СТРОИТЕЛЬСТВО И АРХИТЕКТУРА

DOI: 10.34031/2071-7318-2025-10-4-8-26

Матюшин Е.В., Соловьев В.Г.
Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет
**E-mail: matyushinev@mgsu.ru*

ВЛИЯНИЕ ЗАПОЛНИТЕЛЯ НА ПРОЧНОСТЬ СЦЕПЛЕНИЯ СТАЛЬНОЙ ВОЛНОВОЙ ФИБРЫ С СВЕРХВЫСОКОПРОЧНЫМ БЕТОНОМ

Аннотация. *В статье рассмотрено влияние объемного содержания и размера частиц заполнителя на прочность сцепления стальной волновой фибры с сверхвысокопрочным бетоном различного состава. Исследование проводилось путем выдергивания единичного волокна из бетонов с прочностью при сжатии в диапазоне 56–175 МПа, объемной концентрацией заполнителя от 0 до 0,4 $м^3/м^3$ и максимальным размером частиц 0,4–0,8 мм.*

Установлено, что прочность сцепления волновой фибры зависит от параметра $S_{общ}$, отражающего общую площадь поверхности заполнителя в составе, при расчете которого используется как объемная концентрация, так и размер частиц заполнителя. Прочность сцепления может быть увеличена до 42% при изменении параметра $S_{общ}$ с 0 до $12,4 \cdot 10^3$ $м^2$. Вклад заполнителя в прочность сцепления наблюдается только при условии отсутствия разрушения цементного камня под отгибами волокна. Было показано аналитически, что цементный камень с прочностью при сжатии более 143–148 МПа способен выдержать передаваемое на него усилие при выдергивании фибры без разрушения. Если прочность цементного камня ниже указанного значения, вклад заполнителя в прочность сцепления либо минимален, либо полностью отсутствует.

Были получены эмпирические уравнения для прогнозирования прочности сцепления волновой фибры с учетом различных рецептурных параметров бетонной матрицы, включающих активность цемента, водоцементное соотношение, содержание микрокремнезема, объемную концентрацию и размер частиц заполнителя. Средняя и максимальная относительная погрешность между расчетными и экспериментальными значениями составила 4,5 и 11,1 %, соответственно.

Ключевые слова: *сверхвысокопрочный бетон, стальная фибра, волновая фибра, прочность сцепления, размер частиц заполнителя, объем заполнителя.*

Введение. Сверхвысокопрочный бетон (СВБ) представляет собой относительно новый конструкционный материал, который в последние годы активно применяется при строительстве мостов [1, 2], устройстве упоров для пост-напрягаемой арматуры [3], устройстве дорожных покрытий [4], заделке стыков между железобетонными элементами [5, 6], а также для ремонта поврежденных конструкций [7]. Основным преимуществом СВБ является низкая пористость и, как следствие, низкая водо- и газопроницаемость, что обеспечивает высокую прочность и долговечность даже при эксплуатации в агрессивной среде. Особые свойства СВБ достигаются путем тщательной оптимизации плотности упаковки частиц, использования активных минеральных добавок и снижения водоцементного соотношения менее 0,25. Во избежание хрупкого разрушения и повышения прочности на растяжение СВБ армируется стальной фиброй различного профиля и геометрических размеров, в результате чего получают сверхвысокопрочный фибробетон (СВФБ), который характеризуется прочностью при сжатии в диапазоне 150–240 МПа [3, 8].

Одним из ключевых свойств СВФБ является прочность при осевом растяжении. За счет оптимизации свойств бетонной матрицы, контактной зоны и фибрового армирования является возможным получение композитов с прочностью при осевом растяжении до 15–20 МПа [8, 9]. При объемном содержании стальной фибры более 1–1,5 % СВФБ приобретает свойство деформационного упрочнения в процессе осевого растяжения, которое характеризуется увеличением воспринимаемого материалом напряжения после образования первой трещины в бетонной матрице [10]. Деформационное упрочнение сопровождается образованием множества равномерно распределенных трещин с шириной раскрытия порядка 15–20 мкм [11], что обеспечивает высокую предельную относительную деформацию до начала разрушения материала, которое знаменуется выдергиванием фибры из бетона. К основным преимуществам деформационно-упрочняющихся фибробетонов относится высокая энергия разрушения, что особенно актуально для конструкций, возводимых в сейсмически активных регионах или для конструкций, подвергаемых

ударному воздействию. Фибробетон является деформационно-упрочняющимся, если выполняется следующее условие [12]:

$$\sigma_{pc} > \sigma_{cc} \quad (1)$$

где σ_{pc} – напряжение, которое воспринимает группа фибр, пересекающих трещину, МПа;

σ_{cc} – напряжение, при котором образуется первая трещина в бетонной матрице, МПа.

