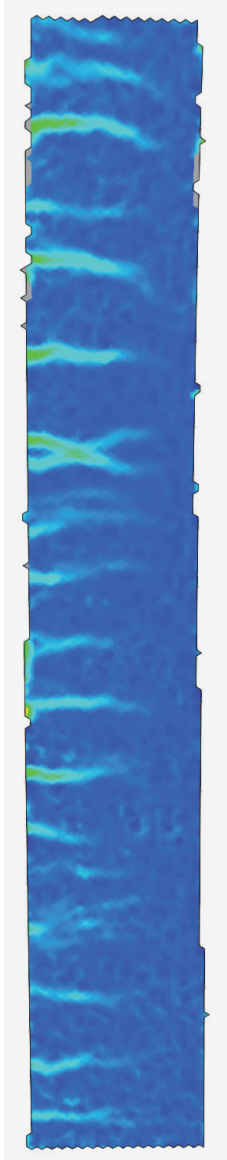
Belka B1



Belka BF1

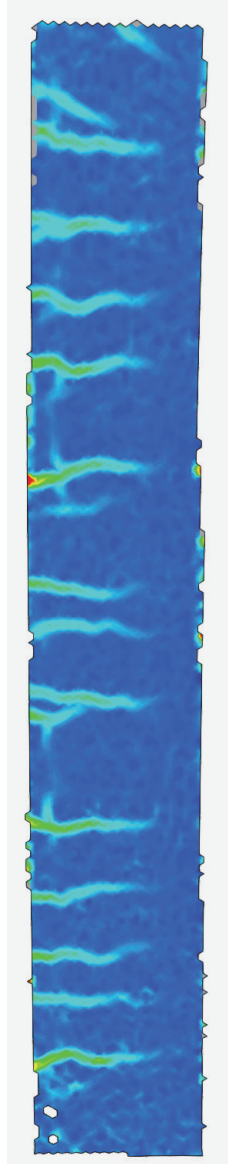


Belka BF1a

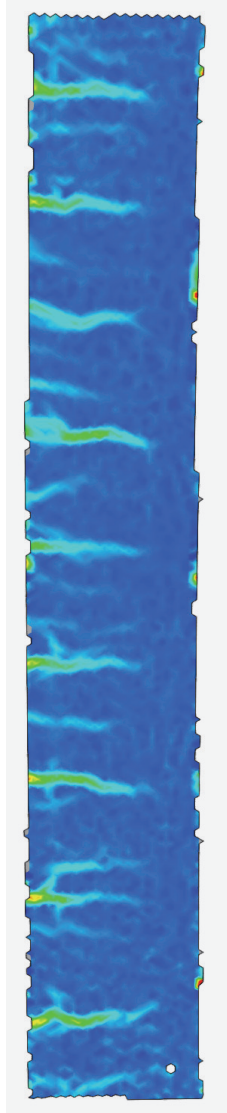


Rys. 6.34. Zarysowanie belek serii 1 (B1) w chwili uplastycznienia zbrojenia rozciąganego
Fig. 6.34. Crack pattern of beams from series 1 (B1) at the moment of tensile reinforcement yielding

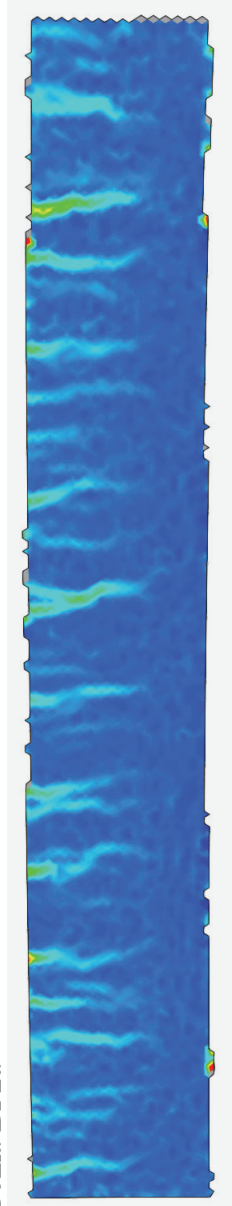
Belka B2



Belka BF2

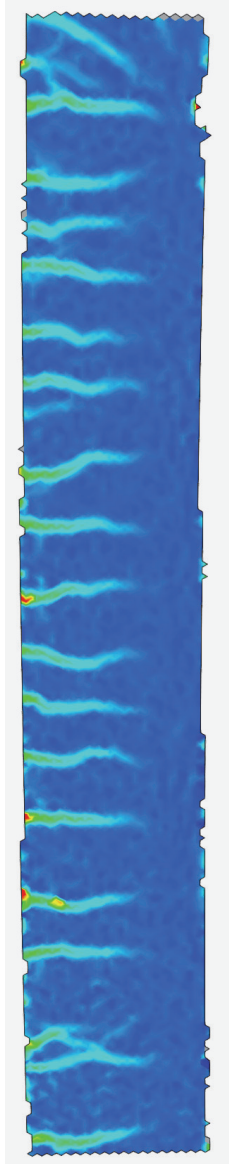


Belka BF2a

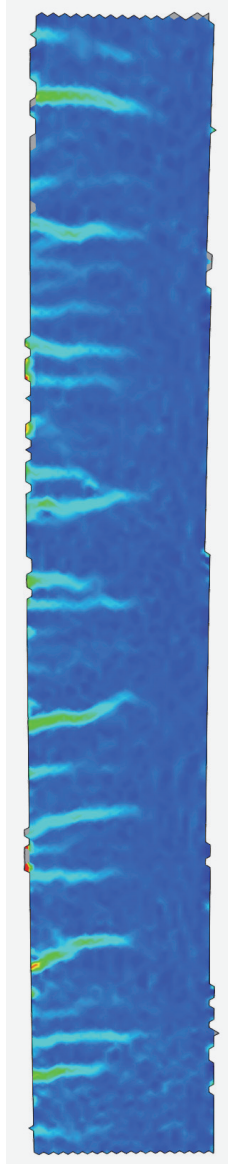


Rys. 6.35. Zarysowanie belek serii 2 (B2) w chwili uplastycznienia zbrojenia rozciągającego
Fig. 6.35. Crack pattern of beams from series 2 (B2) at the moment of tensile reinforcement yielding

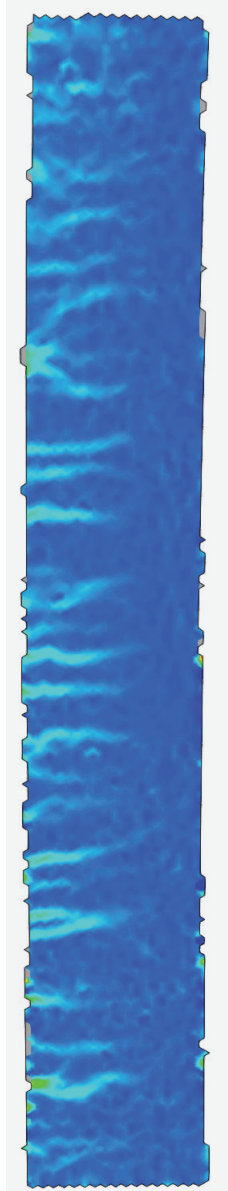
Belka B3



Belka BF3



Belka BF3a



Rys. 6.36. Zarysowanie belek serii 3 (B3) w chwili uplastycznienia zbrojenia rozciągającego
Fig. 6.36. Crack pattern of beams from series 3 (B3) at the moment of tensile reinforcement yielding

Tabela 6.10. Zestawienie wartości doświadczalnych i obliczeniowych momentów rysujących belek objętych badaniami (Głodkowska i Ziarkiewicz 2018)

Table 6.10. Comparison of experimental and theoretical cracking moments of tested beams (Głodkowska and Ziarkiewicz 2018)

Element	Doświadczalny moment rysujący $M_{cr,exp}$	Teoretyczny moment rysujący $M_{cr,pre}$		$M_{cr,pre}/M_{cr,exp}$	
		Dla $f_{ct,sp}$	Dla $f_{ct,L}^f$	Dla $f_{ct,sp}$	Dla $f_{ct,L}^f$
	[kNm]			[-]	
B1	2,3	3,15	3,43	1,43	1,56
BF1	3,5	6,92	4,51	1,98	1,29
BF1a	4,7			1,47	0,96
B2	2,6	3,31	3,61	1,27	1,39
BF2	2,6	7,25	4,72	2,79	1,82
BF2a	4,5			1,61	1,05
B3	2,6	3,51	3,82	1,35	1,47
BF3	4,0	7,63	4,97	1,91	1,24
BF3a	5,6			1,36	0,89
Średnia dla belek bez włókien [-]				1,35	1,47
Odchylenie standardowe [-]				0,08	0,09
Współczynnik zmienności [%]				6	6
Przedział ufności dla $\alpha = 0,05$ [-]				1,11-1,59	1,20-1,74
Średnia dla belek z włóknami [-]				1,85	1,21
Odchylenie standardowe [-]				0,52	0,34
Współczynnik zmienności [%]				28	28
Przedział ufności dla $\alpha = 0,05$ [-]				1,25-2,45	0,82-1,60

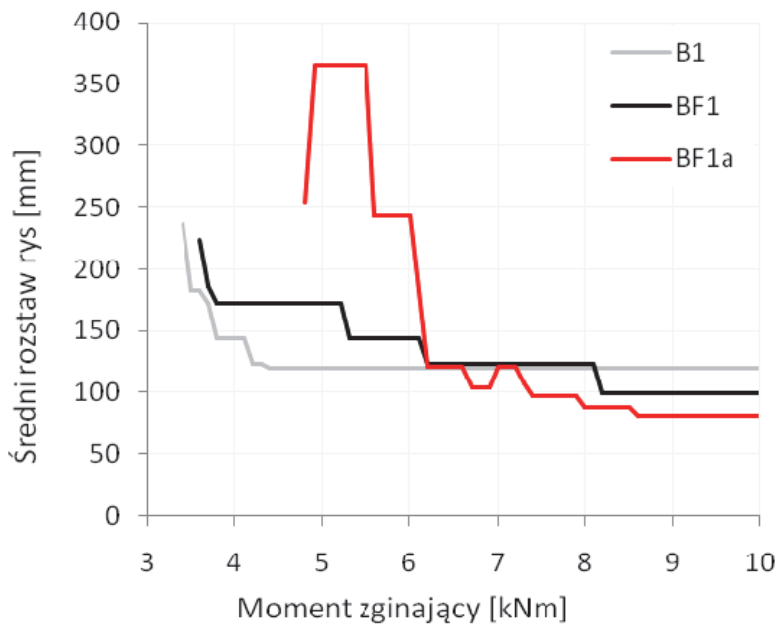
Na przykład w belce BF2 moment rysujący jest identyczny, jak w belce B2. Dla odmiany w belce BF3a moment ten jest ponad dwa razy większy niż w belce B3. Tak duży rozrzut wyników jest konsekwencją losowego charakteru rozmieszczenia włókien, co jest też obserwowalne w badaniu wytrzymałości resztkowych (por. rozdz. 4.2.4). Nie bez znaczenia jest też obecność strzemion. Analizując pomierzone momenty

rysujące można zauważyć, że w belkach bez strzemion momenty rysujące są większe średnio o 50% niż w belkach ze strzemionami. Obecność strzemion utrudnia korzystny rozkład włókien w najbliższym otoczeniu pręta oraz wskutek lokalnego osłabienia przekroju belki sprzyja powstaniu pierwszej rysy. Wpływ obecności strzemion na momenty rysujące jest więc bardzo istotny.

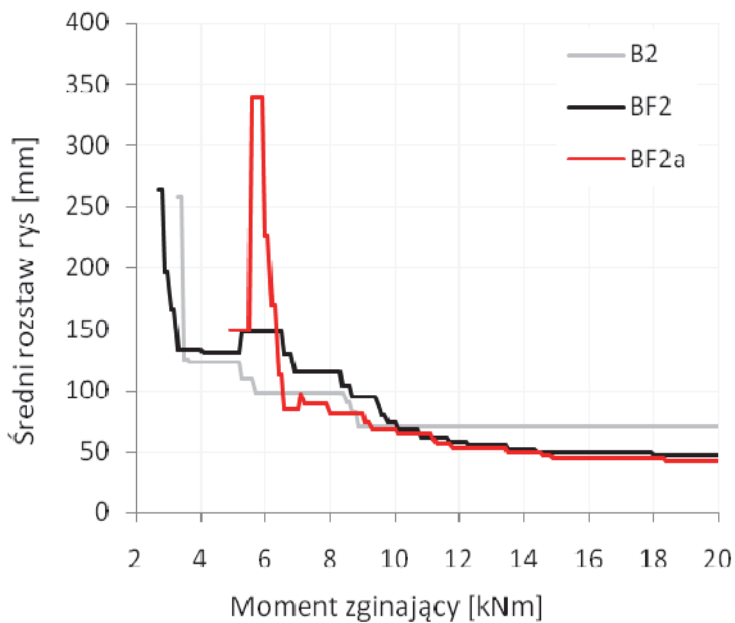
Obliczeniowe momenty rysujące ($M_{cr,pre}$) wyznaczono zakładając proporcjonalnie liniowy rozkład naprężeń zarówno w strefie ściskanej, jak i rozciąganej, uwzględniając zbrojenie konwencjonalne. Moment ten obliczono przyjmując wytrzymałość na rozciąganie osiowe wyznaczoną na podstawie wytrzymałości na rozciąganie przy rozłupywaniu ($f_{ct,sp}$) oraz granicy proporcjonalności ($f_{ct,L}^f$), stosując właściwe współczynniki przeliczeniowe wg EC2 (PN-EN 1992-1-1). Obliczone momenty rysujące ($M_{cr,pre}$) w każdym przypadku są większe niż momenty doświadczalne. Okazuje się, że momenty rysujące obliczone przy użyciu $f_{ct,sp}$ dla belek bez włókien lepiej odpowiadają wartościom doświadczalnym, niż momenty rysujące obliczone przy użyciu $f_{ct,L}^f$. W przypadku belek z włóknami sytuacja jest odwrotna. Momenty rysujące obliczone przy użyciu $f_{ct,L}^f$ dla belek z włóknami bardziej odpowiadają wartościom doświadczalnym, niż momenty rysujące obliczone przy użyciu $f_{ct,sp}$. Podkreślić przy tym należy, że uzyskane wyniki charakteryzują się znaczną zmiennością. Współczynniki zmienności w obu przypadkach wynoszą 28%, co jest konsekwencją losowego charakteru rozmieszczenia włókien.

Analizując wykresy przedstawione na rysunku 6.37 można określić długość fazy przejściowej pomiędzy stanem niezarysowanym a stanem ustabilizowanego zarysowania. Dla elementów bez włókien faza ta jest znacznie krótsza niż w przypadku belek z włóknami. Ponadto w fazie przejściowej rozstaw rys w elementach fibrokompozytowych jest większy niż w elementach bez włókien. Wraz ze wzrostem obciążenia w belkach z włóknami nowe rysy pojawiają się wolniej niż w belkach bez włókien. Z chwilą, gdy belki bez włókien osiągną stan ustabilizowanego zarysowania w elementach fibrokompozytowych wciąż pojawiają się nowe rysy. Na ogół proces ten kończy się nie długo przed osiągnięciem momentu uplastycznienia (M_y). Końcowy rozstaw rys w belkach z włóknami, odpowiadający stanowi ustabilizowanego zarysowania, jest mniejszy niż w belkach bez włókien średnio o 26%.

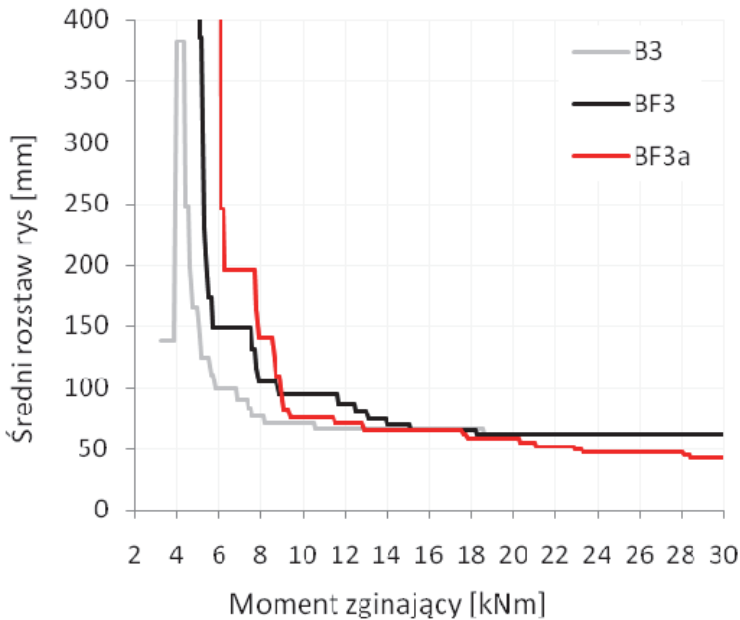
a)



b)



c)



Rys. 6.37. Zależność średniego rozstawu rys od momentu zginającego: a) belki serii 1, b) belki serii 2, c) belki serii 3 (Głodkowska i Ziarkiewicz 2018)

Fig. 6.37. Relation between average crack spacing and bending moment of: a) beam from series 1, b) beam from series 2, c) beam from series 3 (Głodkowska and Ziarkiewicz 2018)

Z analizy wyników badań wynika także, że w belkach z włóknami nieregularność powstałych rys jest na ogół znacznie większa niż w belkach bez włókien. Wskaźnik zmienności rozstawu rys wynosi od 18 do 42% w belkach bez włókien oraz od 38 do 49% w belkach z włóknami. Istotnym parametrem jest także stosunek maksymalnego rozstawu rys do średniego. Dla belek bez włókien wynosi on 1,50, a dla belek z włóknami 1,86.

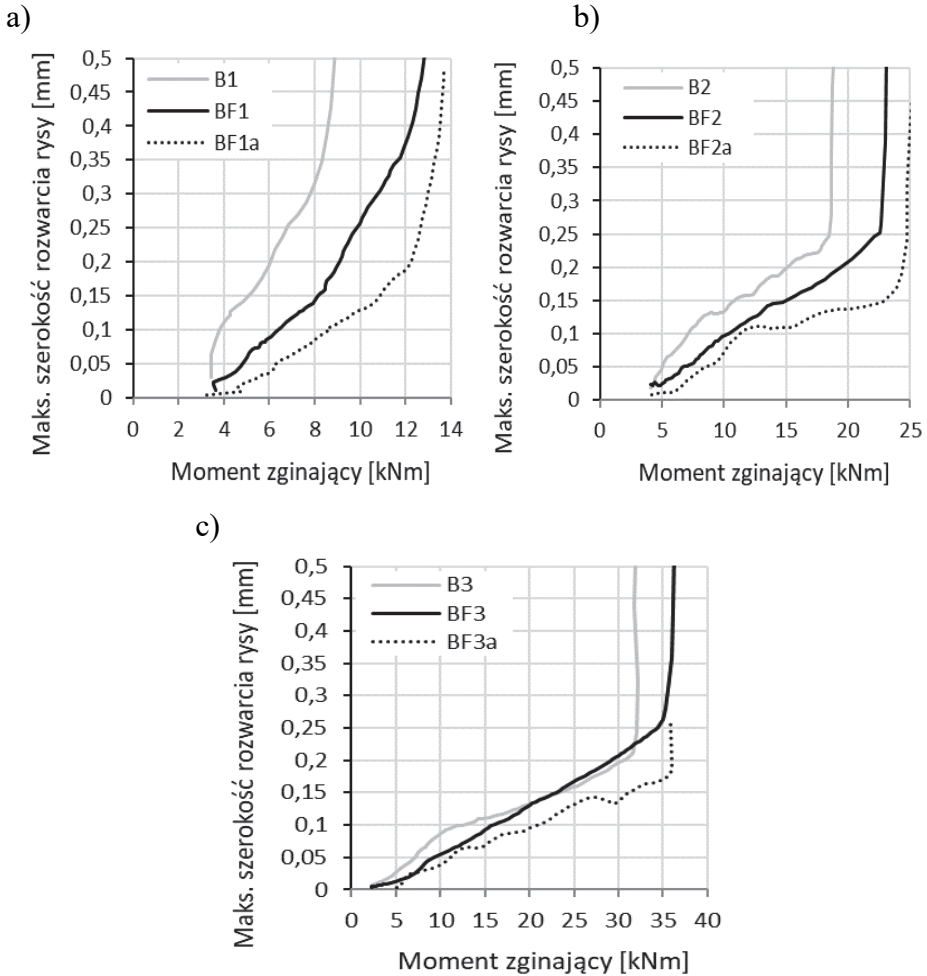
Obliczeniowy rozstaw rys $s_{rm,pre}$ wyznaczono metodą wg. RILEM TC 162-TDF 2003, metodą wg. Model Code 2010, a także propozycją Domskiego (Domski 2005) oraz Kelsy (Kelsa i in. 2014). Wyniki obliczeń przedstawiono w tabeli 6.11. Metoda RILEM TC 162-TDF oraz propozycja Domskiego nie dużo zawyża średni rozstaw rys zarówno dla belek z włóknami, jak i bez. Propozycja Kelsy zawyża maksymalny rozstaw rys w belkach bez włókien o 36%, jednocześnie zaniżając go w belkach z włóknami. Uzyskany rezultat sugeruje, że sposób uwzględnienia wpływu włókien na rozstaw rys jest niewłaściwy. Podobne wnioski wypływają z analizy wyników obliczeń metodą wg Model Code 2010. Odchylenia od wartości eksperymentalnych są jednak znacznie większe w porównaniu z innymi metodami. Maksymalny rozstaw rys w belkach bez włókien jest zawyżony o 44%, a w belkach z włóknami zaniżony o 57%.

Dla wszystkich metod uzyskano podobny wskaźnik zmienności stosunku obliczeniowego rozstawu rys do rozstawu pomierzonego, zawierający się w przedziale od 26% do 32%. Tak duży wskaźnik zmienności jest spowodowany wysoce losowym charakterem zjawiska zarysowania w elementach żelbetowych.

Zależność maksymalnej szerokości rozwarcia rys (w_{max}) od momentu zginającego dla poszczególnych serii badanych belek przedstawiono na rysunku 6.38. Wynika z nich, że wpływ włókien na redukcję rozwartości rys jest znaczny, szczególnie w przypadku belek o małym stopniu zbrojenia konwencjonalnego (rys. 6.38a). Dla belek o największym stopniu zbrojenia nie jest on już tak duży (rys. 6.38c). Przykładowo, maksymalne szerokości rozwarcia rys (w_{max}) w belce B3 i BF3 są bardzo zbliżone. Zaobserwowano również, że dla wszystkich serii belek najmniejsze wartości w_{max} występowały dla belek fibrokompozytowych bez strzemion, co jest zrozumiałe. Obecność strzemion nie tylko osłabia przekrój betonowy ułatwiając przez to pojawienie się rysy, ale także zaburza korzystną dystrybucję włókien stalowych w okolicy pręta strzemiona.