Величина σ_{cc} определяется в основном прочностью бетонной матрицы, в то время как σ_{pc} зависит от структуры фибрового армирования и определяется по формуле [9]:

$$\sigma_{pc} = \lambda \cdot V_f \cdot \frac{l_f}{d_f} \cdot \tau_f, \text{ [МПа]} \quad (2)$$

где λ – безразмерный коэффициент, учитывающий ориентацию фибры, среднюю длину заделки и взаимное влияние волокон друг на друга;

V_f – объемная доля фибры;

l_f, d_f – длина и диметр фибры, мм;

τ_f – прочность сцепления фибры с бетоном, МПа.

Каждая из входящих в уравнение 2 переменная приводит к пропорциональному увеличению значения σ_{pc}, однако при проектировании составов фибробетонов имеется ряд ограничений, связанных с лимитированием объемной концентрации V_f и соотношения l_f/d_f фибры с точки зрения обеспечения требуемой удобоукладываемости фибробетонной смеси [9] и ее стоимости. Наиболее оптимальным путем повышения значения σ_{pc} является целенаправленное регулирования прочности сцепления фибры с бетоном. На сегодняшний день известны различные способы повышения прочности сцепления: 1) уменьшение пористости цементного камня за счет снижения водоцементного соотношения [13, 14] и использования минеральных добавок, таких как микрокремнезем [15], расширяющей добавки [16], наноразмерных частиц карбоната кальция [17], диоксида кремния [13, 18], диоксида титана [19]; 2) использование деформированных типов волокон [20]; 3) химическая [21] и механическая [22] обработка поверхности фибры. Из различных исследований также известно, что, помимо вышеуказанных факторов, заполнитель также оказывает влияние на прочность сцепления фибры. В работе [23] увеличение соотношения песка к цементу (П/Ц) с 0 до 1,38 привело к увеличению прочности сцепления прямой фибры с СВБ на 62 %, а уменьшение среднего размера частиц с 0,42 до 0,11 мм – на 52 %. Уменьшение максимального размера частиц с 2,36 до 1,18 мм привело к увеличению прочности сцепления прямой и анкерной фибры на 18 и 5 %, соответственно [24]. В работе [25] увеличение П/Ц с 0 до 1,37 привело к увеличению прочности сцепления прямой фибры на 38 %. Подобная тенденция наблюдается и в высокопрочных бетонах для волокон с деформированным профилем [26], и в растворах средней прочности для прямой фибры [27].

Из проведенного литературного обзора очевидно, что на прочность сцепления фибры влияют два параметра: размер частиц и содержание заполнителя в составе бетона. Для одновременного учета этих двух показателей предложен новый рецептурный параметр, $S_{\text{общ}}$, который представляет собой общую площадь поверхности частиц заполнителя в составе бетонной матрицы и рассчитывается по формуле:

$$S_{\text{общ}} = \sum_{i=1}^{n} V_{\text{з},i} \cdot \rho_{\text{з},i} \cdot S_{\text{з},i}, \text{ [м}^2\text{]} \quad (3)$$

где $V_{\text{з},i}$ – объемное содержание i-ой фракции заполнителя, м^3;

$\rho_{\text{з},i}$ – истинная плотность i-ой фракции заполнителя, кг/м^3;

$S_{\text{з},i}$ – удельная поверхность i-ой фракции заполнителя, м^2/кг.

Удельная поверхность i-ой фракции заполнителя определяется по следующему уравнению:

$$S_{\text{з},i} = f \cdot \frac{6000}{\rho_{\text{з},i} \cdot d_{\text{з},i}}, \text{ [м}^2\text{/кг]} \quad (4)$$

где f – безразмерный коэффициент, учитывающий форму частиц заполнителя;

$d_{\text{з},i}$ – средний размер частиц i-ой фракции заполнителя, мм.