Tabela 6.11. Obliczeniowy rozstaw rys w stanie ustabilizowanego zarysowania (Głodkowska i Ziarkiewicz 2018)
Table 6.11. Theoretical crack spacing in the stabilized cracking stage (Głodkowska and Ziarkiewicz 2018)

Element	Obliczeniowy rozstaw rys									
	RILEM TC 162-TDF		Domski (Domski 2005)		Kelpsa (Kelpsa i in. 2014)		Model Code 2010			
	$S_{rm,pre}$	$S_{rm,pre} / S_{rm,exp}$	$S_{rm,pre}$	$S_{rm,pre} / S_{rm,exp}$	$S_{rm,max,pre}$	$S_{rm,max,pre} / S_{rm,max,exp}$	$S_{rm,max,pre}$	$S_{rm,max,pre} / S_{rm,max,exp}$		
B1	117	0,98	117	0,98	201	1,35	237	1,59		
BF1	84	0,85	83	0,84	86	0,65	47	0,36		
BF1a	84	1,04	83	1,02	86	0,48	47	0,26		
B2	91	1,30	91	1,30	158	1,26	165	1,32		
BF2	70	1,49	69	1,47	86	0,98	49	0,56		
BF2a	70	1,67	69	1,64	86	1,09	49	0,62		
B3	78	1,26	78	1,26	136	1,48	130	1,41		
BF3	61	1,00	61	1,00	87	0,71	50	0,41		
BF3a	61	1,42	61	1,42	87	1,07	50	0,62		
Średnia dla belek bez włókien [-]		1,18	-	1,18	-	1,36	-	1,44		
Średnia dla belek z włóknami [-]		1,24	-	1,23	-	0,83	-	0,47		
Odchylenie standardowe [-]		0,33	-	0,32	-	0,25	-	0,15		
Wskaźnik zmienności [%]		26	-	26	-	30	-	32		
Przedział ufności dla $\alpha = 0,05$ [-]		0,86-1,62		0,86-1,60		0,54-1,12		0,30-0,64		



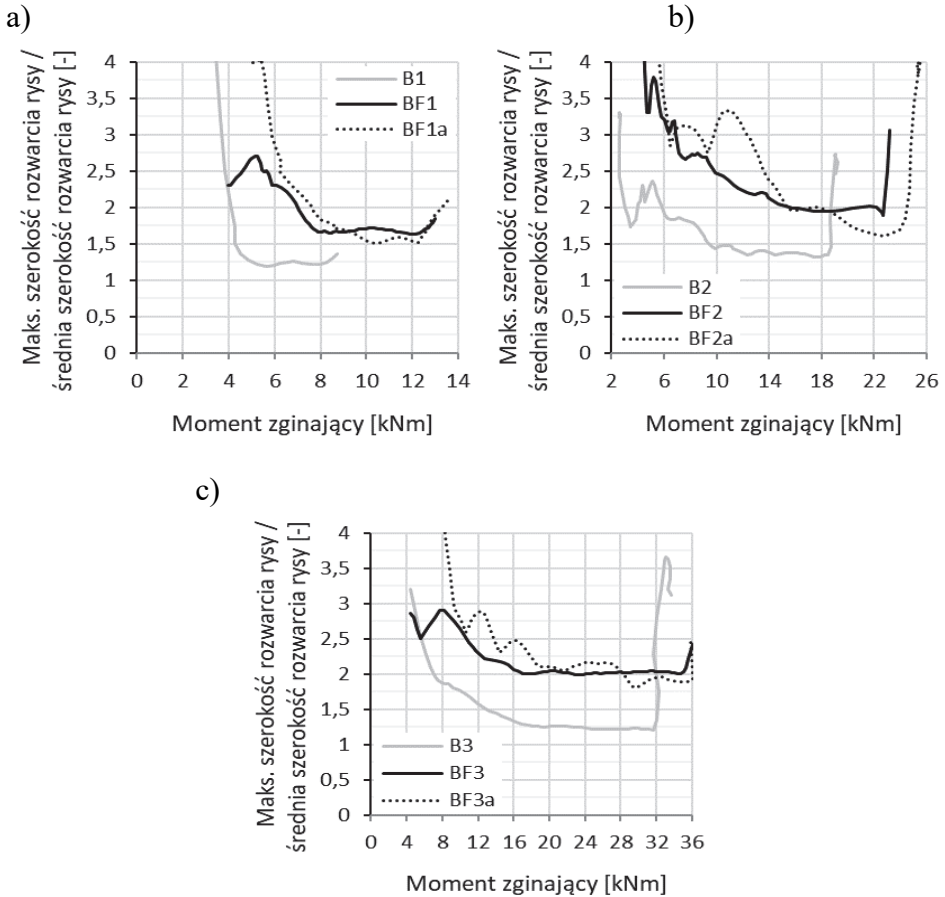
Rys. 6.38. Zależność maksymalnej szerokości rozwarcia rysy od momentu zginającego: a) belki serii 1, b) belki serii 2, c) belki serii 3 (Głodkowska i Ziarkiewicz 2018)

Fig. 6.38. Relation between maximum crack width and bending moment of: a) beam from series 1, b) beam from series 2, c) beam from series 3 (Głodkowska and Ziarkiewicz 2018)

Kolejnym istotnym parametrem w analizie zjawiska zarysowania jest stosunek maksymalnej szerokości rysy do wartości średniej (β). Na rysunku 6.39 przedstawiono relacje stosunku maksymalnej szerokości rys do średniej (β) w zależności od momentu zginającego. Charakter wykresów dla wszystkich belek jest zbliżony. W fazie tworzenia się rys wartość stosunku β jest duża i szybko maleje wraz ze wzrostem momentu zginającego. W fazie ustabilizowanego zarysowania wykresy przyjmują charakter poziomy, szczególnie w przypadku belek ze strzemionami. W belkach bez strzemion charakter wykresu jest bardziej falisty, co wynika z niezakończzonego procesu powstawania kolejnych rys. Gdy moment zginający zbliża się do momentu uplastycznienia wartość β ponownie wzrasta, z powodu gwałtownego przyrostu rozwarości niektórych rys. Stosunek maksymalnej szerokości rys do średniej należy zatem określać w oparciu o poziomy odcinek wykresów (rys. 6.40), który odpowiada stanowi ustabilizowanego zarysowania. Na podstawie analizy wyników badań można stwierdzić, że dla belek z włóknami wartość stosunku β jest istotnie większa niż dla belek bez włókien.

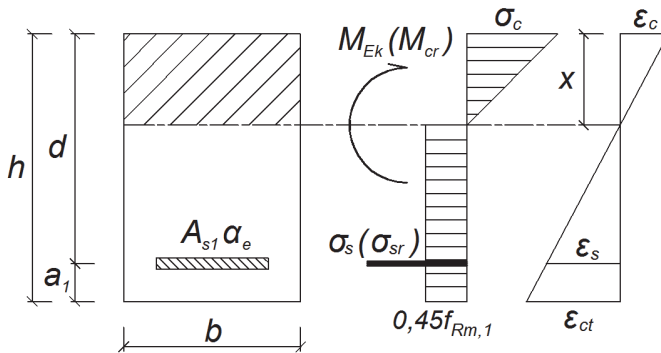
Wykazano, że stosunek maksymalnej szerokości rys do średniej (β) w stanie ustabilizowanego zarysowania wynosi średnio 1,29 dla belek bez włókien, 1,89 dla belek z włóknami i strzemionami oraz 1,83 dla belek z włóknami bez strzemion. Z uwagi na zbliżoną wartość stosunku β dla fibrokompozytowych belek ze strzemionami i bez sprawdzono, czy różnice między nimi są statystycznie istotne. Stwierdzono, że wpływ obecności strzemion na wartość stosunku β jest nieistotny.

Kolejnym istotnym parametrem mającym wpływ na szerokość rozwarcia rys jest naprężenie w stali zbrojenia rozciąganego (σ_s). Naprężenia te są wykorzystywane w każdej metodzie obliczania rys. Poprawne wyznaczenie tych naprężeń stanowi warunek konieczny do obliczenia szerokości rozwarcia rys z zadowalającą dokładnością. Model służący do obliczania naprężeń σ_s przedstawiono na rysunku 6.40.



Rys. 6.39. Relacja maksymalnej szerokości rozwarcia rys do średniej w zależności od momentu zginającego: a) belki serii 1, b) belki serii 2, c) belki serii 3 (Głodkowska i Ziarkiewicz 2018)

Fig. 6.39. Relation between maximum crack width and average crack width depending on bending moment of: a) beam from series 1, b) beam from series 2, c) beam from series 3 (Głodkowska and Ziarkiewicz 2018)



Rys. 6.40. Rozkład naprężeń i odkształceń w fibrobetonowym zarysowanym przekroju zginanym (Kelpsa i in. 2014)

Fig. 6.40. Stress and strain distribution in cracked fiber-reinforced concrete cross-section (Kelpsa et al. 2014)

Na rysunku 6.41 zestawiono obliczeniowe i eksperymentalne średnie naprężenia w stali zbrojenia rozciąganych belek z drobnokruszywowego fibrokompozytu. Do oceny dopasowania wielkości obliczonych i pomierzonych użyto indeksu *IAE* (Integral Absolute Error – całkowity błąd bezwzględny [%]) opisanego wzorem:

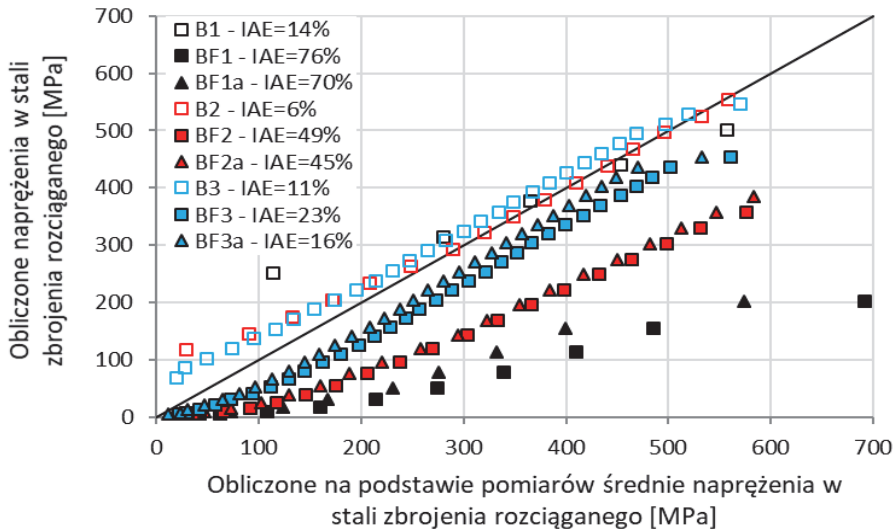
$$IAE = \sum \frac{|Q_i - P_i|}{\sum Q_i}, \quad (6.58)$$

gdzie:

Q_i – wartość eksperymentalna,

P_i – wartości obliczone.

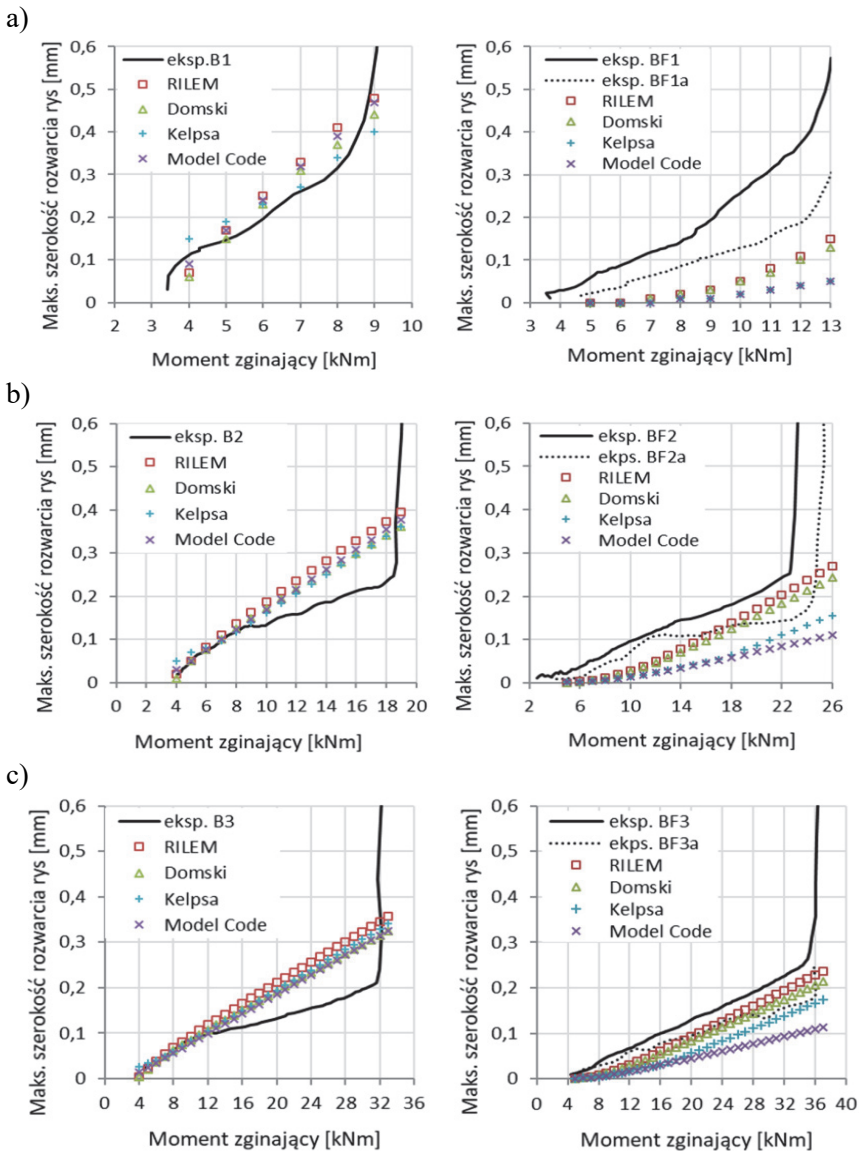
Porównując teoretyczne i eksperymentalne wartości naprężeń σ_s dla belek bez włókien stwierdzono, że zgodność ich wartości jest zadowalająca. Inaczej jest w przypadku belek z włóknami stalowymi. Obliczone wartości naprężenia σ_s są znacznie mniejsze niż doświadczalne. Największe różnice dotyczą belek o najmniejszym stopniu zbrojenia konwencjonalnego. Indeks *IAE* wynosi 76% dla belki BF1 i 70% dla belki BF1a. Im większy jest stopień zbrojenia, tym mniejsze różnice. Dla belki BF3 indeks *IAE* wynosi 23% a dla belki BF3a 16%. Uzyskany rezultat sugeruje, że w analizowanym modelu obliczeniowym (rys. 6.40) wpływ włókien stalowych na naprężenia σ_s jest zawyżony.



Rys. 6.41. Porównanie obliczonych i eksperymentalnych średnich naprężeń w zbrojeniu rozciągającym (Głodkowska i Ziarkiewicz 2018)

Fig. 6.41. Comparison of calculated and experimental average stresses in tensile reinforcement (Głodkowska and Ziarkiewicz 2018)

Dla tak wyznaczonych naprężeń w stali zbrojenia rozciąganego obliczono maksymalną szerokość rozwarcia rys metodą RILEM TC 162-TDF 2003, propozycją Domskiego (Domski 2005) i Kelpsya (Kelpsya i in. 2014) oraz metodą wg Model Code 2010. Wyniki obliczeń przedstawiono na rysunku 6.42 w postaci zależności maksymalnej szerokości rozwarcia rys od momentu zginającego. Do oceny rozbieżności pomiędzy wartościami obliczonymi a doświadczalnymi użyto indeksu IAE . Jak się okazuje dobrą zgodność uzyskano tylko w przypadku belki B1. Dla wszystkich analizowanych metod, w tym przypadku, wartość IAE nie przekracza 22%. Dla pozostałych belek rozbieżności są już znaczne. W przypadku belek bez włókien B2 i B3 zgodność obliczonej wartości w_{max} i pomierzonej jest bardzo dobra tylko w początkowej fazie obciążenia. Dla momentu zginającego przekraczającego 50% momentu uplastycznienia zbrojenia rozciąganego (M_y) (dla belki B2) i 30% momentu M_y (dla belki B3) obserwuje się nieco wolniejszy przyrost szerokości w_{max} , niż wynika to z metod obliczeniowych.



Rys. 6.42. Doświadczalne i obliczeniowe zależności maksymalnej szerokości rozwarcia rys od momentu zginającego: a) belki serii 1, b) belki serii 2, c) belki serii 3 (Głodkowska i Ziarkiewicz 2018)

Fig. 6.42. Calculated and experimental relations between maximum crack width and bending moment of: a) beam from series 1, b) beam from series 2, c) beam from series 3 (Głodkowska and Ziarkiewicz 2018)

W skrajnym przypadku wartość teoretyczna w_{max} jest większa od eksperymentalnej o 62% (dla belki B2, metoda RILEM) i 70% (dla belki B3, metoda RILEM). Wskaźniki IAE w zależności od metody zawierają się w przedziale od 36 do 45% dla belki B2 i od 38 do 54% dla belki B3. W przypadku belek z włóknami sytuacja jest odwrotna. Analizowane metody wg RILEM i wg. Model Code 2010 zaniżają wartość w_{max} w stosunku do wartości doświadczalnych. Okazuje się, że wraz ze wzrostem stopnia zbrojenia konwencjonalnego błąd IAE maleje. Dla belek BF1 i BF1a zawiera się on w przedziale od 57 do 92%, a dla belek BF3 i BF3a w przedziale od 18 do 63%. Przeprowadzona analiza wykazała, że metodą najlepiej opisującą maksymalną szerokość rozwarcia rysy jest metoda RILEM TC 162-TDF oraz jej korekta zaproponowana przez Domskiego. Dla tych metod otrzymano najmniejsze błędy IAE . Podkreślić jednak należy, że są one zdecydowanie niezadowolające zarówno dla belek z włóknami, jak i bez. W przypadku belek fibrokompozytowych przyczyn tego stanu rzeczy należy doszukiwać się przede wszystkim w sposobie wyznaczania naprężeń σ_s . Jednak w przypadku belek bez włókien, tak duże wartości błędów IAE są zaskakujące, szczególnie wobec faktu, że naprężenia σ_s zostały wyznaczone poprawnie.

Na podstawie przeprowadzonej analizy wyników badań i obliczeń stwierdzono:

1. W belkach z dodatkiem włókien stalowych momenty rysujące (M_{cr}) są większe średnio o 69% niż w belkach bez włókien.
2. Momenty rysujące (M_{cr}) obliczone w oparciu o granicę proporcjonalności ($f_{ct,L}^f$) dobrze odpowiadają wartościom eksperymentalnym. Przyjmując do obliczeń momentu rysującego M_{cr} wytrzymałość na rozciąganie przy rozłupywaniu ($f_{ct,sp}$) popełnia się znacznie większy błąd.
3. Faza przejściowa pomiędzy stanem niezarysowanym a stanem ustabilizowanego zarysowania w belkach bez włókien jest znacznie krótsza niż w przypadku belek z włóknami.
4. Średni końcowy rozstaw rys (s_{rm}) w belkach z włóknami jest mniejszy niż w belkach kontrolnych średnio o 26%.
5. Stosunek maksymalnego rozstawu rys do średniego (s_{rmax}/s_{rm}) dla belek bez włókien wynosi 1,50 a dla belek z włóknami 1,86.

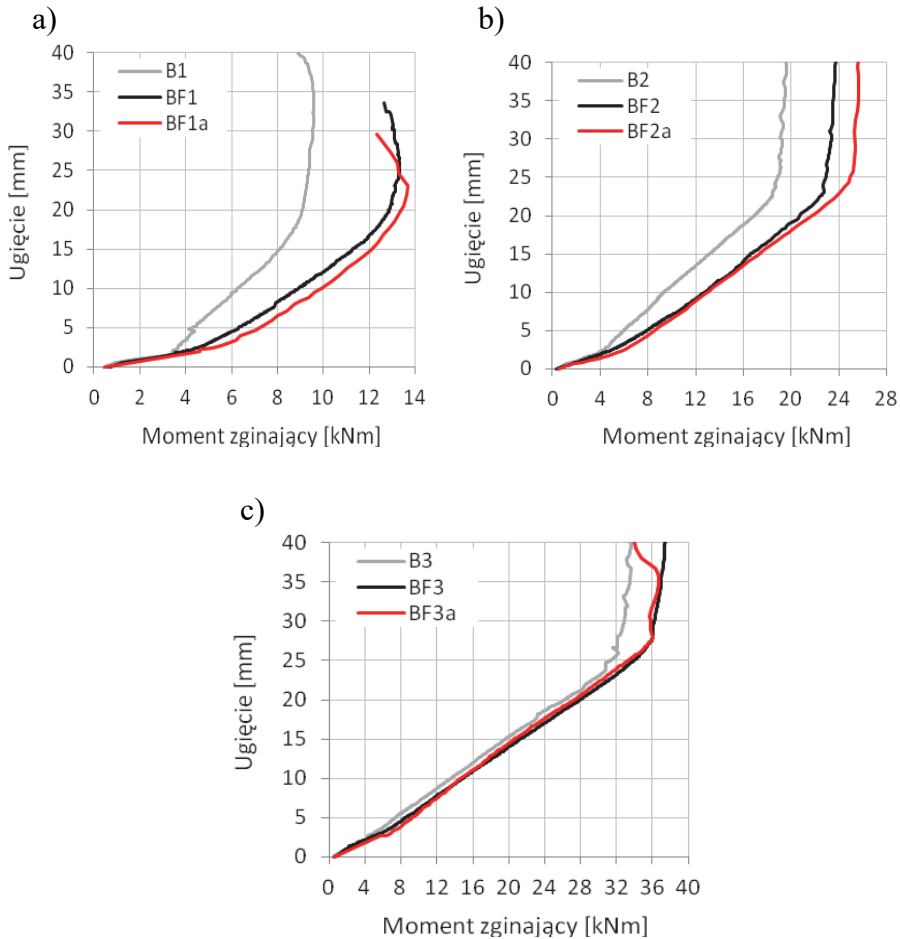
6. Metoda RILEM TC 162-TDF oraz propozycja Domskiego (Domski 2005) zawyża średni rozstaw rys zarówno dla belek z włóknami, jak i bez. Propozycja Kelpsy (Kelpsa i in. 2014) zawyża maksymalny rozstaw rys w belkach bez włókien o 36% jednocześnie zaniżając go w belkach z włóknami. W przypadku metody wg Model Code 2010 maksymalny rozstaw rys w belkach bez włókien jest zawyżony o 44%, a w belkach z włóknami jest zaniżony o 57%.
7. Wpływ włókien na redukcję rozwartości rys jest znaczny, szczególnie w przypadku belek o małym stopniu zbrojenia konwencjonalnego. Zaobserwowano również, że dla wszystkich serii belek najmniejsze wartości w_{max} występowały dla belek fibrokompozytowych bez strzemion, co wskazuje na istotny wpływ obecności strzemion na wartość w_{max} .
8. Szerokości rozwarcia rys w belkach z włóknami charakteryzują się większym wskaźnikiem zmienności, który wynosi średnio 50%, a w belkach bez włókien tylko 22%.
9. Dodatek włókien stalowych ma istotny wpływ na stosunek maksymalnej szerokości rozwarcia rys do średniej (β), który wynosi średnio 1,29 dla belek bez włókien, 1,89 dla belek z włóknami i strzemionami oraz 1,83 dla belek z włóknami bez strzemion.
10. Obliczone naprężenia w stali zbrojenia rozciąganego (σ_s) w belkach z włóknami są znacznie mniejsze niż doświadczalne. Największe różnice dotyczą belek o najmniejszym stopniu zbrojenia konwencjonalnego.
11. Maksymalne szerokości rozwarcia rys w belkach z włóknami obliczone wg rekomendacji RILEM TC 162-TDF 2003, propozycji Domskiego (Domski 2005) i Kelpsy (Kelpsa i in. 2014) oraz wg Model Code 2010 są zaniżone względem wartości doświadczalnych. Największe rozbieżności uzyskano dla belek z najmniejszym stopniem zbrojenia konwencjonalnego. W przypadku elementów bez włókien sytuacja jest odwrotna. Wartości teoretyczne są większe niż doświadczalne.
12. Opracowany drobnokruszywowy fibrokompozyt wytworzony z piasków odpadowych może być stosowany do wykonywania zginanych elementów konstrukcyjnych z uwagi na stan graniczny zarysowania. Właściwości tego kompozytu spełniają wymagania stawiane materiałom konstrukcyjnym, przez co może on stanowić alternatywę dla betonu zwykłego.

6.3.1.4. Ugięcia

Sztywność (B) na zginanie elementów zarysowanych analizuje się z uwzględnieniem współpracy betonu strefy rozciąganej na odcinkach między rysami oraz wpływu czasu trwania obciążenia. Wpływ czasu obciążenia wyraża się poprzez dodatkowe skrócenie włókien betonu strefy ściskanej oraz przyrostem wydłużenia zbrojenia rozciąganego na skutek dalszego osłabienia współpracy betonu w strefie rozciąganej na odcinku między rysami.

W niniejszym rozdziale, przedstawiono między innymi efekty pracy doktorskiej Ziarkiewicza (Ziarkiewicz 2018), której Autorka była promotorem. Niniejszy rozdział dotyczy ugięć belek wykonanych z drobnokruszywowego fibrokompozytu wytworzonego z piasków odpadowych, poddanych obciążeniom doraźnym. Dyskusji poddano także obliczeniowe wartości ugięć takich elementów, wyznaczone dostępnymi metodami analitycznymi.

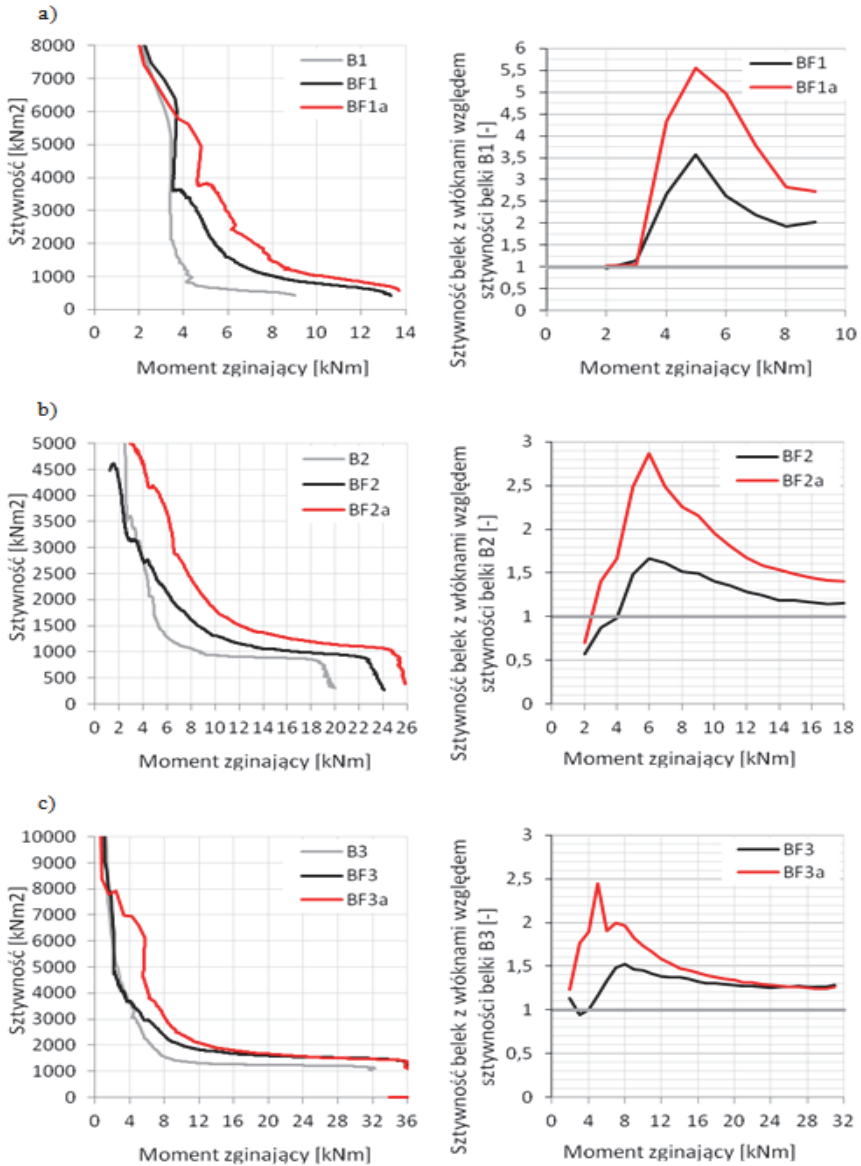
Zależność ugięcia belki (ugięcie w połowie rozpiętości elementu) od momentu zginającego pokazano na rysunku 6.43. Zaobserwowano korzystny wpływ włókien stalowych na deformacje belek, który najbardziej jest widoczny w elementach serii 1 i 2. Im większa jest wartość stopnia zbrojenia klasycznego, tym wpływ włókien stalowych na redukcję wartości ugięcia jest mniejszy. Szczegółowe wyniki badań ugięcia elementów zginanych wykonanych z omawianego drobnokruszywowego fibrokompozytu omówiono w pracy doktorskiej (Ziarkiewicz 2018). Ziarkiewicz wykazał, że stosunek ugięcia belek z włóknami do ugięcia belek bez włókien (a_f/a_0 gdzie: a_f – ugięcie belek z włóknami stalowymi, a_0 – ugięcie belek bez włókien) dla momentu uplastycznienia (M_y) belek bez włókien zawiera się w przedziale od 0,46 (dla belek serii 1) do 0,93 (dla belek serii 3). Jednak dla ugięć pomierzonych w chwili osiągnięcia momentu uplastycznienia (M_y) każdej belki stosunek a_f/a_0 jest nieznacznie większy od jedności. Oznacza to, że wpływ włókien stalowych na sztywność elementu zginanego z drobnokruszywowego fibrokompozytu wykonanego z piasków odpadowych jest mniejszy niż na nośność przekroju na zginanie.



Rys. 6.43. Ugięcie badanych belek w zależności od momentu zginającego: a) belki serii 1, b) belki serii 2, c) belki serii 3 (Ziarkiewicz 2018)

Fig. 6.43. Deflection of tested beams depending on bending moment of: a) beam from series 1, b) beam from series 2, c) beam from series 3 (Ziarkiewicz 2018)

Zależność sztywności (B) belek od momentu zginającego (M) oraz stosunki sztywności belek z włóknami względem sztywności belek bez włókien przedstawiono na rysunku 6.44.



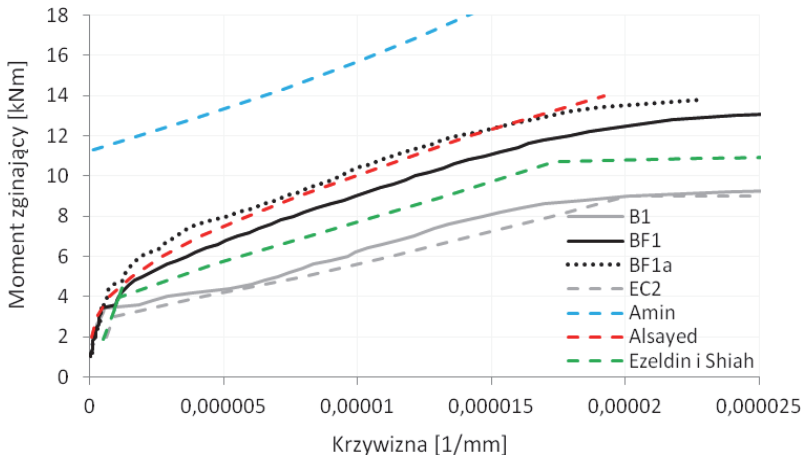
Rys. 6.44. Doświadczalna sztywność belek z drobnokruszywowego fibrokompozytu w zależności od momentu zginającego: a) belki serii 1, b) belki serii 2, c) belki serii 3 (Ziarkiewicz 2018)

Fig. 6.44. Experimental stiffness of beams made from of waste sand fiber composite depending on bending moment of: a) beam from series 1, b) beam from series 2, c) beam from series 3 (Ziarkiewicz 2018)

W początkowej fazie obciążenia (przekrój niezarysowany), sztywności belek z włóknami, jak i bez są bardzo zbliżone. Po pojawieniu się pierwszych rys uwidacznia się korzystny wpływ włókien stalowych. Na początku fazy II pracy elementu (por. rozdz. 6.3.1.1) sztywność belek fibrobetonowych w stosunku do elementów bez zbrojenia rozproszonego jest największa. Wraz ze wzrostem momentu zginającego różnice w sztywnościach tych elementów stają się coraz mniejsze. Uwidoczniał się także wpływ obecności strzemion na sztywność belek, szczególnie w początkowej fazie tworzenia się rys. W belkach z włóknami stalowymi bez strzemion sztywność jest znacznie większa niż w elementach ze strzemionami. Obecność strzemion zaburza korzystny rozkład włókien stalowych w bezpośrednim ich sąsiedztwie oraz osłabia przekrój matrycy kompozytu.

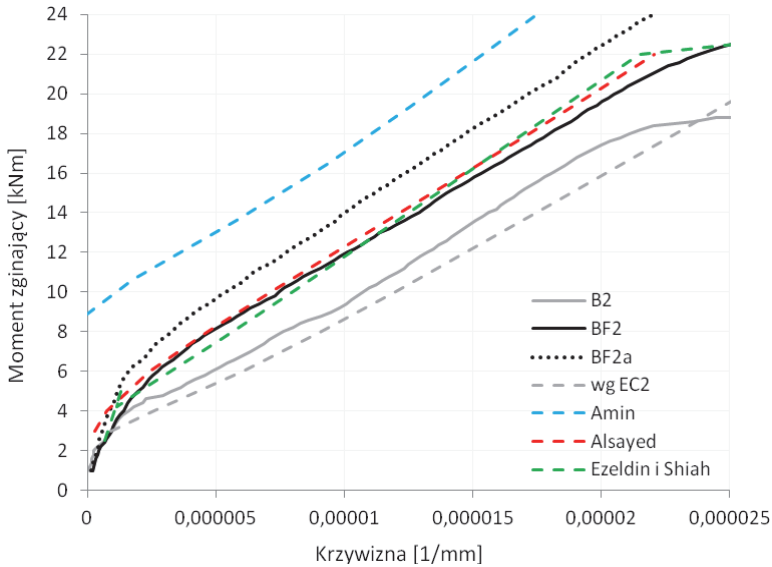
Ugięcia elementów zginanych wykonanych z drobnokruszywowego fibrokompozytu obliczono (Ziarkiewicz 2018) metodą Ezeldina i Shiaha (Ezeldin i Shiah 1993), Alsayeda (Alsayed 1993) oraz Amina i zespołu (Amin i in. 2017). Na podkreślenie zasługuje fakt, że w przepisach RILEM TC 162-TDF i Model Code 2010 nie podano sposobu obliczania ugięć. Ponadto, oprócz metody Amina (Amin i in. 2017), nie ma metod obliczania ugięć z wykorzystaniem wytrzymałości resztkowych.

Przeprowadzona analiza wykazała (rys. 6.45-6.47), że metoda Alsayeda (Amin i in. 2017) najlepiej opisuje ugięcie dla belek wykonanych z drobnokruszywowego fibrokompozytu na bazie piasków odpadowych. Dobrą zgodność uzyskano także dla metody Ezeldina i Shiaha (Ezeldin i Shiah 1993). Natomiast stosując metodę zaproponowaną przez Amina (Amin i in. 2017) uzyskano wyniki obarczone największym błędem. Metoda ta jako jedyna uzależnia wartości ugięć od wytrzymałości resztkowej f_{R1} . W każdym analizowanym przypadku otrzymano znacznie mniejsze obliczeniowe wartości ugięć od eksperymentalnych, co należy łączyć z przeszacowaniem efektu usztywnienia zbrojenia rozciąganego.



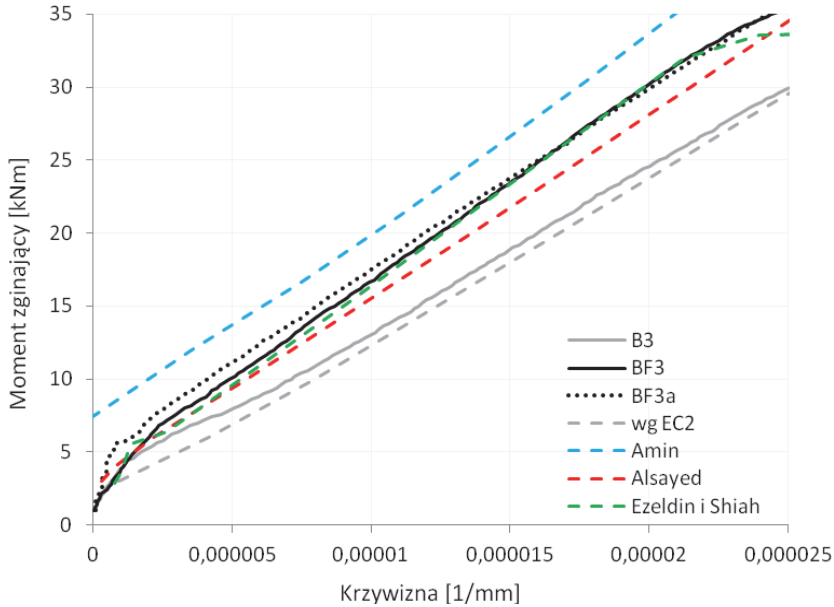
Rys. 6.45. Eksperymentalne i teoretyczne zależności krzywizny od momentu zginającego dla belek serii 1 (Ziarkiewicz 2018)

Fig. 6.45. Experimental and theoretical relations between curvature and bending moment for beams from series 1 (Ziarkiewicz 2018)



Rys. 6.46. Eksperymentalne i teoretyczne zależności krzywizny od momentu zginającego dla belek serii 2 (Ziarkiewicz 2018)

Fig. 6.46. Experimental and theoretical relations between curvature and bending moment for beams from series 2 (Ziarkiewicz 2018)



Rys. 6.47. Eksperymentalne i teoretyczne zależności krzywizny od momentu zginającego dla belek serii 3 (Ziarkiewicz 2018)

Fig. 6.47. Experimental and theoretical relations between curvature and bending moment for beams from series 3 (Ziarkiewicz 2018)

6.3.1.5. Propozycja wymiarowania zginanych elementów wykonanych z drobnokruszywowego fibrokompozytu

Poszukując przyczyn niespójności pomiędzy wynikami badań a wynikami obliczeń (por. rozdz. 6.3.1.2-6.3.1.4) Autorka z zespołem zwróciła uwagę na fakt, że wszystkie analizowane metody obliczeniowe zawyżają, a nie zaniżają teoretyczne momenty zginające. Głównym problemem w analizie przekrojów zginanych jest nie kształt przyjętych zależności σ - ε dla fibrobetonu w strefie rozciąganej, ale właściwe określenie wartości naprężeń w tej strefie. W przypadku belek swobodnie podpartych w schemacie 4-punktowego zginania uplastycznienie zbrojenia rozciąganego powinno nastąpić w najśłabszym przekroju na długości środkowego odcinka belki. Ponieważ charakter rozkładu włókien w macierzy jest wysoce losowy, a to przekłada się na dużą zmienność wytrzymałości resztkowych (por. rozdz. 4.2.4), zmienność zdolności do przeno-

szenia naprężeń rozciągających na długości belki powinna być znaczna. Uznano więc, że nie należy przyjmować średnich wytrzymałości resztkowych do analizy przekrojów zginanych w belkach statycznie wyznaczalnych o niewielkim przekroju poprzecznym. W belkach o dużych przekrojach, a szczególnie w płytach oczekiwac można większego wpływu włókien na nośność na zginanie (por. rozdz. 6.2) niż w belkach o małych przekrojach. Efektywność włókien będzie też większa w konstrukcjach statycznie niewyznaczalnych, zdolnych do redystrybucji sił przekrojowych niż w takich, o których nośności decyduje „najsłabsze ogniwo”. Aspekt ten nie jest uwzględniony w metodyce RILEM TC-162-TDF. Natomiast w metodyce Model Code 2010 wprowadzono współczynnik K uwzględniający reprezentatywność próbek służących do wyznaczania wytrzymałości resztkowych. Nie sprecyzowano jednak procedur przyjmowania wartości współczynnika K . Wprowadzono jedynie zapis o konieczności eksperymentalnego jego wyznaczenia.

Dysponując wynikami badań doświadczalnych oraz wynikami obliczeń teoretycznych (Głodkowska i Ziarkiewicz 2018a, Głodkowska i Ziarkiewicz 2018b, Ziarkiewicz 2018) podjęto próbę wyznaczenia współczynnika K dla metody RILEM TC-162-TDF, jak i metody Model Code 2010. Współczynnik K (tabela 6.12) wyznaczono tak, aby uzyskać możliwie najlepszą zgodność między doświadczalnymi a obliczeniowymi momentami M_y oraz M_u (por. rozdz. 6.3.1). Zaproponowany sposób obliczeniowy (Ziarkiewicz 2018) polega na zmodyfikowaniu wytrzymałości resztkowych f_{Ri} wg wzoru:

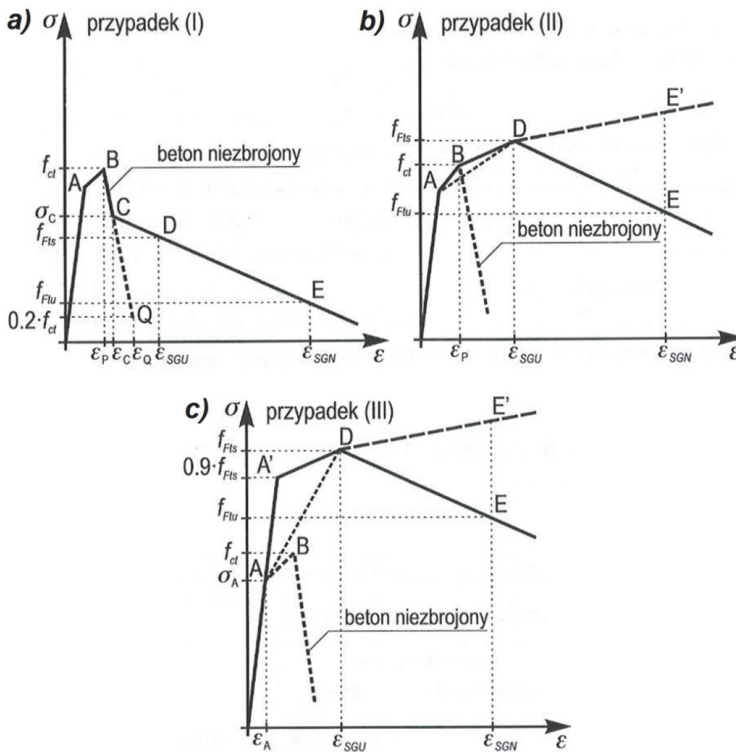
$$f_{Ri,mod} = \frac{f_{Ri}}{K} \quad (6.59)$$

Wyznaczone wg (6.59) wytrzymałości resztkowe $f_{Ri,mod}$ są podstawą do obliczenia momentu uplastycznienia czy nośności na zginanie wg metod opisanych w RILEM TC-162-TDF oraz Model Code 2010.

Tabela 6.12. Zestawienie zaproponowanych wartości współczynnika K (Ziarkiewicz 2018)

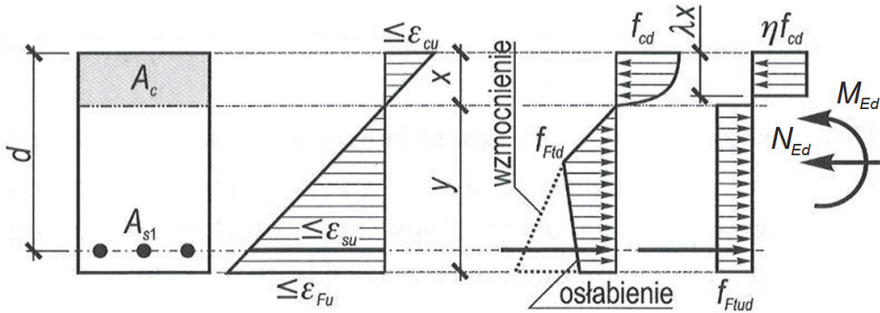
Table 6.12. Proposed values of the coefficient K (Ziarkiewicz 2018)

Propozycja współczynnika K [-]			
RILEM [225]	Model Code 2010		
	model multiliniowy SGU (por. rys. 6.48)	model bilinearny SGN (por. rys. 6.49)	model uproszczony SGN (por. rys. 6.49)
1,89	2,5		1,75



Rys. 6.48. Zależności naprężenie-odkształcenie przy SGU dla fibrobetonu z osłabieniem (a) oraz z osłabieniem lub wzmocnieniem (b), (c) (Model Code 2010)

Fig. 6.48. Stress-strain relation at Serviceability Limit State for fiber-reinforced concrete with softening (a) and softening or hardening (b), (c) (Model Code 2010)



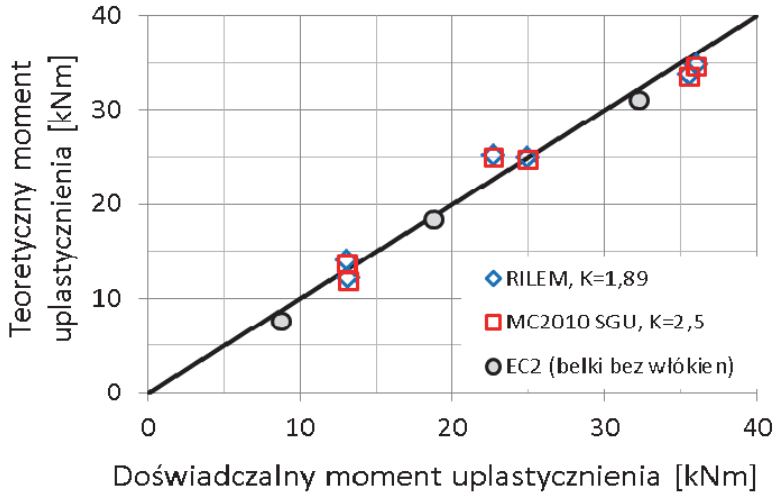
Rys. 6.49. Stan graniczny nośności przy działaniu momentu zginającego M_{Ed} i siły podłużnej N_{Ed} : zastosowanie uproszczonej zależności naprężenie-odkształcenie (Model Code 2010)

Fig. 6.49. Ultimate limit state at bending moment M_{Ed} and axial force N_{Ed} : application of simplified stress-strain relation (Model Code 2010)

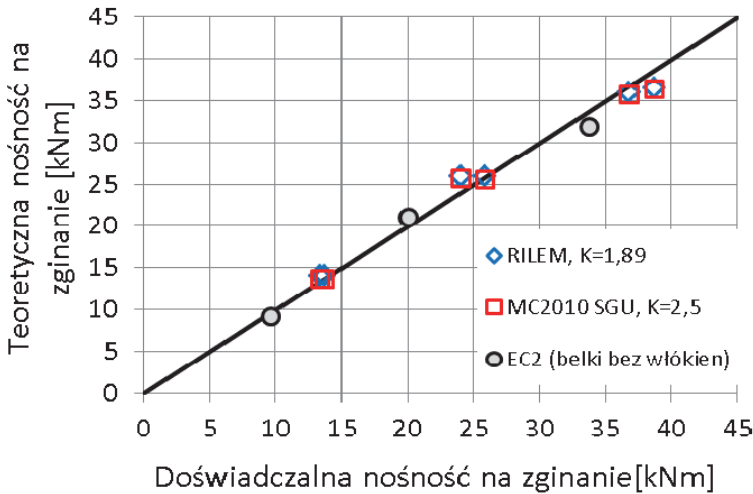
Wyniki obliczeń momentów M_y i M_u metodami RILEM TC-162-TDF oraz Model Code 2010, przy użyciu wyznaczonych współczynników K , szeroko omówiono i zestawiono w pracy doktorskiej (Ziarkiewicz 2018) oraz na rysunkach 6.50-6.52. Uzyskano bardzo dobrą zgodność wyników obliczeń z wynikami badań eksperymentalnych.