Коэффициент *f* определяется как отношение удельной поверхности частиц неправильной формы к удельной поверхности идеально сферических частиц того же диаметра. В предыдущей работе была установлена линейная зависимость между плотностью упаковки монофракционных частиц и коэффициентом *f* [28]:

$$f = -1{,}57 \cdot \Phi_{\text{з},i} + 2{,}13 \quad (5)$$

Целью данной работы было установление влияния вида и объемной концентрации заполнителя на прочность сцепления стальной волновой фибры с сверхвысокопрочным бетоном различного состава и разработка на основе экспериментальных данных модели для прогнозирования прочности сцеплении, учитывающей различные рецептурные факторы. Получение подобной модели позволит углубить понимание взаимодействия стальной фибры и сверхвысокопрочной бетонной матрицы, а также проектировать составы сверхвысокопрочных сталефибробетонов с заранее заданным комплексом свойств.

Материалы и методы. Для приготовления бетонных смесей в качестве вяжущего использовался портландцемент ЦЕМ I 52,5 Н по ГОСТ

31108 производства ООО «АККЕРМАНН ЦЕМЕНТ», основные свойства которого представлены в таблице 1. В качестве активной минеральной добавки применялся уплотненный микрокремнезем МКУ-85, соответствующий требованиям ГОСТ Р 58894. В качестве инертной минеральной добавки использовалась кварцевая мука с удельной поверхностью 429,6 м^2/кг с содержанием кристаллического кварца более 95 %. Для регулирования удобоукладываемости бетонных смесей использовался суперпластификатор на основе эфиров поликарбоксилатов MasterGlenium 115 в виде водного раствора. В качестве заполнителя использовался промытый кварцевый песок фракций 0,1–0,4 и 0,4–0,8, основные свойства которого представлены в таблице 2.

Таблица 1

Основные характеристики портландцемента

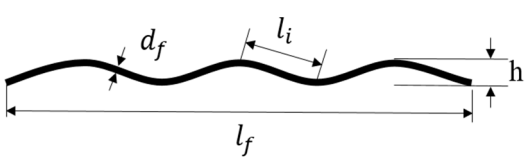
Свойство	Значение
Удельная поверхность, м^2/кг	353,3
Прочность при изгибе в возрасте 28 суток, МПа	8,04
Прочность при сжатии в возрасте 28 суток, МПа	56,5
C_3S, %	63,3
C_2S, %	18,0
C_3A, %	5,6
C_4AF, %	9,5

Таблица 2

Основные характеристики заполнителя

Свойство	Значение	
	0,1–0,4	0,4–0,8
Насыпная плотность, кг/м^3	1403	1524
Истинная плотность, кг/м^3	2637	2632
Средний размер частиц, мм	0,25	0,60
Плотность упаковки в насыпном состоянии	0,532	0,579
Коэффициент формы зерен (по уравнению 5)	1,29	1,22

Была использована стальная латунированная волновая фибра из высокопрочной проволоки с прочностью на растяжение 2700 МПа (ОАО «БМЗ», Беларусь). Внешний вид и геометрические размеры стальной фибры представлены на рисунке 1. Выбор волновой фибры обусловлен тем, что данная форма волокна является наиболее оптимальной с точки зрения комплекса свойств композита, включающего прочность при сжатии, изгибе, энергии разрушения и седиментационной устойчивости [29].



d_f = 0,30 мм
l_f = 22 мм
l_i = 2,92 мм
h = 0,36 мм

Рис. 1. Геометрические размеры стальной фибры

Для проведения испытаний было использовано 5 составов бетонных матриц с водоцементным соотношением в диапазоне 0,26–0,40 и содержанием микрокремнезема от 0 до 30 % от массы цемента. Обозначение бетонных матриц представлено в виде «М-Х», где Х – порядковый номер состава от 1 до 5. Значение параметра $S_{общ}$ для каждой матрицы изменялось в пределах 0–12,4·10^3 м^2 счет изменения фракционного состава и объемного содержания заполнителя в составе смеси. Для обеспечения значения параметра $S_{общ}$ 3,5·10^3 м^2 и 7,1·10^3 м^2 использовалась смесь фракций 0,1–0,4 и 0,4–0,8 в соотношении 30:70, для получения значений 6,2·10^3 м^2 и 12,4·10^3 использовалась только фракция 0,1–0,4. Содержание суперпластифицирующей добавки составляло 0,5–3,0 % от массы цемента и подбиралось таким образом, чтобы обеспечить диаметр расплыва смеси на конусе Хегерманна в диапазоне 230–270 мм. В таблице 3 представлены составы бетонных матриц в долях от массы цемента (без учета содержания заполнителя), в таблице 4 – перечень испытанных составов с учетом параметра $S_{общ}$.