Zaproponowane współczynniki K zweryfikowano porównując doświadczalne wartości momentów uplastycznienia (M_y) i nośności na zginanie (M_u) belek z obliczonymi wg RILEM TC-162-TDF oraz wg Model Code 2010 dla danych z badań innych autorów (Ning i in. 2015, Dupont 2003, Biolzi i Cattaneo 2017). Wyniki obliczeń omówiono i zestawiono w pracy (Ziarkiewicz 2018) oraz na rysunku 6.53. W tych przypadkach uzyskano również bardzo dobrą zgodność.

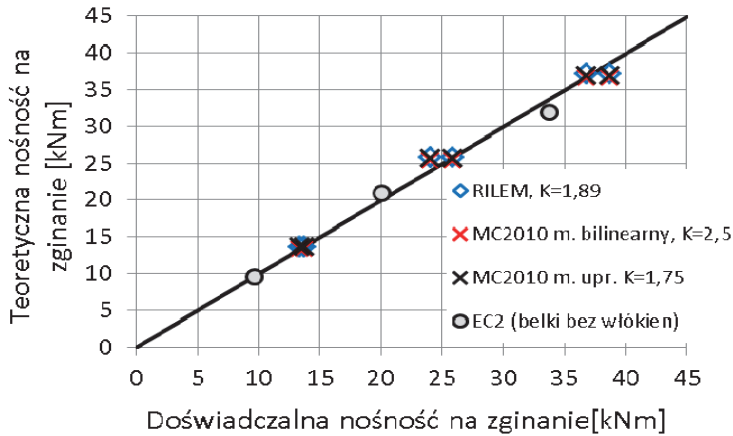
Dla zaproponowanych współczynników K (por. tabela 6.12) obliczono maksymalne szerokości rozwarcia rys (w_{max}), zgodnie z procedurami RILEM TC-162-TDF i Model Code 2010. Wyniki obliczeń przedstawiono na rysunkach: 6.54 (dla $K = 1,89$) i 6.55 (dla $K = 2,5$). Zgodność naprężeń teoretycznych i eksperymentalnych jest dostateczna dla obu metod. Średni stosunek obliczeniowych naprężeń w zbrojeniu rozciągającym do doświadczalnych wynosi 0,91 dla współczynnika $K = 1,89$ oraz 1,15 dla $K = 2,5$.



Rys. 6.50. Zgodność doświadczalnych i teoretycznych momentów uplastycznienia obliczonych z uwzględnieniem zaproponowanych współczynników K (Ziarkiewicz 2018)
Fig. 6.50. Comparison of experimental and theoretical yielding moments calculated using the proposed coefficients K (Ziarkiewicz 2018)

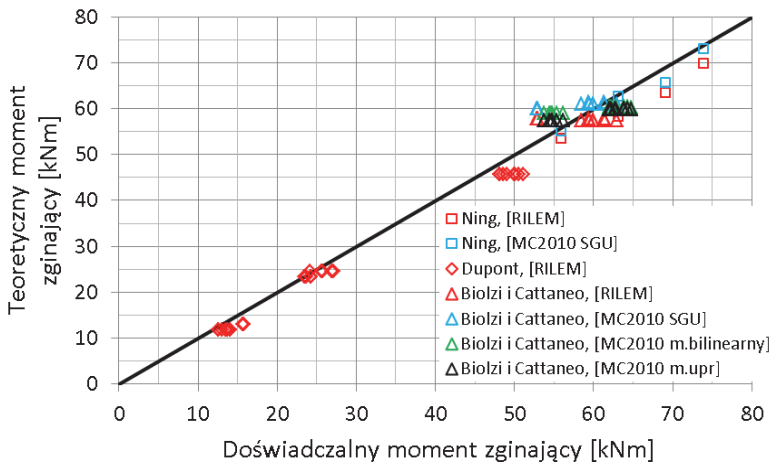


Rys. 6.51. Zgodność doświadczalnych i teoretycznych nośności na zginanie obliczonych dla odkształceń pomierzonych z uwzględnieniem zaproponowanych współczynników K (Ziarkiewicz 2018)
Fig. 6.51. Comparison of experimental and theoretical ultimate moment capacities calculated for the strains measured using the proposed coefficients K (Ziarkiewicz 2018)



Rys. 6.52. Zgodność doświadczalnych i teoretycznych nośności na zginanie obliczonych dla odkształceń granicznych z uwzględnieniem zaproponowanych współczynników K (Ziarkiewicz 2018)

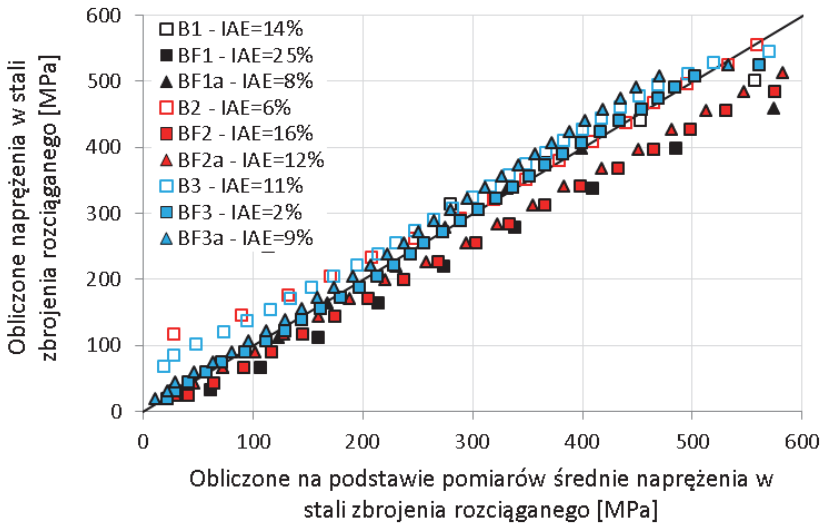
Fig. 6.52. Comparison of experimental and theoretical ultimate moment capacities calculated for the limit strains taking into account the proposed coefficients K (Ziarkiewicz 2018)



Rys. 6.53. Zgodność doświadczalnych i teoretycznych momentów uplastycznienia i nośności na zginanie obliczonych z uwzględnieniem zaproponowanych współczynników K dla danych z badań innych autorów (Ziarkiewicz 2018)

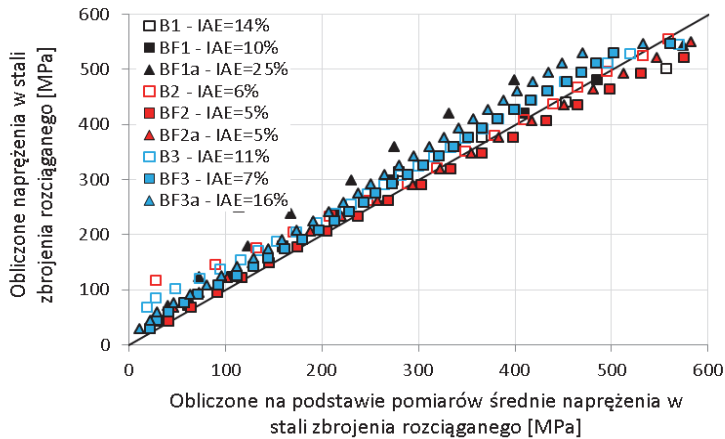
Fig. 6.53. Comparison of experimental and theoretical yielding moments and ultimate moment capacities calculated using the proposed coefficients K for the data from other authors' research (Ziarkiewicz 2018)

Maksymalne szerokości rozwarcia rys (w_{max}) obliczone wg RILEM TC-162-TDF oraz wg. Model Cod 2010 bez i z uwzględnieniem współczynnika K , przykładowo dla belek serii 3, przedstawiono na rysunku 6.56. Szerokości rys w_{max} obliczone z uwzględnieniem zaproponowanych współczynników K lepiej odpowiadają wielkościom eksperymentalnym niż wyniki obliczeń wg oryginalnych metod.



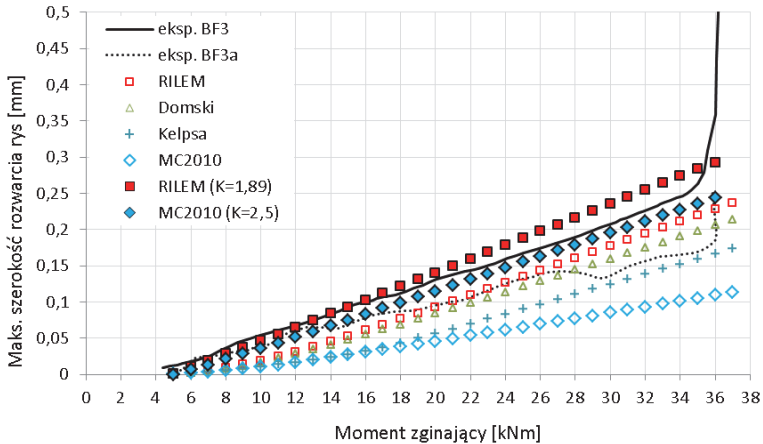
Rys. 6.54. Porównanie średnich naprężeń w zbrojeniu rozciągany – eksperymentalnych i obliczonych wg RILEM TC-162-TDF z uwzględnieniem współczynnika $K = 1,89$ (Ziarkiewicz 2018)

Fig. 6.54. Comparison of average stresses in tensile reinforcement – experimental and calculated in accordance with RILEM TC-162-TDF taking into account the coefficient $K = 1.89$ (Ziarkiewicz 2018)



Rys. 6.55. Porównanie średnich naprężeń w zbrojeniu rozciągany – eksperymentalnych i obliczonych wg Model Code 2010 z uwzględnieniem współczynnika $K = 2,5$ (Ziarkiewicz 2018)

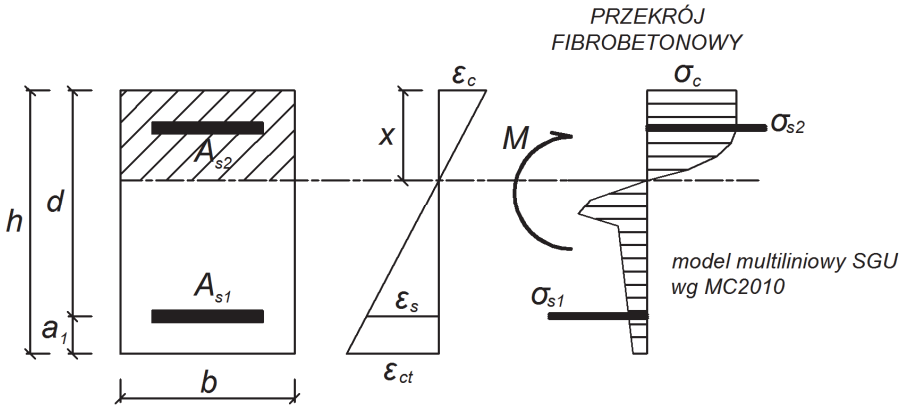
Fig. 6.55. Comparison of average stresses in tensile reinforcement – experimental and calculated in accordance with Model Code 2010 taking into account the coefficient $K = 2.5$ (Ziarkiewicz 2018)



Rys. 6.56. Maksymalna szerokość rozwarcia rys obliczona wg RILEM TC-162-TDF i Model Code 2010 bez i z uwzględnieniem wsp. K na tle wyników badań belek serii 3 (Ziarkiewicz 2018)

Fig. 6.56. Maximum crack width calculated in accordance with RILEM TC-162-TDF and Model Code 2010 taking and not taking into account the coefficient K compared with research results of beams from series 3 (Ziarkiewicz 2018)

Rekomendacja RILEM TC-162-TDF i Model Code 2010 nie podają sposobu obliczania ugięć. Zaproponowano więc własną procedurę obliczania ugięć bazującą na normie Model Code 2010 i normie EC2 (PN-EN 1992-1-1), którą szczegółowo omówiono w pracy (Ziarkiewicz 2018). Ogólnie, sposób polega na wyznaczeniu relacji moment-krzywizna wykorzystując warunki równowagi sił podłużnych i momentów w przekroju zginanym przy założeniu naprężeń w strefie rozciąganej zgodnie z modelem multiliniowym SGU (rys. 6.57).



Rys. 6.57. Model służący do wyznaczenia relacji krzywizna-moment zginający (Ziarkiewicz 2018)

Fig. 6.57. Model for determining curvature-bending moment relation (Ziarkiewicz 2018)

Dla dowolnego momentu zginającego wyznacza się w ten sposób krzywiznę, którą można obliczyć ze wzoru:

$$\phi_{II} = \frac{|\varepsilon_c + \varepsilon_s|}{d} \quad (6.60)$$

Tak obliczoną krzywiznę, celem uwzględnienia efektu usztywnienia zbrojenia rozciąganego, modyfikuje się zgodnie ze wzorem:

$$\phi_m = (1 - \zeta)\phi_I + \zeta\phi_{II} \quad (6.61)$$

gdzie:

ϕ_I – krzywizna przekroju niezarysowanego [1/mm],

ζ – współczynnik dystrybucji, służący do uwzględnienia usztywnienia zbrojenia przy rozciąganiu, zgodnie z normą EC2 (PN-EN 1992-1-1), [-].

W konsekwencji uzyskuje się zależność krzywizny od momentu zginającego:

$$\phi_m = f(M) \quad (6.62)$$

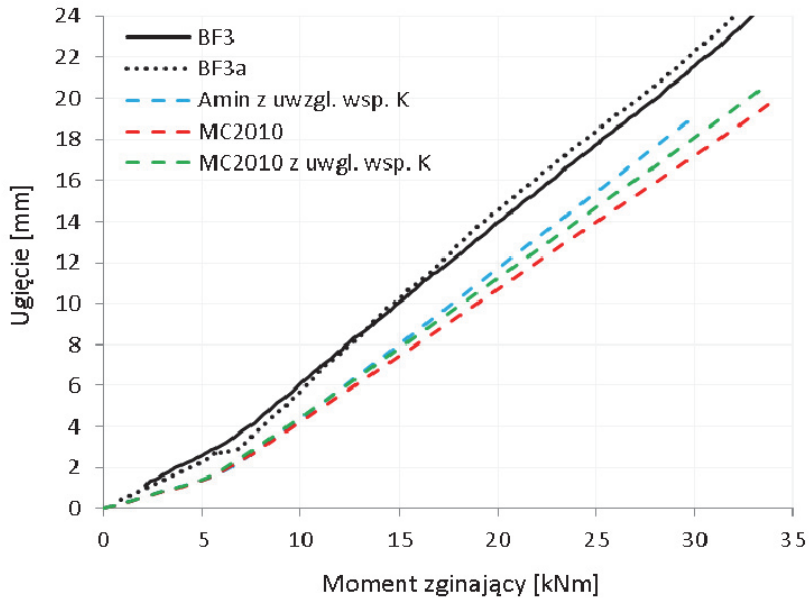
Zatem, znając wykres momentów zginających w elemencie można każdemu przekrojowi przypisać krzywiznę, a wartości ugięć obliczyć całkując dwukrotnie uzyskaną krzywiznę na całej długości belki:

$$u(x) = \int \left[\int \phi_m(M) dx \right] dx + w.brzeg. \quad (6.63)$$

Przeprowadzona analiza teoretycznych wartości ugięć wykazała, że metody Alsayeda oraz Ezeldina i Shiaha dobrze opisują ugięcia belek wykonanych z fibrokompozytu drobnokruszywowego na bazie piasków odpadowych i nie wymagają korekty. Jednak w przypadku metody Amina, bazującej na wytrzymałości resztkowej f_{R1} , obliczone ugięcia są bardzo zaniżone względem ugięć doświadczalnych. W pracy (Ziarkiewicz 2018) zaproponowano uwzględnienie współczynnika $K = 2,5$ przy obliczaniu ugięć metodą Amina.

Wyniki obliczeń ugięć metodą Amina z uwzględnieniem współczynnika K oraz procedurą omówioną w pracy (Ziarkiewicz 2018) przykładowo przedstawiono dla belek serii 3 na rysunku 6.58. Obliczone ugięcia dla wszystkich analizowanych metod są zaniżone w stosunku do wartości eksperymentalnych. Zastosowanie współczynnika K przyczyniło się do poprawy zgodności między ugięciami teoretycznymi a doświadczalnymi.

Wyniki przeprowadzonych analiz potwierdzają, że zaproponowanie współczynnika K redukującego wartości wytrzymałości resztkowych jest w pełni uzasadnione. Stosując współczynnik K uzyskano nie tylko dobrą zgodność teoretycznych oraz eksperymentalnych momentów uplastycznienia i nośności na zginanie belek wykonanych z drobnokruszywowego fibrokompozytu, ale także znacznie lepsze przewidywania odnośnie naprężeń w zbrojeniu rozciągającym, maksymalnej szerokości rozwarcia rys oraz ugięć. Obliczając, na podstawie wyników badań innych autorów, momenty zginające z uwzględnieniem zaproponowanych współczynników K , uzyskano również dobrą zgodność z momentami eksperymentalnymi.



Rys. 6.58. Eksperymentalne i teoretyczne zależności ugięcia od momentu zginającego dla belek serii 3 (Ziarkiewicz 2018)

Fig. 6.58. Experimental and theoretical relations between deflection and bending moment for beams from series 3 (Ziarkiewicz 2018)

Literatura

- Alsayed, S.H. (1993). Flexural deflection of reinforced fibrous concrete beams. *ACI Structural Journal*, 72-76.
- Al-Taan, S.A., Al-Feel, J.R. (1989). Prediction of crack width in fibrous reinforced concrete members. in *Fiber Reinforced Cements and Concretes, Recent Developments*. Essex, UK: Elsevier Science Publishers Ltd., 209-218.
- Amin, A., Foster, S.J., Kaufmann, W. (2017). Instantaneous deflection calculation for steel fibre reinforced concrete one way members. *Engineering Structures*, 131, 438-445.
- Barros, J.A.O., Cunha, V.M.C.F., Ribeiro, A.F., Antunes, J.A.B. (2005). Post-cracking behaviour of steel fibre reinforced concrete. *Materials and Structures*, 38, 47-56.
- Biolzi, L., Cattaneo, S. (2017). Response of steel fiber reinforced high strength concrete beams: Experiments and code predictions. *Cement and Concrete Composites*, 77, 1-13.

- Blanco, A., Pujadas, P., de la Fuente, A., Cavalaro, S., Aguado, A. (2013). Application of constitutive models in European codes to RC-FRC. *Construction and Building Materials*, 40, 246-259.
- CNR-DT 204 (2006). Istruzioni per la Progettazione, l'Esecuzione ed il Controllo di Strutture Fibrorinforzate, Consiglio Nazionale delle Ricerche, Italia.
- DBV Merkblatt Stahlfaserbeton: Deutsche Beton Vereins, (2001).
- Domski, J. (2005). *Nośność, ugięcie i zarysowanie belek piaskobetonowych z włóknami stalowymi pod obciążeniem doraźnym.*: Koszalin: Rozprawa doktorska.
- Domski, J. (2015). Long-term Study on Fibre Reinforced Fine Aggregate Concrete Beams Based on Waste Sand. *Rocznik Ochrona Środowiska*, 17, 188-199.
- Dupont, D. (2003). *Modelling and experimental validation of the constitutive law (σ - ϵ) and cracking behaviour of steel fibre reinforced concrete.* PhD Thesis, Catholic University of Leuven.
- EHE-08 (2008) Instrucción del Hormigón Estructural. Comisión Permanente del Hormigón (Ministerio de Fomento).
- Ezeldin, A.S., Shiah, T.W. (1995). Analytical immediate and long-term deflections of fibre-reinforced concrete beams. *ASCE Journal of Structural Engineering*, 727-738.
- Głodkowska, W., Ziarkiewicz, M. (2018). Cracking behavior of Steel Fiber Reinforced Waste Sand Concrete beams in flexure – experimental investigation and theoretical analysis. *Engineering Structures*, 176, 1-10.
- Głodkowska, W., Ziarkiewicz, M. (2018). Nośność na zginanie belek żelbetonowych wykonanych z fibrokompozytu drobnokruszywowego. *Przegląd Budowlany*, 7-8, 24-27.
- Hordijk, D. (1991). *Local approach to fatigue of concrete.* PhD thesis. Netherlands: Delft University of Technology.
- Ibrahim, O.T., Luxmore, A.R. (1986). *Control of cracks in reinforced concrete using steel fibres.* RILEM SYMPOSIUM FRC 86 Third International Symposium on Developments in fibre reinforced cement and concrete.
- Kelpsa, S., Augonis, M., Dauksys, M., Augonis, A. (2014). Analysis of crack width calculation of steel fibre and ordinary reinforced concrete flexural members. *Journal of sustainable architecture and civil engineering* 1(6), 50-57.
- Mertol, H.C., Baran, E., Bello, H.J. (2015). Flexural behavior of lightly and heavily reinforced steel fiber concrete beams. *Construction and Building Materials*, 98, 185-193.
- Mianowski, K.M. (1976). *Zarysowanie rozciąganych elementów betonowych ze zbrojeniem rozproszonym.* Warszawa, Polska: ITB PWN.

- Mobasher, B., Yao, Y., Soranakom, C. (2015). Analytical solutions for flexural design of hybrid steel fiber reinforced concrete beams. *Engineering Structures*, 100, 164-177.
- Model Code 2010. Paryż, Francja: Comité euro-international du béton – Fédération.
- Ning, X., Ding, Y., Zhang, F., Zhang, Y. (2015). Experimental study and prediction model for flexural behavior of reinforced SCC beam containing steel fibers. *Construction and Building Materials*, 93, 644-653.
- PN-EN 1992-1-1. Eurokod 2. Projektowanie konstrukcji z betonu. Część 1-1: Reguły ogólne i reguły dla budynków.
- RILEM TC 162-TDF (2003). Test and design methods for steel fibre reinforced concrete – σ - ϵ design method: final recommendation. *Mater. Struct.* 36(262), 560-7.
- Tan, K.-H., Paramasivam, P., Tan, K.-C. (1995). Cracking characteristics of reinforced steel fiber concrete beams under short- and long-term loadings. *Advanced cement based materials, Elsevier Science*, 2, 127-137.
- Tiberti, G., Minelli, F., Plizzari, G.A., Vecchio, F.J. (2014). Influence of concrete strength on crack development in SFRC members. *Cement & Concrete Composites*, 45, 176-185.
- Ziarkiewicz, M. (2018). *Doświadczalna ocena wybranych metod wymiarowania belek z fibrokompozytu drobnokruszywowego*. Rozprawa doktorska. Politechnika Koszalińska.

6.3.2. Ścinanie w elementach zginanych wykonanych z fibrokompozytu

Zagadnieniu nośności na ścinanie zginanych elementów wykonanych z fibrobetonu poświęcono wiele prac naukowych. Z uwagi na złożoność zagadnienia analizowano pracę zginanych belek fibrobetonowych przy różnych parametrach, mających znaczący wpływ na przenoszenie sił poprzecznych, takich jak: zmienny kształt przekroju, zmienna wysokość elementu, wpływ zbrojenia podłużnego, wpływ smukłości ścinania. Pierwsze znaczące prace ukazały się w latach 70-tych. Batson przeanalizował prace 72 belk (Batson i in. 1972). Określił wpływ kształtu, ilości i smukłości zbrojenia rozproszonego na nośność na ścinanie oraz ewentualne zastąpienie strzemion włóknami stalowymi. Ostatecznie wykazał, że włókna stalowe w dużym stopniu wpływają na przenoszenie siły poprzecznej. Do podobnych wniosków dziesięć lat później doszedł między innymi Roberts badając belki żelbetowe o różnej zawartości włókien stalowych (Roberts i Ho 1982). Swamy (Swamy i Bahia 1985) analizie poddał 3,5 metrowe belki wolnopodparte o przekroju prostokątnym

i teowym, a następnie określił udział zbrojenia rozproszonego w postaci skręconych włókien na nośność belek na ścinanie. Ostatecznie zaproponowano empiryczną zależność do wyznaczania wartości naprężenia ścinającego przy zniszczeniu, przy użyciu wytrzymałości fibrobetonu na rozciąganie przy zginaniu. Kaushik z zespołem (Kaushik i in. 1987) w teście trzypunktowego zginania zbadali 20 belek o różnej zawartości włókien z wyżarzonego drutu, o różnej smukłości. Wykazano, że zawartość włókien, jak również ich smukłość w dużym stopniu wpływają na nośność strefy przypodporowej. Narayanan i Darwish badając 49 belek stwierdzili, że zbrojenie rozproszone w postaci włókien stalowych jest kolejnym czynnikiem wpływającym na nośność strefy przypodporowej, jako pionowa składowa siły wyciągającej włókna wzdłuż rysy ukośnej (Narayanan i Darwish 1987). Wykazano, że postać zniszczenia na ścinanie belek z włóknami jest podobna do zniszczenia, jakie obserwuje się w belkach zbrojonych strzemionami. Autorzy ostatecznie stwierdzili, że nie można całkowicie zastąpić strzemion zbrojeniem rozproszonym jeżeli element belkowy poddany jest dużym naprężeniom ścinającym. Zaproponowano algorytm do obliczania nośności na ścinanie, który stał się jedną z najpopularniejszych metod wymiarowania na ścinanie elementów fibrobetonowych na całym świecie. Kolejno Saluja zaproponował nowatorską metodę pozwalającą na określenie nośności na ścinanie belek fibrobetonowych (Saluja i in. 1992). Metodę tą opracował na podstawie badań belek krępych ($a/d = 2,0$) o zawartości włókien stalowych od 0% do 1,5%. Głównym celem badań Dinga z zespołem (Ding i in. 2011) było zastąpienie tradycyjnego zbrojenia na ścinanie w postaci strzemion zbrojeniem rozproszonym. Analizie poddano prostokątne belki z betonu samozagęszczalnego w próbie czteropunktowego zginania i wykazano, że włókna mogą zastąpić tradycyjne zbrojenie na ścinanie, jak również, że zbrojenie rozproszone współpracuje ze stalowymi strzemionami w przenoszeniu sił poprzecznych. Na podstawie badań Ding zaproponował kolejną metodę obliczania nośności na ścinanie elementów zginanych wykonanych z fibrobetonu. Aspekt ścinania został również poruszony w przypadku fibrobetonów wysokiej wytrzymałości przez Kwaka (Kwak i in. 2011). Zbadał on 12 belek dwuteowych w próbie czteropunktowego zginania. W badaniach oceniał wpływ zawartości włókien haczykowatych, wpływ smukłości ścinania (a/d), gdzie: a – odcinek ścinania, d – wysokość użyteczna przekroju oraz wytrzymałości betonu na nośność

belek i ich ciągliwość. Autor wykazał, że naprężenia w rysie ukośnej wzrastają wraz ze wzrostem zawartości włókien haczykowatych, a także wytrzymałością betonu na ściskanie przy zmniejszającym się stosunku a/d . Yakoub (Yakoub 2011) zmodyfikował ogólną metodę projektowania na ścinanie wg CSA oraz Bażanta i Kima (Bažant i Kim 1984). Autor zaproponował rozwiązanie, w którym udział włókien stalowych w przenoszeniu siły poprzecznej definiowany jest osobno i zależy od wytrzymałości betonu na ściskanie, smukłości włókien, ich zawartości oraz kształtu. Nie ujęto jednak problemu przenoszenia przez włókna sił rozciągających powodujących rysy ukośne. Gandomi z zespołem (Gandomi i in. 2011) rozbudował nieliniowy model do oceny nośności na ścinanie elementów fibrobetonowych przy użyciu liniowego programowania genetycznego. Do sformułowania nieliniowego modelu autor wykorzystał 213 wyników badań belek dostępnych w literaturze, ostatecznie opracował algorytm określania nośności na ścinanie, który mógł być stosowany do projektowania elementów ze zbrojeniem rozproszonym.

Studia literaturowe wykazały, że tematyka dotycząca ścinania w elementach zginanych wykonanych z fibrobetonu nie traci na popularności. Prowadzonych jest dużo prac badawczych i analiz teoretycznych celem zgłębienia tego zagadnienia (Morsy i in. 2018, Amin i Foster 2016, Thuong i in. 2017). Autorzy zajmujący się ścinaniem w elementach zginanych wykonanych z fibrobetonu zgodnie stwierdzili, że włókna zwiększają nośność na ścinanie poprzez przenoszenie naprężeń rozciągających i zapobiegają propagacji rys w podobny sposób, jak strzemiona czy pręty odgięte. Wyrażono też pogląd, że włókna mogą zastąpić tradycyjne zbrojenie na ścinanie (strzemiona), jak również, że zbrojenie rozproszone współpracuje ze stalowymi strzemionami w przenoszeniu sił poprzecznych. Jednak mimo wykazania na drodze eksperymentalnej korzystnego wpływu dodatku włókien na nośność na ścinanie, do dzisiaj niewyjaśniona pozostaje kwestia ich wpływu na pojawienie się rys ukośnych przy większej, niż w przypadku elementów żelbetowych bez dodatku włókien, sile poprzecznej lub wpływu na efekt skali. Jeśli zaznaczyć, że metody projektowania tradycyjnych żelbetowych elementów na ścinanie są cały czas weryfikowane, modyfikowane lub zastępowane innymi (Hawkins i in. 2005, Choi i Lee 2012, Bentz i in. 2006, RILEM TC-162-TDF 2003), to rozpatrując charakter pracy elementów z włóknami pod wpływem sił poprzecznych mechanizm ich pracy ulega większej komplikacji.

Autorka wraz z zespołem wykazała, że dodatek włókien stalowych w ilości 1,2% do drobnokruszywowego kompozytu wykonanego z piasków odpadowych przyczynia się do zwiększenia nośności na ścinanie, zmniejszenia szerokości rozwarcia rys ukośnych oraz możliwa jest, w granicach rozsądku, redukcja zbrojenia konwencjonalnego (stalowych strzemion). Prace badawcze prowadzone w Katedrze Konstrukcji Betonowych i Technologii Betonu Politechniki Koszalińskiej, poświęcone tej tematyce, są przedmiotem pracy doktorskiej M. Lehmana (doktoranta Autorki). Badania dotyczące ścinania w elementach zginanych wykonanych z drobnokruszywowego fibrokompozytu na bazie piasków odpadowych prowadzone są w ramach działalności statutowej poprzez realizację wydziałowego projektu naukowego Nr 504.01.25 „Problemy teoretyczne i badawcze konstrukcji z betonu” (Głodkowska i Lehmann 2016/2017) oraz w ramach dotacji celowej na prowadzenie badań naukowych służących rozwojowi młodych naukowców w wewnętrznym trybie konkursowym Nr 524.01.43 „Zastosowanie fibrokompozytu na bazie piasku odpadowego do wytwarzania zginanych elementów konstrukcyjnych” (Lehmann 2017).

Nośność na ścinanie określono na belkach (tabela 6.13 i 6.14) wykonanych z drobnokruszywowego fibrokompozytu na bazie piasków odpadowych. Zbrojenie na zginanie przyjęto tak aby zniszczenie każdego z badanych elementów nastąpiło w wyniku utraty nośności w strefie przypodporowej ze względu na działanie siły poprzecznej, a nie ze względu na moment zginający (rys. 6.59). Wskaźnik ścinania belek przyjęto równy $a/d=3$, aby uniknąć efektu łuku i pracy strefy przypodporowej, jak dla belek-ścian.

Cechy wytrzymałościowe prętów #4,5 użytych, jako zbrojenia na ścinanie przedstawiono w tabeli 6.14. Strzemiona charakteryzowały się umowną granicą plastyczności i kategorią ciągliwości A.

Tabela 6.13. Charakterystyka belek z drobnokruszywowego fibrokompozytu (Głodkowska i Lehmann 2016/2017)
Table 6.13. Characteristics of waste sand fiber composite beams (Głodkowska and Lehmann 2016/2017)

Element	Oznaczenie serii belek	Wymiary belek [cm]	Zbrojenie rozciągane	Strzemiona	Zawartość włókien [%]	Liczba belek [szt.]
Belki główne	B	15x20x165	2#20, 2#16	brak	brak	4
	BSa	15x20x165	2#20, 2#16	#4,5 co 12cm	brak	4
	BF	15x20x165	2#20, 2#16	brak	1,2	4
	BFSa	15x20x165	2#20, 2#16	#4,5 co 12cm	1,2	4
Belki uzupełniające	BFSb	15x20x165	2#20, 2#16	#4,5 co 9cm	1,2	2
	BSb	15x20x165	2#20, 2#16	#4,5 co 9cm	brak	2

Oznaczenia: B – belki bez włókien i bez zbrojenia poprzecznego (strzemion), BS – belki bez włókien ze zbrojeniem poprzecznym (strzemionami), BF – belki z włóknami i bez zbrojenia poprzecznego (strzemion), BFS – belki z włóknami i ze zbrojeniem poprzecznym (strzemionami)

Tabela 6.14. Cechy mechaniczne strzemion 4,5 mm**Table 6.14.** Mechanical properties of 4.5 mm stirrups

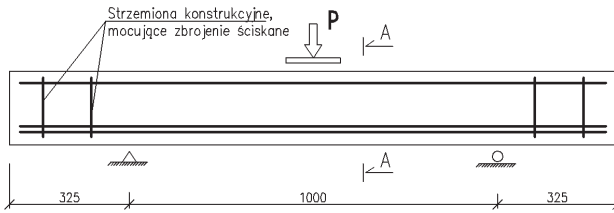
Granica plastyczności, $f_{0,2}$ [MPa]	Wytrzymałość na rozciąganie, f_t [MPa]	Moduł sprężystości, E_s [GPa]	f_t/f_y [-]
583	615	208	1,055

Belki badano, jako wolnopodparte, obciążone siłą skupioną przyłożoną w połowie rozpiętości elementu w schemacie odwróconym. W trakcie badań rejestrowano ugięcie belki w środku rozpiętości oraz odkształcenia na jednej powierzchni bocznej belki za pomocą przetworników przemieszczeń liniowych przy użyciu systemu pomiarowego SAD256 (rys. 6.60).

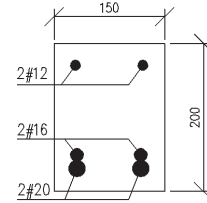
Na drugiej powierzchni belki odkształcenia oraz zarysowania mierzono przy użyciu optycznego systemu pomiarowego ARAMIS 4M. Dla belek ze strzemionami (BS) i belek z włóknami oraz strzemionami (BFS) mierzono również odkształcenia strzemion za pomocą naklejonych tensometrów elektrooporowych, przy użyciu systemu SAD 256 (por. rys. 6.59).

Z uwagi na przyjęty schemat statyczny zniszczenie w skutek ścinania mogło nastąpić w strefie jednej lub drugiej podpory. Badanie belek wykonano więc w dwóch etapach (Głodkowska i Lehmann 2016/2017). W pierwszym belka została poddana obciążeniu do chwili zniszczenia na ścinanie strefy przy podporze pierwszej. Następnie wstrzymywano badanie „zerując” obciążenie. Zakładano na zniszczoną strefę przypodporową stalowy gorset (wzmocnienie), który miał za zadanie przenieść siły ścinające w zniszczonej strefie przypodporowej w drugim etapie badania (rys. 6.61). Kolejno obciążano belki w celu zniszczenia drugiej strefy przypodporowej, jak w etapie pierwszym.

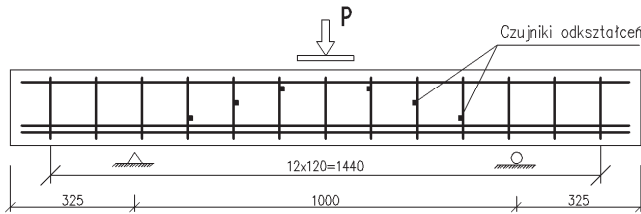
a)



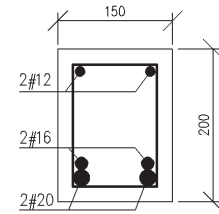
PRZEKRÓJ POPRZECZNY A-A



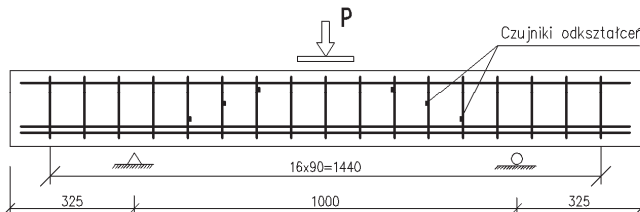
b)



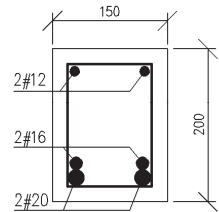
PRZEKRÓJ POPRZECZNY



c)



PRZEKRÓJ POPRZECZNY



Rys. 6.59. Wymiary oraz rozmieszczenie zbrojenia konwencjonalnego dla belek serii: a) B i BF, b) BSa i BFa, c) BSb i BFSb (Głodkowska i Lehmann 2016/2017, Lehmann 2017)

Fig. 6.59. Dimensions and placement of conventional reinforcement for beams from series: a) B and BF, b) BSa and BFa, c) BSb and BFSb (Głodkowska and Lehmann 2016/2017, Lehmann 2017)



Rys. 6.60. Ogólny widok stanowiska badawczego wraz z czujnikami przemieszczeń (Głodkowska i Lehmann 2016/2017)

Fig. 6.60. General view of the research stand with displacement sensors (Głodkowska and Lehmann 2016/2017)



Rys. 6.61. Ogólny widok belki ze stalowym wzmocnieniem przejmującym siły ścinające w zniszczonej strefie przypodporowej, po I etapie badania (opis w tekście) (Głodkowska i Lehmann 2016/2017)

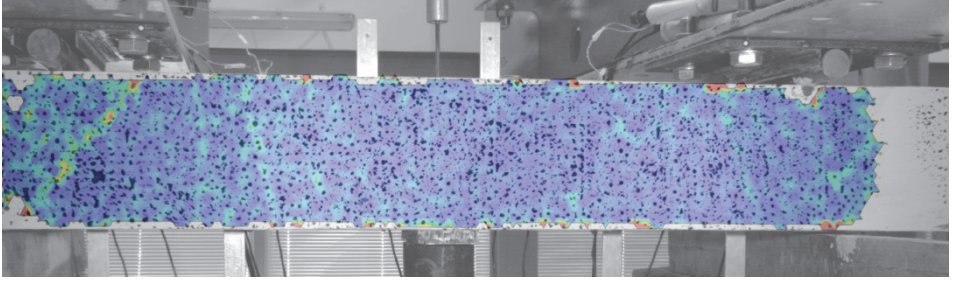
Fig. 6.61. General view of the beam with steel frame that transmits shear forces in the shear area after failure following the first stage of research (description in the text) (Głodkowska and Lehmann 2016/2017)

6.3.2.1. Fazy pracy elementu

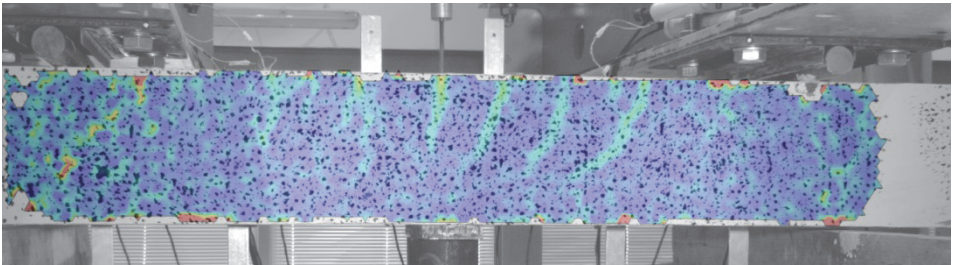
Wyróżnia się V faz pracy elementu zginanego siłą poprzeczną. W stadium I obciążenia belka pracuje w fazie sprężystej aż do osiągnięcia wytrzymałości na rozciąganie betonu w strefie rozciąganej (I faza pracy zginanych elementów żelbetowych) (rys. 6.62a). W II stadium w środku rozpiętości pojawiają się rysy prostopadłe i belka pracuje w II fazie pracy elementów zginanych, aż do osiągnięcia ukośnej wytrzymałości betonu na rozciąganie w strefie przypodporowej (rys. 6.62b). Kolejne stadium III to pojawienie się pojedynczej lub kilku rys ukośnych przy jednej, a następnie przy drugiej podporze między zbrojeniem rozciągającym i strefą ścisną beton, przy jednoczesnej zmianie kierunku nachylenia istniejących rys prostopadłych z prostopadłego na ukośne (rys. 6.62c). W stadium IV następuje wzrost szerokości rozwarcia istniejących rys oraz pojawienie się kolejnych rys ukośnych w przypadku belek silnie zbrojonych na ścinanie. Rysy ukośne wydłużają się i dochodzą do strefy zbrojenia rozciąganego, gdzie zmieniają swoją trajektorie i przebiegają wzdłuż prętów głównych. Możliwe jest również pojawienie się krytycznej rysy ukośnej decydującej o nośności elementu na ścinanie. W tym stadium dochodzi do osiągnięcia nośności na ścinanie (rys. 6.62d). Ostatnie stadium V przedstawia zniszczenie elementu na ścinanie poprzez osiągnięcie wytrzymałości na ukośne ściskanie betonu (zniszczenie ścinająco-ściskające – rys. 6.62e) lub utratę przyczepności betonu do zbrojenia wynikające z wydłużenia się podłużnej rysy na wysokości zbrojenia głównego (rys. 6.62f). Należy zaznaczyć, że dla belek wykonanych z drobnokruszywowego fibrokompozytu obrazy zniszczenia opisane powyżej były mniej widoczne z uwagi na zastosowane zbrojenie rozproszone. Dla belek serii BFSb, czyli belek silnie zbrojonych na ścinanie (por. tabela 6.13), zniszczenie elementu następowało z uwagi na zginanie poprzez osiągnięcie granicy plastyczności zbrojenia głównego (rys. 6.62g) (Głodkowska i Lehmann 2016/2017).

Opis rysunku 6.62: a) I stadium – element niezarysowany (I faza pracy), b) II stadium – pojawienie się rys prostopadłych, c) III stadium – pojawienie się rys ukośnych na obu strefach przypodporowych, d) IV stadium – stabilizacja zarysowania ukośnego i osiągnięcie nośności na ścinanie, e), f) V stadium – zniszczenie elementu na ścinanie: ścinająco-ściskające (e) i ścinająco-poślizbowe (f), g) zniszczenie elementu na zginanie poprzez uplastycznienie zbrojenia rozciąganego (tylko w przypadku belek serii BFSb).

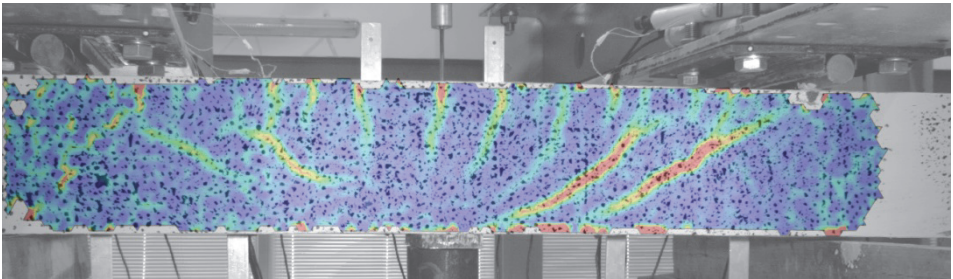
a)



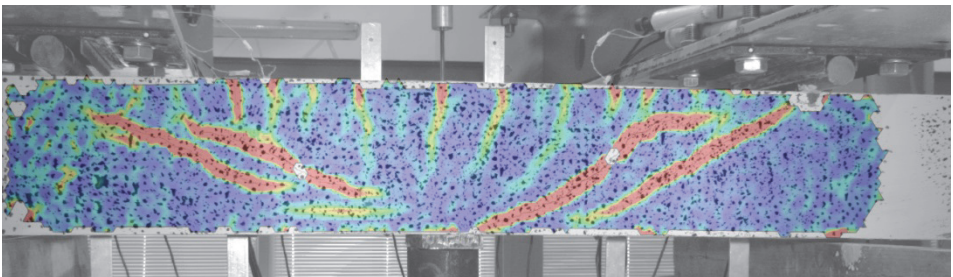
b)



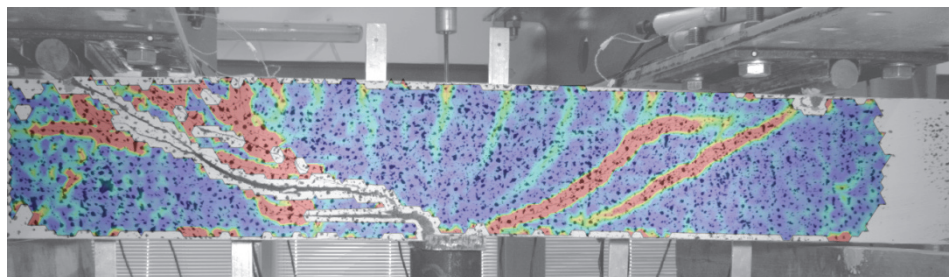
c)



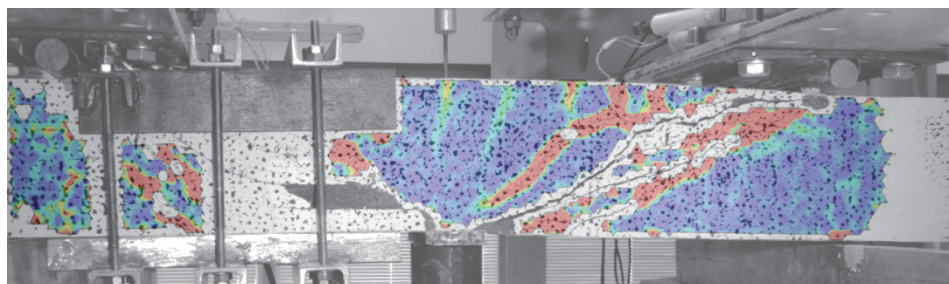
d)



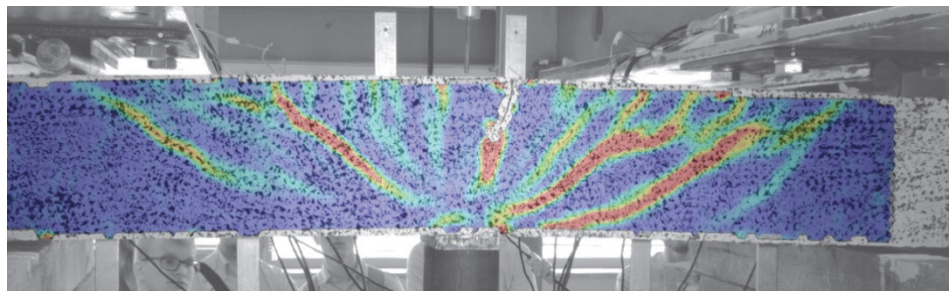
e)



f)



g)



Rys. 6.62. Stadia pracy elementu zginanego siłą poprzeczną; opis w tekście (Głodkowska i Lehmann 2016/2017)

Fig. 6.62. Development of cracks at different loading stages; description in the text (Głodkowska and Lehmann 2016/2017)

6.3.2.2. Nośność na ścinanie

Średnie wartości przypodporowych sił tnących dla wszystkich rodzajów belek (por. z tabelą 6.13) wykonanych z drobnokruszywowego fibrokompozytu na bazie piasków odpadowych oraz uzyskany efekt wzmocnienia przedstawiono w tabeli 6.15 (Głodkowska i Lehmann 2016/2017).