Таблица 3

Составы бетонных матриц

Компонент	М-1	М-2	М-3	М-4	М-5
Цемент	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00
Вода	0,26	0,28	0,32	0,35	0,40
Микрокремнезем	0,30	0,20	0,15	0,10	0,00
Кварцевая мука	0,20	0,20	0,20	0,20	0,00

Таблица 4

Перечень испытанных составов с учетом параметра $S_{общ}$

Состав	$S_{общ} \cdot 10^3$ м^2				
	0	3,5	6,2	7,1	12,4
М-1	+	–	–	+	+
М-2	+	+	+	+	+
М-3	+	–	–	+	+
М-4	+	+	–	+	+
М-5	+	+	–	+	+
Объем заполнителя, м^3/м^3	0	0,2	0,4	0,2	0,4
Фракционный состав заполнителя	–	0,1–0,4+0,4–0,8 (30:70)	0,1–0,4+0,4–0,8 (30:70)	0,1–0,4	0,1–0,4

Приготовление бетонных смесей осуществлялось в автоматическом растворосмесителе в следующей последовательности: 1) перемешивание всех сухих компонентов в течение 1 минуты со скоростью 140 об/мин; 2) добавление воды и перемешивание в течение 2 минут со скоростью 140 об/мин; 3) добавление суперпластифицирующей добавки и перемешивание до однородного состояния в течение 1-6 минут со скоростью 280 об/мин. Из свежеприготовленной бетонной смеси изготавливались образцы для определения прочности при сжатии и прочности сцепления фибры с бетоном. Образцы твердели в течение 24 часов в нормальных температурно-влажностных условиях, после чего помещались в камеру тепловлажностной обработки, где хранились в течение последующих 48 часов при температуре +80℃. После тепловлажностной обработки до момента испытания образцы хранились в помещении лаборатории при температуре +25℃ и относительной влажности 30%.

Прочность при сжатии определялась на образцах-кубах размером 40×40×40 мм. Образцы испытывались на гидравлическом прессе, скорость нагружения составляла 2 МПа/с. Прочность при сжатии отдельного образца определялась по формуле:

$$R = \frac{F}{A}, \text{ [МПа]} \quad (6)$$

где F – разрушающая нагрузка, Н;

A – площадь поперечного сечения образца, мм^2.

Прочность при сжатии состава определялась как среднее арифметическое значение результатов испытаний 6 образцов.

Прочность сцепления фибры с бетоном определялась на половинках образцов-восьмерок, в центр которых было установлено волокно (рисунок 2-в). Глубина заделки фибры в бетон составляла 10 мм. Для фиксации волокна в форме и во избежание его смещения в процессе укладки бетонной смеси использовалась поливинилхлоридная пластина, в центре которой размещалась фибра, скрепленная с пластиной цианакрилатным клеем (рисунок 2-а и 2-б). Испытание проводилось на разрывной машине Instron 3382 (рисунок 2-г). Скорость перемещения траверсы составляла 0,4 мм/мин до значения смещения фибры 2 мм и 3 мм/мин до полного выдергивания фибры из бетона.