Zniszczenie belek wykonanych z drobnokruszywowego fibrokompozytu wytworzonego przy użyciu piasków odpadowych serii B, BF, BSa (tabela 6.13) na ogół miało charakter ścinająco-poślizgowy (rys. 6.63). Zniszczenie zapoczątkowane zostało powstaniem rys ukośnych, których szerokość rozwarcia zwiększała się wraz ze wzrostem obciążenia, a na poziomie zbrojenia podłużnego, z uwagi na stopniową utratę przyczepności stali do betonu, powstawała rysa wzdłuż prętów głównych. Taki przebieg zniszczenia najbardziej widoczny był w belkach serii B (posiadające tylko zbrojenie rozciągane), a najmniej w belkach serii BF (ze zbrojeniem rozciągany i włóknami stalowymi). Dla elementów typu BFSa (zbrojenie rozciągane, włókna stalowe i strzemiona) sposób zniszczenia miał również charakter ścinająco-poślizgowy, ale z cechą zniszczenia ścinająco-zginającego. Wynikał on ze znacznej nośności belek na ścinanie. Dlatego dla tej serii belek drugi etap badania, mający na celu określenie nośności niezniszczonej strefy przypodporowej, nie powiódł się gdyż element niszczył się z uwagi na zginanie (rys. 6.64). W belkach serii BSa i BFSa strzemiona „przecięte” rysą ukośną, w chwili zniszczenia, uległy zerwaniu.

Tabela 6.15. Analiza porównawcza wartości średnich sił V_{cr} i V_{ult} oraz efekt wzmocnienia (Głódkowska i Lehmann 2016/2017)

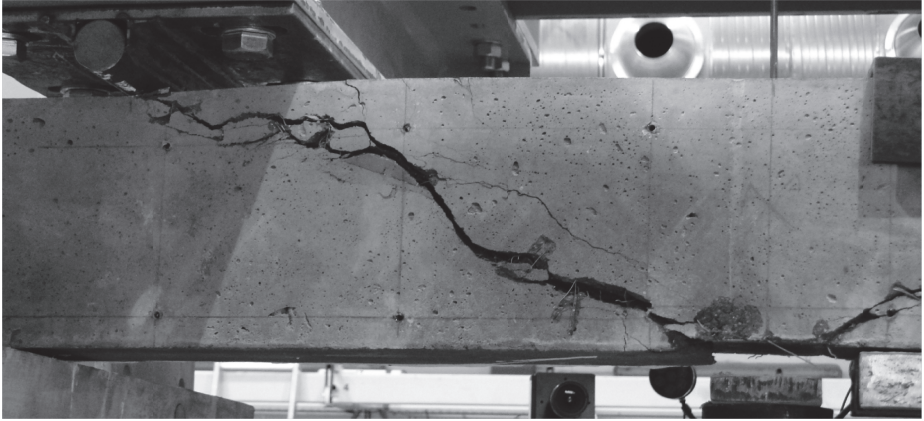
Table 6.15. Comparative analysis of the mean values of V_{cr} and V_{ult} forces and the hardening effect (Głódkowska and Lehmann 2016/2017)

Element serii	V_{cr} [kN]	Odczylenie standardowe s [kN]	Współczynnik zmienności ν [%]	V_{ult} [kN]	Odczylenie standardowe s [kN]	Współczynnik zmienności ν [%]	V_{cr}/V_{ult} [-]
B	44,28	16,42	37,07	55,57	19,40	34,91	0,80
BF	61,00	22,53	36,94	106,25	37,04	34,86	0,57
BSa	47,18	17,30	36,67	84,21	29,19	34,67	0,56
BFSa	79,93	31,31	39,18	140,27	57,92	41,29	0,57
BSb	45,29	7,08	15,65	103,32	4,27	4,13	0,43
BFSb	64,78	16,86	26,07	161,2*)	-	-	0,40

Efekt wzmocnienia

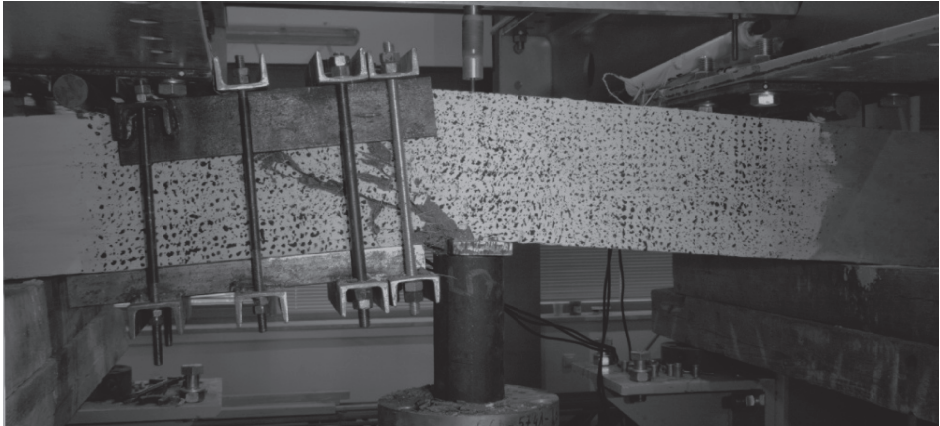
Belka	V_{ult} / V_{ult}^B	V_{ult} / V_{ult}^{BF}	V_{ult} / V_{ult}^{BSa}	V_{ult} / V_{ult}^{BFSa}	V_{ult} / V_{ult}^{BSb}	V_{ult} / V_{ult}^{BFSb}
B	1,00	0,52	0,66	0,40	0,53	0,34
BF	1,91	1,00	1,26	0,76	1,03	0,66
BSa	1,51	0,79	1,00	0,60	0,82	0,52
BFSa	2,52	1,32	1,67	1,00	1,36	0,87
BSb	1,86	0,97	1,23	0,74	1,00	0,64
BFSb	>2,90	>1,52	>1,91	>1,13	>1,56	1,00

Oznaczenia: V_{cr} – siła tnąca, przy której pojawia się rysa ukośna, V_{ult} – maksymalna siła niszcząca na ścinanie, V_{ult}^{BF} – maksymalna siła niszcząca dla belek BF, V_{ult}^B – maksymalna siła niszcząca dla belek B, V_{ult}^{BFSa} – maksymalna siła niszcząca dla belek BFSa, V_{ult}^{BSa} – maksymalna siła niszcząca dla belek BSa, V_{ult}^{BSb} – maksymalna siła niszcząca dla belek BSa, *) – zniszczenie z uwagi na zginanie



Rys. 6.63. Przykładowa postać zniszczenia ścinająco-poślizgowego strefy przypodporowej belek serii BF

Fig. 6.63. Example of shear tension failure of shear area for beams from series BF



Rys. 6.64. Przykładowa postać zniszczenia z uwagi na zginanie – wtórne zniszczenie belki serii BFS

Fig. 6.64. Example of bending failure – secondary failure of the beam from series BFS

Dodatek włókien stalowych w drobnokruszywowym kompozycie wytworzonym przy użyciu piasków odpadowych ma bardzo duży wpływ na przenoszenie sił poprzecznych. Zwiększa nośność przypodporową o ok. 90% w belkach bez strzemion i o ok. 65% w belkach ze strzemionami. Podobną zależność zaobserwowano w przypadku zastosowania strzemion. Większy wpływ strzemion występuje w elementach bez włókien stalowych (ok. 51%) niż w przypadku belek z włóknami. Nie zmienia to jednak faktu, że wpływ zbrojenia rozproszonego i strzemion na nośność na ścinanie sumuje się, na co wskazują wyniki uzyskane dla belek serii BFSa. Do podobnych wniosków doszedł Ding z zespołem (Ding i in. 2011). Badania własne wykazały również, że zbrojenie rozproszone korzystnie wpływa na pojawienie się pierwszej rysy ukośnej w stosunku do belek bez włókien stalowych. Wartość poprzecznej siły rysującej w elementach fibrokompozytowych jest większa o ok. 38% w porównaniu z belkami bez zbrojenia rozproszonego. W belkach serii BF, BSa oraz BFSa stosunek wartości siły rysującej (V_{cr}) do maksymalnej siły tnącej (V_{ult}) była stała i wynosiła ok. 0,56. Niewielki wzrost siły V_{ult} w stosunku do V_{cr} dla belek serii B wynikał z faktu przenoszenia siły ścinającej przez tzw. „efekt klockujący”, zazębienie się kruszywa i strefę ściszaną.

Analizując wyniki nośności belek uzupełniających (por. w tabeli 6.15) można jednoznacznie stwierdzić, że zagęszczenie strzemion nie wpływa na siłę rysującą V_{cr} zarówno dla belek z włóknami, jak i bez włókien. Pod względem przenoszenia obciążenia elementy BF (ze zbrojeniem rozciągającym i włóknami) mają porównywalną nośność do serii BSb (ze zbrojeniem rozciągającym i strzemionami). Stąd wniosek: strzemiona #4,5 w rozstawie co 90 mm mają podobny efekt wzmocnienia, jak dodatek samych włókien stalowych w ilości 1,2%. Można założyć, że zniszczenie na zginanie w elementach serii BFSb (ze zbrojeniem rozciągającym, strzemionami i włóknami) realizowało się tuż przed zniszczeniem na ścinanie, tym samym zagęszczenie strzemion spowodowało mniejszy efekt wzmocnienia na ścinanie belek włóknami. Dla strzemion w rozstawie 120 mm dodatek włókien stalowych zwiększa nośność na ścinanie elementu o ok. 67%, zaś w przypadku strzemion w rozstawie 90 mm o ok. 56%.

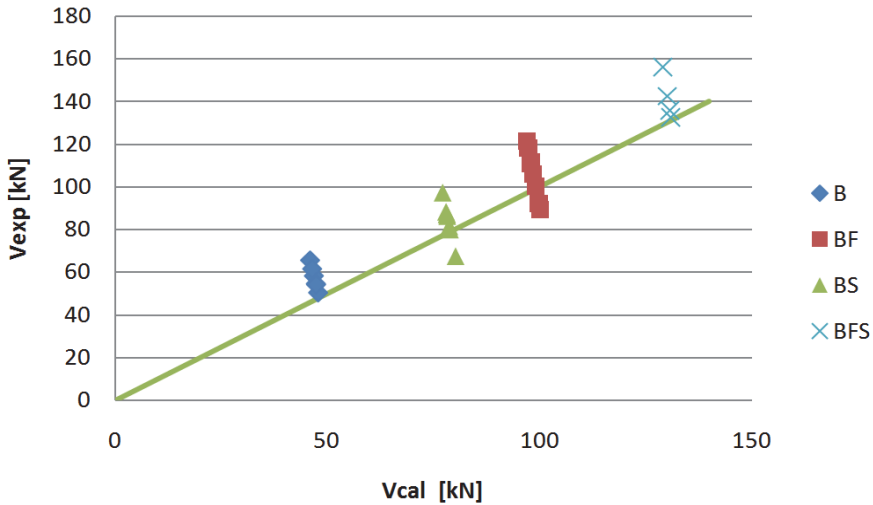
Porównanie nośności eksperymentalnych (V_{exp}) z nośnościami obliczeniowymi (V_{cal})

Poniżej dokonano porównania eksperymentalnych nośności na ścinanie belek do nośności obliczeniowych wyznaczonych wg rekomendacji RILEM TC-162-TDF i wg. Model Code 2010 (rys. 6.65-6.67). Obliczenia wykonano dla średnich wartości cech mechanicznych drobnokruszywowego fibrokompozytu (por. rozdz. 4.3) oraz przyjętych współczynników bezpieczeństwa $\gamma_f = \gamma_c = 1,0$. Do obliczania nośności wg Model Code 2010 wykorzystano metodę SMCFT dla drugiego poziomu aproksymacji (por. rozdz. 6.1.2) oraz starszą, bazującą na założeniach EC-2 (PN-EN 1992-1-1, 2004).

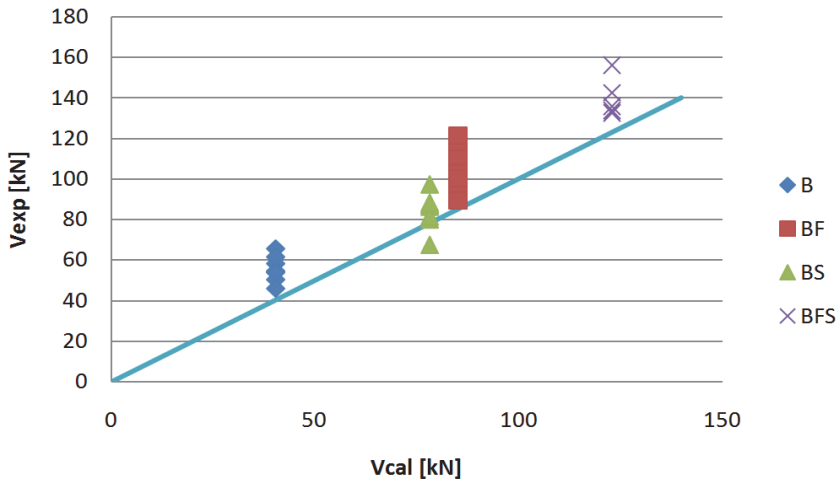
Na rysunku 6.65 porównano eksperymentalne wartości nośności V_{exp} z analitycznymi V_{cal} wyznaczonymi wg Model Code 2010 przy użyciu metody SMCFT. Z uwagi na specyfikę metody, nośności nie są stałe dla elementów, gdyż zależą od odkształceń podłużnych w środku wysokości przekroju. Analizując wykres można stwierdzić, że wartości obliczeniowe nośności belek są mniejsze niż uzyskano w badaniach (w większości wartości nośności są niedoszacowane), szczególnie dla belek serii B oraz BFSa. Najlepsza zgodność z prostą $V_{exp} = V_{cal}$ występuje dla elementów serii BF i BSa (różnica ok. 8%).

Obliczone wartości nośności wg poprzedniej metody zawartej w normie Model Code 2010 we wszystkich przypadkach są dużo mniejsze od eksperymentalnych (od 14% dla belek BFS do 38% dla belek B). W przypadku belek serii BS różnica wynosi 7%. Należy zauważyć, że główna różnica w stosunku do metody SMCFT występuje w obliczeniowych nośnościach belek serii BF. Według poprzedniej metody analitycznej wpływ włókien stalowych na nośność belek na ścinanie jest mniejszy (rys. 6.66).

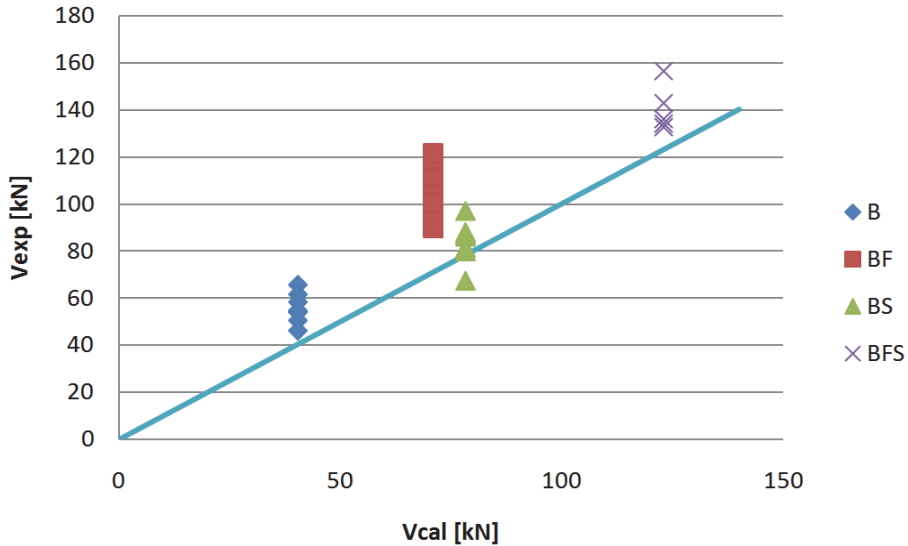
Dla metody RILEM TC-162-TDF uzyskano największe różnice w wartościach nośności teoretycznych i eksperymentalnych, przy czym wyraźna niezgodność występuje w przypadku belek serii BF – różnica 50% (rys. 6.67). Wpływ włókien stalowych na nośność na ścinanie, wg tej metody, jest najmniej efektywny. Należy zaznaczyć, że obliczeniowe nośności dla elementów B i BSa pokrywają się z wartościami nośności wyznaczonymi wg poprzedniej metody Model Code 2010 (por. rys. 6.66). Powodem jest ten sam algorytm obliczenia nośności na ścinanie elementów zginanych występujący również w EC-2 (PN-EN 1992-1-1, 2004).



Rys. 6.65. Zależność wartości nośności eksperymentalnych (V_{exp}) od obliczeniowych (V_{cal}) wyznaczonych wg Model Code 2010 metodą SMCFT
Fig. 6.65. Relation between experimental shear capacities (V_{exp}) and calculated ones (V_{cal}) determined in accordance with Model Code 2010 by SMCFT method



Rys. 6.66. Zależność wartości nośności eksperymentalnych (V_{exp}) od obliczeniowych (V_{cal}) obliczonych wg Model Code 2010
Fig. 6.66. Relation between experimental shear capacities (V_{exp}) and calculated ones (V_{cal}) calculated in accordance with Model Code 2010



Rys. 6.67. Zależność wartości nośności eksperymentalnych (V_{exp}) od obliczeniowych (V_{cal}) wyznaczonych wg RILEM TC-162-TDF

Fig. 6.67. Relation between experimental shear capacities (V_{exp}) and calculated ones (V_{cal}) determined in accordance with RILEM TC-162-TDF

Według stanu granicznego nośności zbrojenie rozproszone w belkach znacznie przyczynia się do przenoszenia sił ścinających, a przyrost nośności wynosi ok. 80% w stosunku do elementów bez zbrojenia na ścinanie. Charakter pracy włókien w strefie przypodporowej był lepszy od pracy strzemion z uwagi na bardziej ciągliwy charakter materiału, co potwierdzają wykresy zależności siły poprzecznej (V) od odkształceń (ϵ) określonych na bocznej powierzchni belek, na jej wysokości (por. rysunki 6.71-6.73). Stwierdzono także, że wpływ włókien stalowych i strzemion sumuje się przy przenoszeniu sił poprzecznych, zarówno w aspekcie zwiększenia nośności, jak również w charakterystyce odkształceniowej elementu.

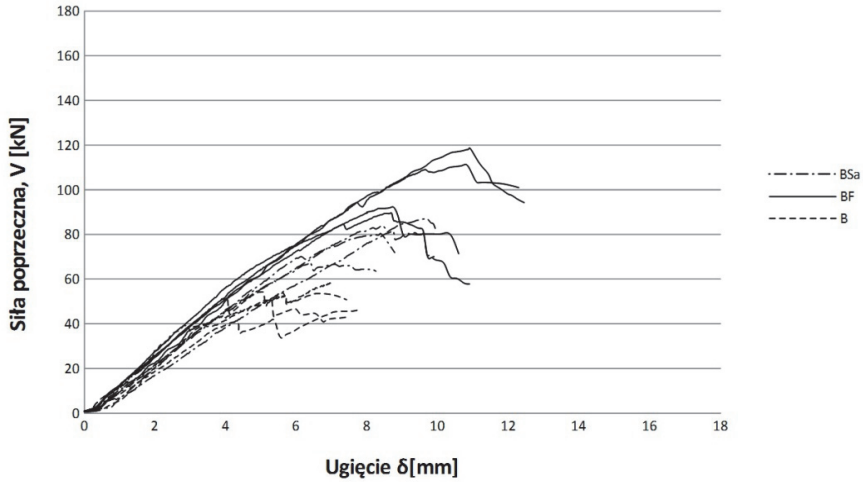
Dowodzono, że włókna stalowe w ilości 1,2% w drobnokruszowym kompozycie wpływają na pojawienie się rys ukośnych – rysa w belkach z włóknami powstawała przy większej wartości siły poprzecznej niż w przypadku elementów bez włókien. W większości przypadków nośności obliczeniowe są znacznie mniejsze niż eksperymentalne (wartości nośności są niedoszacowane), co skłania autorów do modyfika-

cji algorytmów obliczeniowych w zakresie projektowania na ścinanie elementów wykonanych z drobnokruszywowego fibrokompozytu przy użyciu piasków odpadowych. Działania te wymagają przeprowadzenia badań o szerszym programie (zróżnicowanie zawartości włókien stalowych i ich smukłości) oraz obliczeń analitycznych.

6.3.2.3. *Ugięcia*

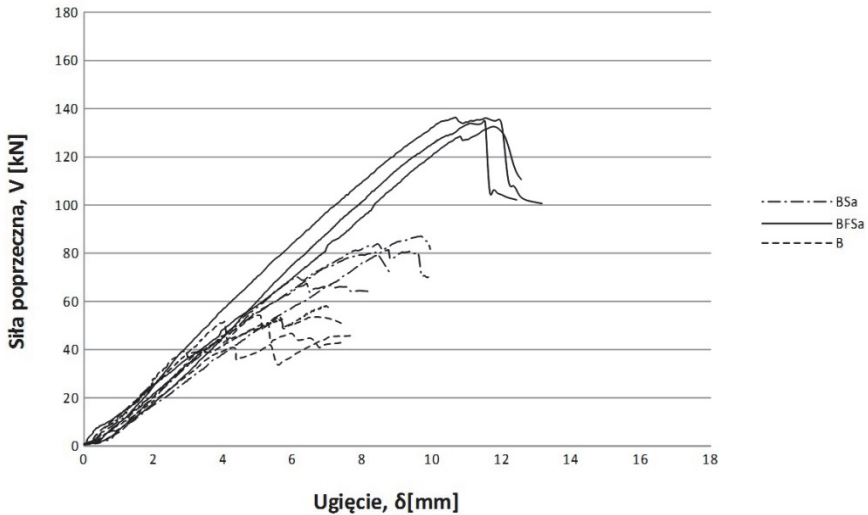
Analiza wykresów przedstawionych na rysunku 6.68 i 6.69 wyraźnie wskazuje na wpływ włókien stalowych na nośność strefy przypodporowej belek wykonanych z drobnokruszywowego fibrokompozytu na bazie piasków odpadowych, jak również na charakter pracy elementu po pojawieniu się pierwszej rysy ukośnej. W elementach serii B (bez strzemion i włókien stalowych), w chwili pojawienia się rysy, siła obciążająca utrzymywała się na tym samym poziomie, a pojawianie się kolejnych rys ukośnych skutkowało chwilowymi spadkami obciążenia. Natomiast w pozostałych elementach próbnych, posiadających zbrojenie na ścinanie (strzemiona i włókna stalowe), po pojawieniu się rysy ukośnej, obciążenie wciąż wzrastało i nie zaobserwowano spadku siły obciążającej w chwili pojawiania się kolejnych rys. Na takie zachowanie belek wpływają zarówno strzemiona, jak i zbrojenie rozproszone (włókna stalowe), które „mostkują” rysy przenosząc naprężenia rozciągające. Ponadto dodatek włókien stalowych niweluje kruchy charakter materiału w sposób bardziej efektywny niż strzemiona.