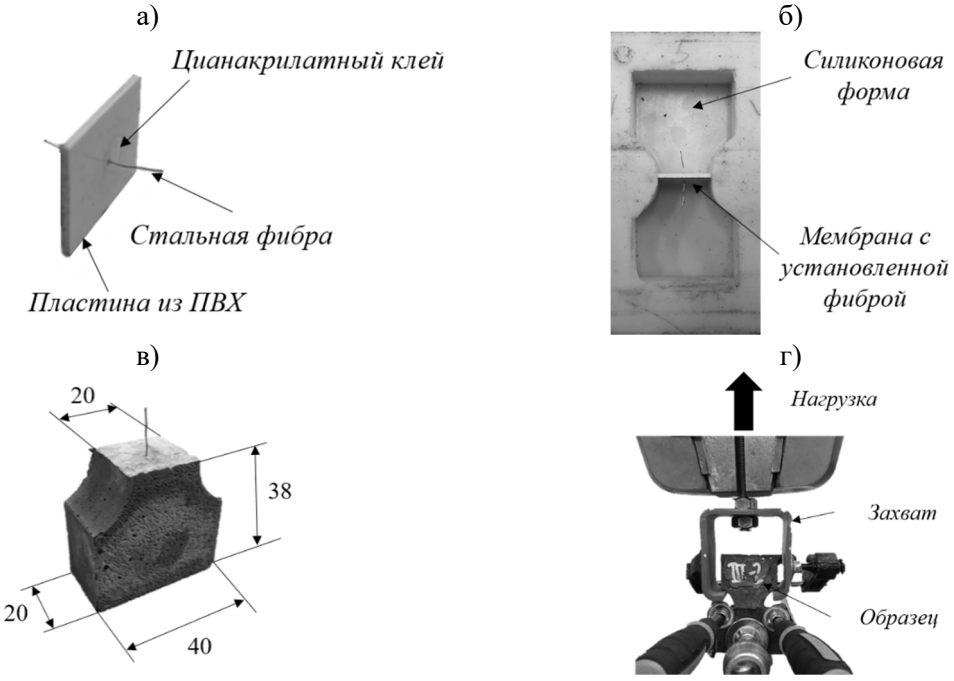


Рис. 2. Определение прочности сцепления фибры с бетоном: а) ПВХ мембрана для крепления фибры; б) силиконовая форма для изготовления образцов; в) геометрические размеры образца; г) процесс испытания образца

В процессе проведения испытания регистрировалась диаграмма «нагрузка-смещение фибры», при помощи которой определялась максимальная нагрузка и рассчитывалась прочность сцепления фибры по формуле:

$$\tau_f = \frac{F_{max}}{\pi \cdot d_f \cdot l_e}, \text{ [МПа]} \quad (7)$$

где F_{max} – максимальная нагрузка, полученная в процессе выдергивания, Н;

l_e – длина заделки фибры, мм.

Из каждого состава бетона была изготовлена серия из 6 образцов. Прочность сцепления определялась как среднее арифметическое значение результатов испытаний от 3 до 6 образцов. При обработке результатов не учитывались образцы, в процессе испытания которых произошел разрыв стальной фибры.

Для отдельных образцов была исследована поверхность фибры после ее выдергивания из бетона при помощи растрового электронного микроскопа FEI Quanta 250.

Результаты и обсуждение. На диаграммах рисунка 3 представлены результаты определения прочности сцепления. По представленным данным можно заметить, что прочность сцепления фибры с цементным камнем ($S_{\text{общ}} = 0 \cdot 10^3$ м^2) уменьшается по мере увеличения водоцементного соотношения и уменьшения количества микрокремнезема в составе. Так, например, прочность сцепления с матрицей М-1 составила 15,1 МПа, а с матрицей М-5 – 5,2 МПа, что на 190 % ниже. Объяснение данному явлению, с одной стороны, заключается в значительной разнице величины В/Ц рассматриваемых составов, которое составляет 0,26 и 0,4. Увеличение В/Ц приводит к увеличению пористости цементного камня [30] и, как следствие, уменьшению эффективной площади контакта с поверхностью стальной фибры, что приводит к ухудшению сцепления. Аналогичные результаты были получены при выдергивании анкерной фибры из составов с различным В/Ц [14]. С другой стороны, введение в состав бетона микрокремнезема приводит к уплотнению контактной зоны между волокном и окружающей матрицей за счет физического заполнения пустот между более крупными частицами цемента [31], а также протекания пуццолановой реакции между аморфным кремнеземом добавки и гидроксидом кальция, что приводит к образованию гидросиликатов кальция с более развитой удельной поверхностью, что увеличивает число контактов цементного камня с фиброй. Кроме того, введение микрокремнезема в некоторых случаях увеличивает усадку цементного камня, что приводит к увеличению объемного обжатия волокна и увеличению силы трения в контактной зоне [32]. В совокупности это приводит к значительному увеличению прочности сцепления фибры, что также было показано в работе [15].

Для большинства испытанных вариантов бетонных матриц увеличение значения параметра $S_{\text{общ}}$ приводит к увеличению прочности сцепления волновой фибры с бетоном, что согласуется с ранее полученными результатам для других типов волокон [23-27]. При изменении параметра $S_{\text{общ}}$ с 0 до $12{,}4 \cdot 10^3$ м^2 прочность сцепления увеличилась на 41,7% для составов с матрицей М-1, на 38,4 % для составов с матрицей М-2, на 14,2 % для составов с матрицей М-3 и на 6 % для составов с матрицей М-4. При испытании составов с матрицей М-5, которые не содержали микрокремнезем и имели наибольшее водоцементное соотношение, все образцы показали примерно одинаковые значения прочности сцепления вне зависимости от значения параметра $S_{\text{общ}}$.