Analizując nachylenie krzywych siła (V) – ugięcie (δ) przedstawionych na rysunkach 6.68-6.70 można wnioskować, że włókna stalowe wpływają na sztywność przy zginaniu, ale wpływ ten nie jest znaczny, co zostało potwierdzone w pracy (Ziarkiewicz 2018) w przypadku elementów z dużym stopniem zbrojenia głównego. Do podobnych wniosków doszli także Yoo (Yoo i Yang 2018) i Ashour (Ashour 2000). Należy jednak podkreślić, że pomimo niewielkiego wpływu dodatku włókien stalowych na sztywność, końcowe wartości ugięć przy maksymalnej sile poprzecznej były dużo większe dla belek zbrojonych strzemionami i włóknami stalowymi (ok. 12 mm) w stosunku do belek bez włókien i strzemion (o ok. 8 mm). Wartości ugięć dla elementów serii BF (z włóknami) i BSa (ze strzemionami) były zbliżone i wynosiły ok. 10 mm.



Rys. 6.68. Zależność siły poprzecznej (V) od ugięcia (δ) dla belek serii B, BSA i BF w pierwszym etapie badania

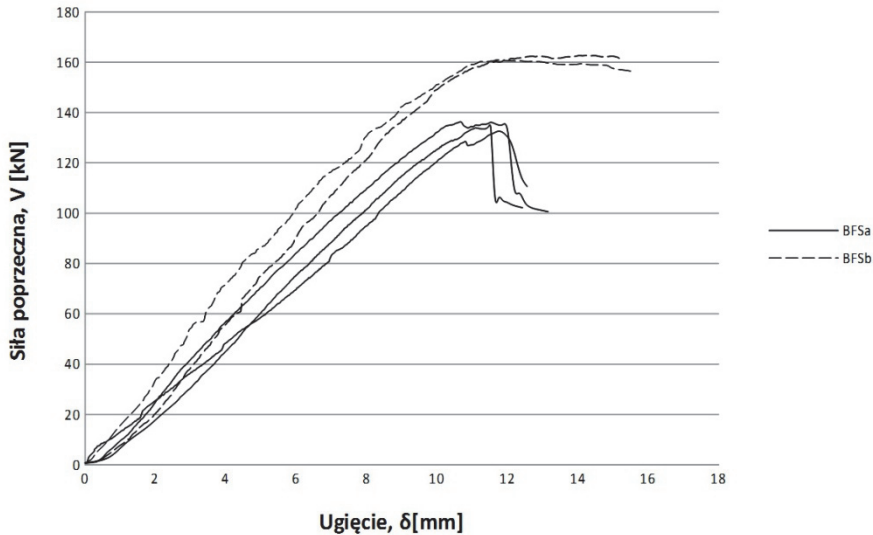
Fig. 6.68. Relation between shear force (V) and deflection (δ) for beams from series B, BSA and BF at the first stage of test



Rys. 6.69. Zależność siły poprzecznej (V) od ugięcia (δ) dla belek serii B, BSA i BFSa w pierwszym etapie badania

Fig. 6.69. Relation between shear force (V) and deflection (δ) for beams from series B, BSA and BFSa at the first stage of test

Rysunek 6.70 przedstawia zależność ugięcia do siły ścinającej dla belek serii BFSa i BFSb. W tym przypadku krzywizny siła–ugięcie (V - δ) belek BFSb pokazują typowe zachowanie się elementu po wpływem momentu zginającego przy uplastycznieniu zbrojenia głównego.



Rys. 6.70. Zależność siły poprzecznej (V) od ugięcia (δ) belek serii BFSa i BFSb w pierwszym etapie

Fig. 6.70. Relation between shear force (V) and deflection (δ) for beams from series BFSa and BFSb at the first stage

Odształcenia (ε) powierzchni bocznej na wysokości elementu

Wpływ strzemion i zbrojenia rozproszonego na kruchy charakter strefy przypodporowej po zarysowaniu ukośnym wyraźniej widoczny jest na wykresach odkształceń (ε) powierzchni bocznej belek do siły poprzecznej (V) (rys. 6.71-6.73). Wykresy uzyskane dla belek serii BF (bez strzemion) i BFSa (ze strzemionami i włóknami stalowymi) mają przebieg bardziej łagodny w stosunku do elementów serii BSA (ze strzemionami). Pomierzone odkształcenia (ε) odpowiadają wartościom średnim z odczytów programu SAD-256 i ARAMIS 4M. Wykres odkształceń ε uzyskany dla belki typu B (tylko ze zbrojeniem rozciągającym) ma charakter poglądowy, gdyż po pojawieniu się rysy następował skokowo zmienny przebieg odkształceń, co również potwierdza fakt kruchego

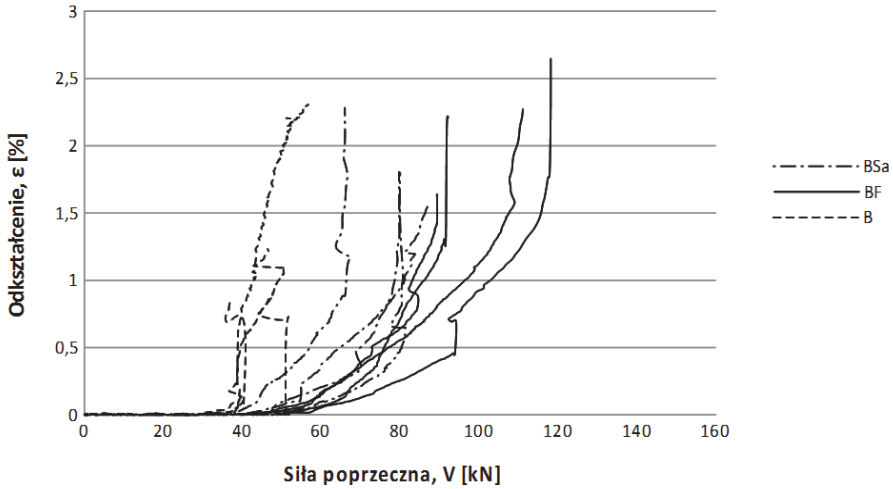
zniszczenia elementu. Jak wykazały prace Walravena (Walraven 1981), Tasdemira i Karihaloo (Tasdemira i Karihaloo 2001) rozmiar ziaren kruszywa może mieć duże znaczenie w przenoszeniu sił poprzecznych w elementach bez zbrojenia na ścinanie, stąd prawdopodobnie użycie małych frakcji kruszywa w kompozycie (por. rozdz. 4.3) przyczynia się do niewielkiej efektywności ząbienia się, a tym samym do skokowego przebiegu odkształceń. Analizując przebieg krzywej ε - V dla belek serii BF i BSa (rys. 6.72) można stwierdzić, że użyte włókna stalowe powodują podobną, a nawet lepszą pracę elementu po zarysowaniu niż strzemiona, gdyż poziom maksymalnych odkształceń realizuje się mniej gwałtownie dla belek serii BF. Spostrzeżenia te potwierdza zawarty w fib Modle Code 2010 komentarz, w którym stwierdza, że z uwagi na wysoką wytrzymałość resztkową graniczną (f_{Fruk}) nie wymagane jest zbrojenie minimalne w postaci strzemion. Dla analizowanego fibrokompozytu warunek ten przyjmuje postać:

$$f_{Fruk} = 2,18MPa > 0,08 \cdot \sqrt{f_{ck}} = 0,6MPa \quad (6.64)$$

Wartość siły f_{Fruk} wyznaczono na podstawie wytrzymałości resztkowych (por. rozdz. 4.2.4) wg Model Code 2010.

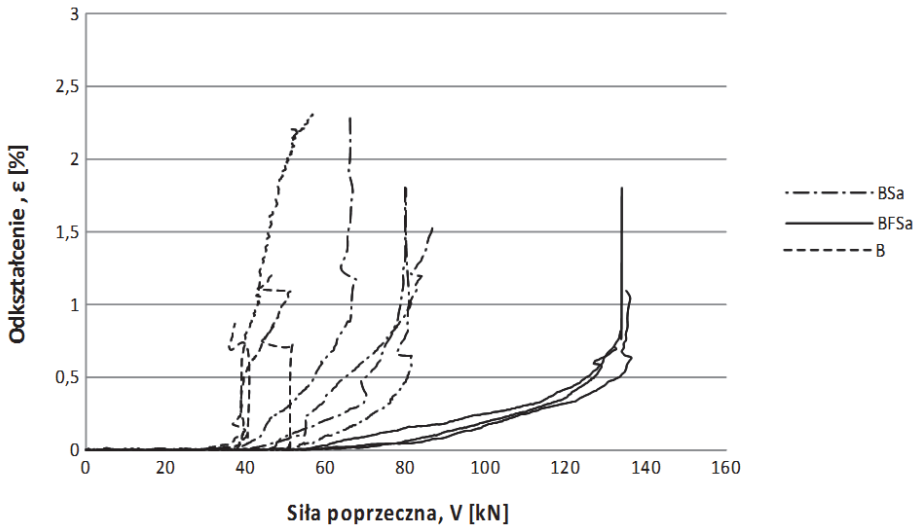
Z przebiegu wykresów zamieszczonych na rysunku 6.71 wynika, że poziom odkształceń, dla których realizuje się stała wartość siły poprzecznej (V) jest większy dla belek serii BF (ok. 1,45%) niż serii BS (ok. 0,95%). Analizując wykresy dla belek serii BFSa zauważono, że wpływ włókien i strzemion nie tylko powodował wzrost nośności na ścinanie badanych elementów. Użycie obu zbrojeń (strzemiona i włókna stalowe) miało znaczący wpływ na przebieg odkształceń (ε) powierzchni bocznej belek. W tym przypadku uzyskano bardziej płaski kształt krzywej ε - V , co można interpretować, jako sumowanie się wpływu strzemion i włókien stalowych. Jednocześnie poziom odkształceń dla osiągnięcia wartości maksymalnej siły poprzecznej (V) jest porównywalny, jak dla belek serii BSa (rys. 6.72).

Kolejną analizę stanowi praca strzemion w belkach serii BS i BFS oraz ich relacja ε - V (rys. 6.73).



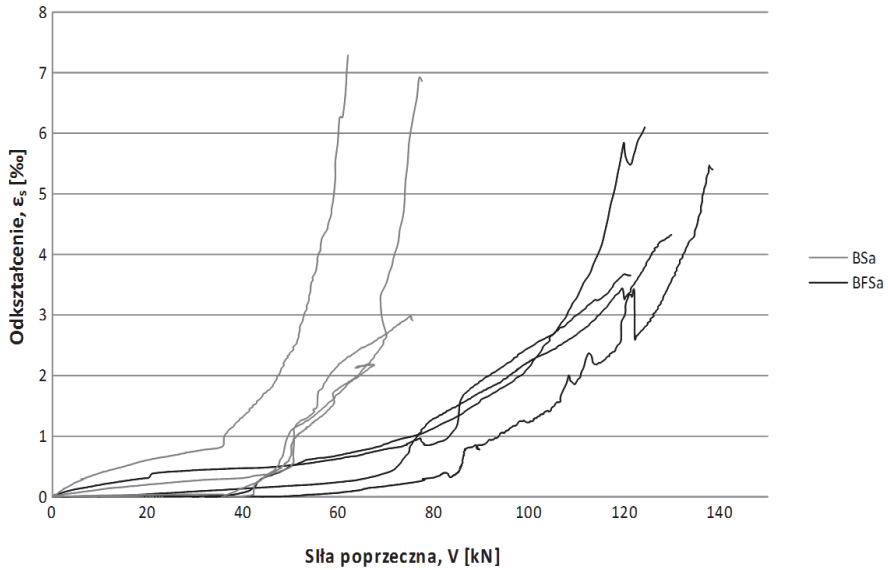
Rys. 6.71. Relacja odkształceń powierzchni bocznej (ϵ) od siły poprzecznej (V) dla belek serii B, BSa i BF w pierwszym etapie badania

Fig. 6.71. Relation between strains of lateral surface (ϵ) and shear force (V) for beams from series B, BSa and BF at the first stage of test



Rys. 6.72. Relacja odkształceń powierzchni bocznej (ϵ) od siły poprzecznej (V) dla belek serii B, BS i BFSa w pierwszym etapie badania

Fig. 6.72. Relation between strains of lateral surface (ϵ) and shear force (V) for beams from series B, BS and BFSa at the first stage of test



Rys. 6.73. Zależność odkształcenia strzemion (ϵ_s) od siły poprzecznej (V) w pierwszym etapie badania

Fig. 6.73. Relation between strains of stirrups (ϵ_s) and shear force (V) at the first stage of test

Przedstawione odkształcenia strzemion (ϵ_s) dotyczą tych strzemienion, które były najbardziej wyciągnięte i przez które przechodziła ustabilizowana rysa ukośna. Na wykresach odkształceń zbrojenia (por. rys. 6.73) można zaobserwować, że przy pewnym poziomie siły V (ok. 40 kN dla belek serii BS) odkształcenia strzemion (ϵ_s) zaczynają gwałtownie rosnąć. Moment, w którym odkształcenia wzrastają można utożsamiać z pojawieniem się rysy ukośnej. Tym samym potwierdza się fakt, że strzemiona przenoszą siły poprzeczne głównie po pojawieniu się rys ukośnych (ACI – ASCE Committee 426 1973). Należy zaznaczyć, że wzrost odkształceń ϵ_s jest bardziej gwałtowny dla belek bez włókien, co po raz kolejny potwierdza mniej kruchy charakter drobnokruszywowego fibrokomozytu. W elementach z włóknami strzemiona inicjują pracę przy nieco większym poziomie siły poprzecznej (ok. 60 kN) w porównaniu do belek bez zbrojenia rozproszonego. Wartość siły, przy której obserwuje się większy przyrost odkształceń w strzemionach, można definiować, jako wielkość V_{cr} , a tym samym, jako nośność elementu bez zbrojenia na

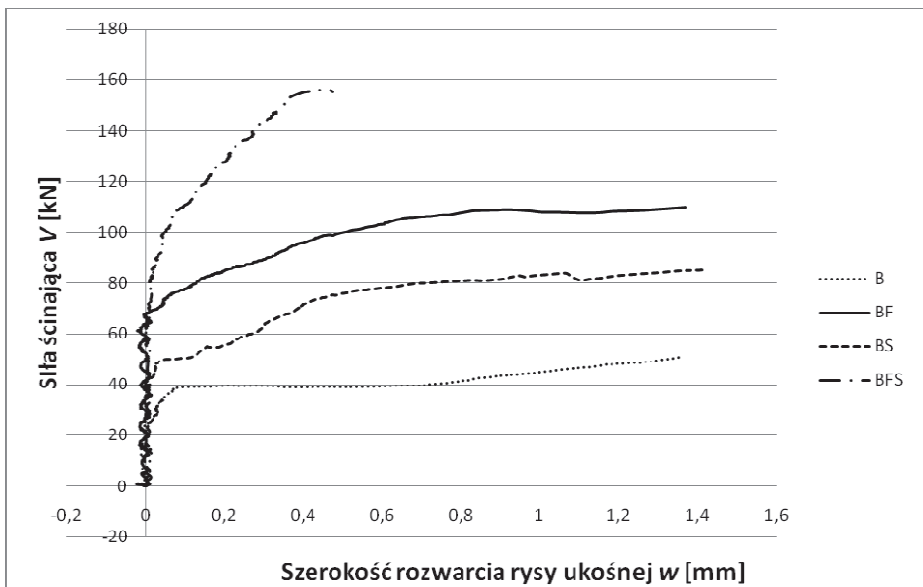
ściananie, gdyż odkształcenia strzemion (ε_s) przed zarysowaniem belek są w większości przypadków niewielkie i są mniejsze od 1%. Analizując rysunek 6.73 można stwierdzić, że z punktu widzenia nośności na ścinanie mechanizm przenoszenia siły poprzecznej przez włókna stalowe należy sumować z nośnością elementu bez zbrojenia poprzecznego, a po pojawieniu się rysy ukośnej, ze strzemionami. Jednocześnie włókna stalowe powodują łagodniejszy przyrost odkształceń w strzemionach wraz ze wzrostem siły poprzecznej. Różnica w wartościach maksymalnych odkształceń strzemion wynika z charakterystyki σ - ε dla stali i wynosi od 3,7‰ do 7,3‰. Potwierdza się również mechanizm pracy strzemion, gdzie po uplastycznieniu i osiągnięciu wartości maksymalnych odkształceń ε_{smax} następuje spadek ich wartości, który pomimo wzrostu siły poprzecznej spowodowany jest większym wyężeniem sąsiednich strzemion lub przenoszeniem siły przez zbrojenie podłużne i pas strefy ściskanej (ACI – ASCE Committee 426).

6.3.2.4. Rysy ukośne

Zależność siły poprzecznej (V) do szerokości rozwarcia rysy ukośnej (w) w belkach wykonanych z drobnokruszywowego fibrokompozytu na bazie piasków odpadowych pokazano na rysunku 6.74. Dla elementów zbrojonych włóknami (seria BF) odnotowano większą siłę rysującą niż dla belek zbrojonych strzemionami (seria BS), co korzystnie może wpłynąć na redukcję odcinków drugiego rodzaju wymagających zbrojenia na ścinanie. Krzywe opisujące zależność siły poprzecznej od szerokości rozwarcia rysy ukośnej dla belek posiadających zbrojenie rozproszone (seria BF) i zbrojonych tylko strzemionami (seria BS) charakteryzują się podobnym kątem nachylenia do osi poziomej. Taki przebieg krzywych, jak przedstawiono na rysunku 6.74 wskazuje na podobną pracę włókien stalowych i strzemion po zarysowaniu elementu. Jednocześnie dla belek serii BFS (belki zbrojone strzemionami i włóknami stalowymi) efekty wpływu włókien i strzemion sumują się, na co wskazuje powolny wzrost szerokości rozwarcia rysy (w) wraz ze zwiększającą się wartością siły poprzecznej (V). Należy nadmienić, że maksymalna szerokość rozwarcia rys ukośnych w elementach typu BFS była znacznie mniejsza od zaobserwowanych w belkach serii BF i BS. Sytuacja ta (por. rozdz. 6.3.2.1) skutkowałą również większą ilością rys w elementach typu BFS, w których zbrojenie na ścinanie stanowiły strzemiona i włókna

stalowe. Ostatecznie można stwierdzić, że włókna mają duży wpływ nie tylko na nośność elementów z drobnokruszywowego fibrokompozytu ale również na jego zarysowanie ukośne. Porównując wyniki badań uzyskane dla belek serii BF i BS, można stwierdzić, że takie same wartości szerokości rys powstają przy większej wartości siły poprzecznej (o ok. 40%) dla belek z włóknami. Należy zaznaczyć, że krzywe V - w dla elementów BF i BS charakteryzują się podobnym kątem nachylenia do osi poziomej, co może świadczyć o podobnym mechanizmie przenoszenia siły poprzecznej po zarysowaniu przez strzemiona i włókna stalowe.

Reasumując, z uwagi na zarysowanie ukośne najkorzystniej zachowuje się element z dodatkiem włókien stalowych oraz strzemionami, gdyż wzrost siły powoduje znacznie mniejszy przyrost szerokości rozwarcia rysy i nie jest on w przybliżeniu o stałej wartości, tak jak w przypadku belek zbrojonych włóknami (BF) lub strzemionami (BS).



Rys. 6.74. Zależność siły ścinającej (V) od szerokości rozwarcia rys ukośnych (w) dla belek serii B, BF, BS i BFS

Fig. 6.74. Relation between shear force (V) and diagonal cracks width (w) for beams from series B, BF, BS and BFS

Literatura

- ACI – ASCE Committee 426. The Shear of Reinforced Concrete Members. Chapter 1-4. Proceedings ASCE. *Journal of the Structural Division*, 99(ST6), 1973.
- Amin, A., Foster, S. J. (2016). Shear strength of steel fibre reinforced concrete beams with stirrups. *Engineering Structures*, 111, 323-332.
- Ashour, S.A. (2000). Effect of compressive strength and tensile reinforcement ratio on flexural behavior of high-strength concrete beams. *Engineering Structures*, 22(5), 413-423.
- Batson, G., Jenkins, E., Spaney, R. (1972). Steel Fibers as Shear Reinforcement Beams. *ACI Journal*, 69(10), 640-644.
- Bažant, Z.P., Kim, J. (1984). Size Effect in Shear Failure of Longitudinally Reinforced Beams. *ACI Journal*, 81(5).
- Bentz, E. C., Vecchio, F. J., Collins, M.P. (2006). Simplified Modified Compression Field Theory for Calculating Shear Strength of Reinforced Concrete Elements. *ACI Structural Journal*, 113(4), 614-624.
- Choi, H.Y., Lee, J.Y., (2012). *Strength Evaluation of Reinforced Concrete Beam-Column Joints*. Dept. of Architectural Engineering.
- Ding, Y., You, Z., Jalali, S. (2011). The Composite Effect of Steel Fibres and Stirrups on the Shear Behaviour of Beams Using Self-Consolidating Concrete. *Engineering Structures*, 33(1), 107-117.
- Gandomi, A. H., Alavi, A.H., Yun, G.J. (2011). Nonlinear modeling of shear strength of SFRC beams using linear genetic programming. *Structural Engineering and Mechanics*, 38(1), 1-25.
- Głodkowska, W., Lehmann, M. (2016/2017). *Problemy teoretyczne i badawcze konstrukcji z betonu*. Projekt badawczy Nr 504.01.25/2017. Politechnika Koszalińska, Koszalin.
- Hawkins, N. M., Kuchma, D.A. Mast, R.F. (2005). Simplified Shear Design of Structural Concrete Members.
- Kaushik, S.K., Gupta, V.K., Tarafdar, N.K. (1987). *Behaviour of Fiber Reinforced Concrete Beams in Shear*. Proceeding of the International Symposium of Fibre Reinforced Concrete, Madras, India December 16-19, 133-149.
- Kwak, Y.K., Eberhard, M.O., Kim, W.S. Kim, J. (2011). Shear Strength of Steel Fiber-Reinforced Concrete Beams without Stirrups. *ACI Structural Journal*, 99(4), 530-538.
- Lehmann, M. (2017). *Zastosowanie fibrokompozytu na bazie piasku odpadowego do wytwarzania zginanych elementów konstrukcyjnych*. Projekt badawczy służących rozwojowi młodych naukowców w wewnętrznym trybie konkursowym Nr 524.01.43.
- Model Code 2010. First complete draft. Bulletin 55. International Federation for Structural Concrete (fib). Lausanne, Switzerland.

- Morsy, A. M., El-Raki, T.M. (2018). Shear Behavior of Steel Fiber Reinforced Concrete Wide Beams without Stirrups. *Journal of Civil & Environmental Engineering*, 8(1).
- Narayanan, R., Darwish, I.Y.S. (1987). Use of Steel Fibers as Shear Reinforcement. *ACI Structural Journal*, 84(3), 216-227.
- PN-EN-1992-1-1. (2004). Eurocode 2: Design of concrete structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings.
- RILEM TC-162-TDF. (2003). Test and design methods for steel fibre reinforced concrete. *Materials and Structures*, 36, 560-567.
- Roberts, T.M., Ho, N.L. (1982). Shear Failure of Deep Fibre Reinforced Concrete Beams. *International Journal of Cement Composites and Lightweight Concrete*, 4(3), 145-152.
- Saluja, S.K., Kumar, S., Samra, M.S., Singh, A.P. (1992). Flexural and Shear Strength of Fibre Reinforced Concrete Beams. *Journal of Structural Engineering*, 19(3), 101-105.
- Swamy, R.N., Bahia, H.M. (1985). The Effectiveness of Steel Fibers as Shear Reinforcement. *Concrete International*, 7(3), 35-40.
- Tasdemir, M.A., Karihaloo, B.L. (2001). Effect of aggregate volume fraction on the fracture parameters of concrete: a meso-mechanical approach. *Magazine of Concrete Research*. 53(6).
- Thuong, N.T., Park, J., Pyo, S., Kim, D.J. (2017). Shear resistance of ultra-high-performance fiber-reinforced concrete. *Construction and Building Materials*, 151, 245-257.
- Walraven, J.C. (1981). Fundamental Analysis of Aggregate Interlock. *Journal of Structural Division*, 107(11), 2245-2270.
- Yakoub, H.E. (2011). Shear stress prediction: Steel fiber-reinforced concrete, *ACI Structural Journal*, 108(3), 304-314.
- Yoo, D.Y., Yang, J.M. (2018). Effects of stirrup, steel fiber, and beam size on shear behavior of high-strength concrete beams. *Cement and Concrete Composites*, 87(3), 137-148.
- Ziarkiewicz, M. (2018). *Doświadczalna ocena wybranych metod wymiarowania belek z fibrokompozytu drobnokruszywowego*. Praca doktorska. Politechnika Koszalińska.

7. Podsumowanie

Stawiane obecnie wymagania dotyczące spełnienia stanów granicznych nośności i użytkowości nowoczesnych konstrukcji z betonu spowodowały konieczność poszukiwania rozwiązań dotyczących polepszenia właściwości mechaniczno-fizycznych betonu zwykłego. Jednym ze sposobów jest stosowanie dodatku w postaci włókien rozproszonych. Kompozyty mineralne z włóknami rozproszonymi, ogólnie nazywane w monografii fibrokompozytami, stają się coraz popularniejsze zarówno w kraju, jak i na świecie. Włókna pełnią rolę wzmocnienia i w znaczący sposób poprawiają niektóre właściwości kompozytu. Fibrokompozyty stanowią więc pewną alternatywę dla betonu zwykłego, gdyż cechuje je, między innymi, większa wytrzymałość na rozciąganie i ścinanie, wytrzymałość zmęczeniowa i udarność oraz większa odporność na ścieranie. Włókna zapobiegają propagacji rys i sprawiają, że materiał staje się bardziej jednorodny. Zanika kruchy charakter betonu zwykłego, co bezpośrednio wpływa na bezpieczeństwo użytkowania konstrukcji.

Drobnokruszywowy fibrokompozyt wytworzony przy użyciu piasków odpadowych (przedmiot niniejszej monografii), którego właściwości spełniają wymagania stawiane materiałom konstrukcyjnym, oraz który byłby w wybranych zastosowaniach alternatywą dla betonu zwykłego, daje możliwość zagospodarowania zalegających w rejonie Pomorza hałd wyplukanego kruszywa w postaci piasku pozbawionego frakcji grubych. Kompozyt ten wyróżnia dość niska cena jednostkowa ze względu na użyte kruszywo, jak również aspekt ekologiczny. Częściowe zastąpienie betonu zwykłego kompozytem drobnoziarnistym ze zbrojeniem rozproszonym może znacznie ograniczyć dalszą degradację środowiska. Pozwoli to na zrównoważone wykorzystanie regionalnych surowców kruszywa. Działania te przyczynią się również do stopniowego zmniejszania hałd piasku, a alternatywą dla rekultywacji byłych wyrobisk może być możliwość wykorzystania piasku odpadowego, jako pełnowartościowego surowca budowlanego. Możliwość wykorzystania piasku odpadowego jest korzystnym, przede wszystkim pod względem ekonomicznym oraz ekologicznym, rozwiązaniem problemu rekultywacji wyrobisk.

Celem badań prowadzonych przez Autorkę i jej zespół (Staszewski M., Kobaka J., Laskowska-Bury J., Ziarkiewicz M., Lehmann M.) od

2007 roku było określenie wpływu dodatku najczęściej, według Autorki, stosowanych włókien stalowych na wybrane właściwości mechaniczno-fizyczne fibrokompozytu wykonanego na bazie lokalnego kruszywa odpadowego oraz opracowanie modelu opisującego właściwości takiego materiału. Kolejnym zadaniem było wskazanie takiej zawartości włókien stalowych, przy której kompozyt drobnokruszywowy wykazuje najlepsze właściwości użytkowe. Uzyskane rezultaty dowodzą, że istnieje możliwość częściowego zastąpienia betonu zwykłego i wykonywania niektórych elementów konstrukcyjnych z drobnokruszywowego fibrokompozytu. Następnym zamierzeniem, opisanym w monografii, było wykazanie na drodze eksperymentalnej i analitycznej, że tak opracowany drobnokruszywowy fibrokompozyt może być stosowany do wytwarzania zginanych elementów belkowych i płyt w ograniczonym zakresie. Tematyce tej poświęcono niniejszą monografię.

Wykazano, że piasek odpadowy, będący ubocznym produktem procesu hydroklasyfikacji, może stanowić podstawowe kruszywo dla mineralnych kompozytów ze zbrojeniem rozproszonym oraz, że możliwe jest takie dobranie składu drobnokruszywowego fibrokompozytu, aby jego właściwości mechaniczno-fizyczne i reologiczne spełniały wymagania stawiane betonom konstrukcyjnym. Stwierdzono, że zgodnie z wytycznymi Model Code 2010 klasę drobnokruszywowego fibrokompozytu można oznaczyć symbolem 7b. Oznacza to, że materiał posiada wysoką wytrzymałość resztkową f_{R1} (zakres od 1 do 8). Litera "b" oznacza, że badany fibrokompozyt charakteryzuje się osłabieniem po zarysowaniu. Drobnokruszywowy fibrokompozyt spełnia wymagania normy Model Code 2010: $f_{R1}/f_{Lk} > 0,4$ oraz $f_{R3}/f_{R1} > 0,3$ co oznacza, że zbrojenie włóknami stalowymi może częściowo zastępować zbrojenie konwencjonalne w stanie granicznym nośności.

Opisana nowatorska procedura doświadczalno-obliczania wytrzymałości resztkowych (f_{Ri}), oparta na badaniu zginanych płyt kwadratowych, pozwala na uzyskanie wyników o znacznie mniejszym współczynniku zmienności niż stosowana powszechnie metoda ujęta w normie PN-EN 14651. Wytrzymałości resztkowe są podstawowymi właściwościami wykorzystywanymi przy projektowaniu elementów wykonywanych przy użyciu fibrokompozytów, określającymi zdolność materiału do przenoszenia naprężeń rozciągających po zarysowaniu.

Opracowane dla drobnokruszywowego fibrokompozytu o zawartości włókien 1,2% (94,5 kg) zależności między jego cechami pozwalają na określanie jego właściwości bez wykonywania badań laboratoryjnych. Zależności te mogą być przydatne także w ocenie właściwości innych fibrokompozytów, o podobnym składzie.

Przy tak szerokim spektrum zastosowań fibrokompozytów odczuwa się brak szybkiej, bezinwazyjnej i skutecznej metody oceny jego właściwości po wbudowaniu w konstrukcję. Stosowane metody oceny właściwości na normowych próbkach nie pozwalają na dokładną ocenę rozkładu wartości jego cech w elementach i konstrukcji. Wykazano więc, że metoda indukcji elektromagnetycznej wraz z metodą opartą na prędkości propagacji fali ultradźwiękowej mogą być stosowane do identyfikacji cech mechaniczno-fizycznych drobnokruszywowego fibrokompozytu. Zaproponowane zależności funkcyjne umożliwią nieniszczącą identyfikację cech drobnokruszywowego fibrokompozytu o różnej zawartości włókien stalowych. Zależności te mogą być także przydatne do określenia cech innych materiałów, podobnych do badanych pod względem składu mieszanki i rodzaju włókna. Metoda badań nieniszczących umożliwia także kontrolę jakości drobnokruszywowego fibrokompozytu i kompozytów jemu podobnych, poprzez ocenę metodami nieniszczącymi właściwości mechaniczno-fizycznych i identyfikację rozkładu włókien. Właściwa ocena jakości wyrobów wykonanych z drobnokruszywowego fibrokompozytu na bazie piasków odpadowych przyczyni się do bardziej efektywnego zagospodarowania piasku odpadowego.

Ważnym elementem diagnostyki elementów konstrukcji wykonanych z fibrokompozytu jest określenie rozkładu włókien w przestrzeni kompozytu, które rozmieszczone są w sposób przypadkowy. Rozkład włókien w fibrokompozycie wpływa w dużym stopniu na jego właściwości. Opracowany model statystyczny opisu rozkładu włókien stalowych, umożliwia określenie parametrów ułożenia włókien w przestrzeni kompozytu, takich jak: kąt ułożenia, współrzędne początku i końca włókna, współrzędne przebicia płaszczyzny przekroju elementu. Model ten umożliwia także uwzględnienie osiadania włókien w kompozycie spowodowanego siłą ciężenia oraz uwzględnienie wpływu konsystencji i czasu wibrowania mieszanki na osiadanie włókien. Uwzględnia również warunki technologiczne wykonania fibrokompozytu i ich wpływ na równo-

mierność rozkładu włókien w jego przestrzeni z uwzględnieniem zjawiska sedymentacji włókien.

Matematyczny opis właściwości kompozytu w postaci zależności funkcyjnych, jak również statystyczny opis rozkładu włókien w przestrzeni kompozytu stanowią model drobnokruszywowego fibrokompozytu wytworzonego przy użyciu piasków odpadowych.

Kompozyt cementowy na bazie piasków odpadowych bez dodatku włókien zachowuje się jak beton zwykły w zginanych elementach ze zbrojeniem konwencjonalnym. Dodatek włókien stalowych do kompozytu w istotny sposób przyczynia się do zwiększenia nośności na zginanie i ścinanie elementów konstrukcyjnych, zmniejszenia szerokości rozwarcia rys prostopadłych i ukośnych, ugięć elementu oraz umożliwia częściową redukcję zbrojenia konwencjonalnego. Metody wymiarowania wg rekomendacji RILEM TC-162-TDF i normy Model Code 2010 w odniesieniu do konstrukcji fibrobetonowych mogą być stosowane do wymiarowania zginanych elementów konstrukcyjnych wykonanych z fibrokompozytu drobnokruszywowego, pod warunkiem zastosowania w obliczeniach zaproponowanych współczynników K , ograniczając zakres stosowania do statycznie wyznaczalnych elementów belkowych. Metodyka obliczania nośności na ścinanie belek wykonanych z fibrokompozytu na bazie piasków odpadowych, oparta na rekomendacji RILEM TC-162-TDF 2003 i normie Model Code 2010 może stanowić podstawę do projektowania strefy przypodporowej zginanych elementów konstrukcyjnych. Metoda przedstawiona w RILEM TC-162-TDF 2003 i poprzednia wersja metody opisana w Model Code 2010, często stosowana przez projektantów, wymaga jednak korekty z uwagi na duże różnice w obliczeniowych wartościach nośności na ścinanie w stosunku do eksperymentalnych (wartości obliczeniowe znacznie są niższe od doświadczalnych).

Obliczeniowe nośności płyt wykonanych z drobnokruszywowego fibrokompozytu, wg zaproponowanego w monografii sposobu analitycznego, są bardzo zbliżone do wyników obliczeń nośności płyt żelbetowych wg EC-2. Analizując wyniki obliczeń nasuwają się wnioski, istotne z punktu widzenia praktycznych zastosowań. Przede wszystkim stosowanie przedstawionego fibrokompozytu w obszarach występowania znacznych momentów zginających, powodujących konieczność stosowania stopnia zbrojenia konwencjonalnego powyżej 1%, jest nie celowe. W takich przekrojach udział włókien stalowych przy przenoszeniu mo-

mentu jest kilkuprocentowy. Jednak w innych przekrojach tej samej konstrukcji, w których momenty zginające osiągają mniejsze wartości, zastąpienie betonu zwykłego fibrokompozytem może istotnie przyczynić się do redukcji zbrojenia konwencjonalnego. Materiał ten w tym kontekście najbardziej nadawałby się do wykonywania słabo obciążonych cienkich elementów statycznie niewyznaczalnych, jak np. płyty stropowe wieloprzęsłowe o niewielkich rozpiętościach. Zbrojenie konwencjonalne takich elementów powinno składać się z prętów o możliwie największej średnicy.

Biorąc pod uwagę właściwości mechaniczno-fizyczne drobnokruszywowego fibrokompozytu oraz wyniki badań nośności na zginanie i ścinanie belek, obliczeń nośności na zginanie i przebicie płyt wykonanych z tego kompozytu można przypuszczać, że sprawdzi się on, jako materiał konstrukcyjny, co oferuje nowe możliwości w kontekście zagospodarowania odpadowego kruszywa drobnego. Należy podkreślić fakt, że składnikiem przedstawionego kompozytu są piaski odpadowe, co stanowi dodatkowo ważny aspekt ekologiczny. Możliwość wykorzystania piasków, jako pełnowartościowego kruszywa do wytwarzania materiału konstrukcyjnego w skali przemysłowej, rozwiązałoby w dużej mierze problem zagospodarowania zalegających hałd w rejonie Pomorza w Polsce, czy piasków występujących w dużych ilościach na bliskim wschodzie lub w Północnej Afryce. Duże zasoby kruszyw drobnych w tych regionach mogą stać się bogactwem, a tym samym podstawowym składnikiem materiałów przeznaczonych do wytwarzania elementów konstrukcyjnych.

Fibrokompozyt drobnokruszywowy – modele opisu właściwości i zastosowanie

Waste Sand Fiber Composite – Models of Description of Properties and Application

Streszczenie

Monografia przedstawia krajowe i światowe badania dotyczące zastosowania fibrokompozytów do wykonania elementów i konstrukcji budowlanych. Omówiono genezę i zakres powstawania złóż piasków, zalegających na terenie Pomorza, jako odpad poprodukcyjny w procesie hydroklastyfikacji kruszyw. Jednym ze sposobów ich zagospodarowania jest użycie tego kruszywa do wytwarzania konstrukcyjnych kompozytów ze zbrojeniem rozproszonym.

Przeprowadzone badania kompozytu o różnej zawartości włókien stalowych pozwoliły dobrać taką ilość włókien, przy której fibrokompozyt wykazuje najlepsze właściwości i spełnia wymagania stawiane materiałom konstrukcyjnym. Zaprezentowane wyniki badań właściwości mechaniczno-fizycznych opracowanego kompozytu drobnokruszywowego wskazują, że proponowany materiał może znaleźć zastosowanie przy wykonywaniu elementów i konstrukcji budowlanych. Stwarza to możliwość wykorzystania zalegających hałd piasku odpadowego, a tym samym częściowo rozwiązuje problem kosztownej rekultywacji terenów wyrobisk kopalnianych. Zastosowanie kruszywa odpadowego na większą skalę pozwoliłoby tym samym na ograniczenie dalszej degradacji środowiska.

Zaproponowano sposób estymacji właściwości kompozytu drobnokruszywowego zbrojonego włóknami metodami nieniszczącymi. Do zidentyfikowania cech takiego kompozytu wytypowano dwie metody. Jedna z nich wykorzystuje indukcję elektromagnetyczną w celu oszacowania zawartości stalowego zbrojenia rozproszonego w kompozycie, druga opiera się na ustaleniu prędkości propagacji fali ultradźwiękowej w przestrzeni kompozytu. Mając zdefiniowane korelacje wybranych cech fibrokompozytu i parametrów badań nieniszczących wyznaczono równania regresji y (cecha fibrokompozytu jako zmienna zależna) względem x i z (natężenie prądu oraz prędkość fali jako zmienne niezależne). Znając prędkość fali i natężenie prądu z równań regresji można określić w sposób nieniszczący podstawowe właściwości fibrokompozytu drobnokruszywowego. W celu weryfikacji równań wykonano w warunkach naturalnych trzy płyty o różnej zawartości włókien stalowych i poddano je ba-

daniom nieniszczącym. Badania wykazały dobrą zgodność między eksperymentem a obliczeniami, co wskazuje na poprawność sformułowanych równań.

Omówiono zagadnienie rozkładu włókien stalowych w drobnokruszywowym kompozycie mineralnym. Zaproponowano model rozkładu włókien stalowych w przestrzeni takiego kompozytu oparty na podstawach statystycznych. Model ten zakłada losowość rozkładu włókien w przestrzeni kompozytu zgodnie z przyjętym rozkładem prawdopodobieństwa. Dokonano doświadczalnej weryfikacji opracowanego modelu. Wyniki rozkładu włókien stalowych w kompozycie mineralnym uzyskane na podstawie modelu statystycznego porównano z wynikami modelu często stosowanego przez innych autorów, opartego na podstawach geometrycznych. Stwierdzono dobrą zgodność opisu rozkładu włókien stalowych dla obu modeli. Ponieważ ilość włókien wpływa na wytrzymałość kompozytu przy rozciąganiu, na podstawie badań doświadczalnych opracowano zależność między tą właściwością a ilością włókien w przekroju przebiegającym w pobliżu płaszczyzny zniszczenia materiału w warunkach rozciągania.

Omówiono zasady wymiarowania zginanych elementów fibrobetonowych z wykorzystaniem wytrzymałości resztkowych. Przedstawiono także nowatorską propozycję wyznaczania tej wytrzymałości. Na podstawie badań i analiz, dla wybranych elementów konstrukcyjnych (zginane elementy belkowe oraz elementy płytowe) z drobnokruszywowego fibrokompozytu wytworzonego z piasków odpadowych podano zasady ich wymiarowania wg najnowszych dokumentów normalizacyjnych. Podano również ocenę nośności, zarysowania i ugięć. Stwierdzono, że metody RILEM oraz Model Codel 2010 nie powinny być w obecnej sytuacji stosowane do projektowania zginanych elementów konstrukcyjnych wykonanych z drobnokruszywowego fibrokompozytu. W związku z powyższym podano propozycję wymiarowania takich elementów.

Autorka na podstawie badań i analiz własnych oraz ze współpracownikami podała wnioski dotyczące optymalnych modeli właściwości, autorskich propozycji projektowania i konstruowania elementów konstrukcyjnych z kompozytów drobnokruszywowych, a także obszary ich zastosowania.

Wykazano, że modyfikowany fibrokompozyt drobnokruszywowy może w pewnych zastosowaniach stanowić alternatywę dla betonu zwykłego. Może być on kontrolowany metodami nieniszczącymi i niszczącymi, podnosząc jego jakość i bezpieczeństwo konstrukcji. Projektowanie elementów z fibrokompozytu drobnokruszywowego wytworzonego z piasków odpadowych może być realizowane wg metodyki zaproponowanej w monografii, opartej na badaniach i analizach zgodnie z PN-EN, RILEM i Model Code 2010.

Abstract

The monograph presents Polish an international research on application of waste sand fiber composite for production of elements and constructions. Origin and range of creation of waste sand deposits, which are located in Polish region of Pomerania are discussed. These sands are by-product obtained during the process called hydroclassification of all-in-aggregate. One of the methods of their utilization is the use of such aggregate for the production of steel fiber reinforced mineral composites.

The study of the composite of different steel fiber content has allowed to choose a number of fibers, which fiber composite exhibits the best properties and meets the requirements of construction materials. Presented results of physical-mechanical properties of the composite developed indicate that the proposed material may be used for the production of elements and constructions. This makes it possible to use the waste littering the sand heaps and thus partially solves the problem of costly reclamation area. The use of waste aggregates on a larger scale would therefore limit the further degradation of the environment.

A method of estimating the properties of a waste sand fiber composite reinforced with steel fibers using non-destructive methods is proposed. Two methods were selected to identify the properties of such a composite. One of them uses electromagnetic induction in order to estimate the content of steel fibers dispersed in the composite space, while the other is based on the determination of ultrasonic wave velocity propagating through the composite. Having defined correlations between the properties of the fiber reinforced composite and non-destructive testing parameters, regression equations were determined. Seven relationships between properties of fiber reinforced composite as the dependent variables and two independent variables, i.e.: amperage and ultrasonic wave velocity, were established. Knowing the amperage and the ultrasonic wave velocity, the basic properties of the fiber reinforced composite can be determined from the regression equations in a non-destructive manner. In order to verify the equations, three slabs with different amounts of steel fibers were made in field under natural conditions, and next subjected to non-destructive tests. The tests showed good compatibility between the experimental results and those of calculations, which indicates the correctness of the formulated equations.

The issue of dispersion of steel fibers in a waste sand fiber composite is discussed. A model for the distribution of steel fibers in the volume of such composite, based on statistics, has been proposed. The model provides for the randomness of fiber distribution in composite space in accordance with the adopted probability distribution. The developed model has been experimentally verified. The results concerning the distribution of steel fibers in mineral composite have been obtained from the statistical model and compared with those of

the model frequently applied by other authors on the basis of geometric grounds. Good compatibility of steel fiber distribution for a description of both models has been ascertained. As the amount of fibers influences the tensile strength of composite, the relationship between the above introduced feature and the quantity of fibers in the cross-section located nearby material tensile failure surface has been developed with reference to the experimental tests.

Principles of dimensioning of bent elements made from fiber-reinforced concrete with the use of residual strength are discussed. An innovative method of determination of such strength is also presented. On the basis of research and analyses, for selected structural elements (bent beam elements and slab elements) produced from waste sand fiber composite, the rules for their dimensioning are given according to the latest standardization documents. The assessment of load capacity, cracks and deflections is also given. It was found that the RILEM and Model Code 2010 methods should not be used currently for the design of bent structural elements made from waste sand fiber composite. Taking that into consideration, the proposal to dimension such elements is given.

On the basis of own research and analyzes, and conducted with associates, the author presents conclusions concerning optimal models of properties, own proposals for designing and constructing of construction elements from waste sand fiber composite, as well as areas of their application.

It has been proven that modified waste sand fiber composite may be an alternative to plain concrete in some applications. It may be controlled using non-destructive and destructive methods, improving its quality and construction safety. The design of elements made from waste sand fiber composite may be implemented according to the methodology proposed in the monograph, based on research and analyses in accordance with PN-EN, RILEM and Model Code 2010.

Słowa kluczowe:

piasek odpadowy, kompozyt, włókna stalowe, model, właściwości, metody nieniszczące, wymiarowanie elementów, zastosowanie

Keywords:

waste sand, composite, steel fibers, model, properties, non-destructive methods, dimensioning of elements, application