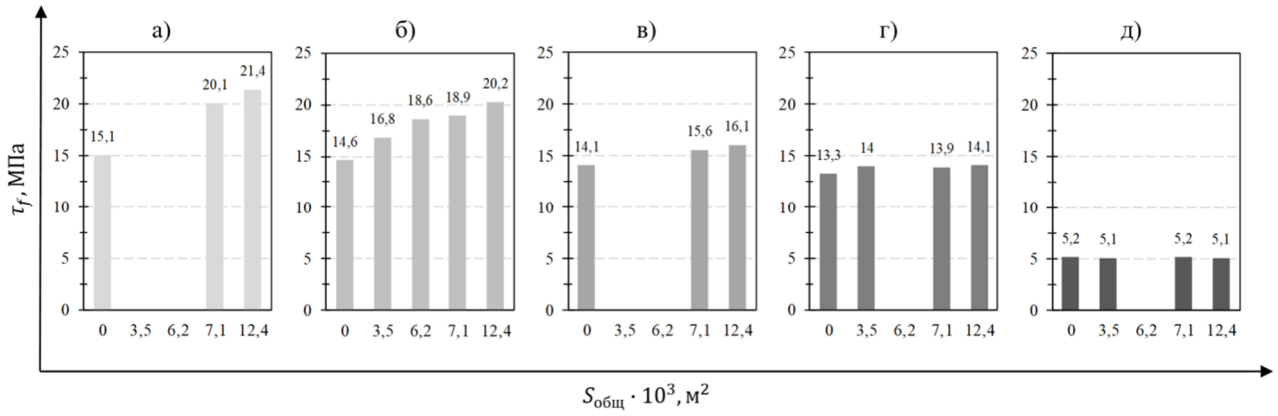


Рис. 3. Зависимость прочности сцепления волновой фибры от параметра $S_{\text{общ}}$ для составов с различными матрицами: а) М-1; б) М-2; в) М-3; г) М-4; д) М-5

Наблюдаемое увеличение прочности сцепления может быть связано с тем, что при увеличении значения параметра $S_{\text{общ}}$ увеличивается количество частиц заполнителя в смеси и, соответственно, вероятность их контакта с поверхностью стальной фибры. Используемая в работе

фибра имеет латунное покрытие с твердостью по шкале Мооса 3,5. При выдергивании фибры контактирующая с поверхностью волокна частица кварцевого песка с твердостью 7,0 будет царапать латунное покрытие, что приведет к увеличению максимальной нагрузки при выдергивании за счет увеличенной силы трения. Для подтверждения описанного механизма в работе [23] авторы использовали циркониевый песок с твердостью по шкале Мооса 7,5 взамен кварцевого, что привело к повышению прочности сцепления прямой латунированной стальной фибры на 30 %.

Были проведены микроскопические исследования поверхности стальной фибры до и после ее выдергивания из бетона с целью изучения степени повреждения поверхности. Для анализа были выбраны составы с матрицей М-2. На рисунке 4-а представлен снимок исходной фибры, на поверхности которой можно наблюдать небольшие продольные царапины, которые, вероятно, были образованы в процессе изготовления волокна. После выдергивания фибры из бетона наблюдается появление более глубоких царапин по всей поверхности. При этом в составах, содержащих заполнитель (рисунок 4-в, г, д) степень повреждения выше по сравнению с фиброй, извлеченной из состава, в котором заполнитель отсутствует (рисунок 4-б). Это связано с увеличением значения параметра $S_{\text{общ}}$, что влечет за собой увеличение количества частиц заполнителя в смеси и более интенсивное царапание поверхности в процессе выдергивания волокна. Подобные микрофотографии были получены в работе [23] при испытании прямой фибры. Стоит также отметить, что при увеличении $S_{\text{общ}}$ с $6{,}2 \cdot 10^3$ до $12{,}4 \cdot 10^3$ м^2 внешний вид поверхности визуально практически не изменяется (рисунок 4-г и 4-д), что связано с насыщением контактной зоны частицами заполнителя и соответствует затухающему характеру изменения прочности, представленному диаграммах рисунка 3.

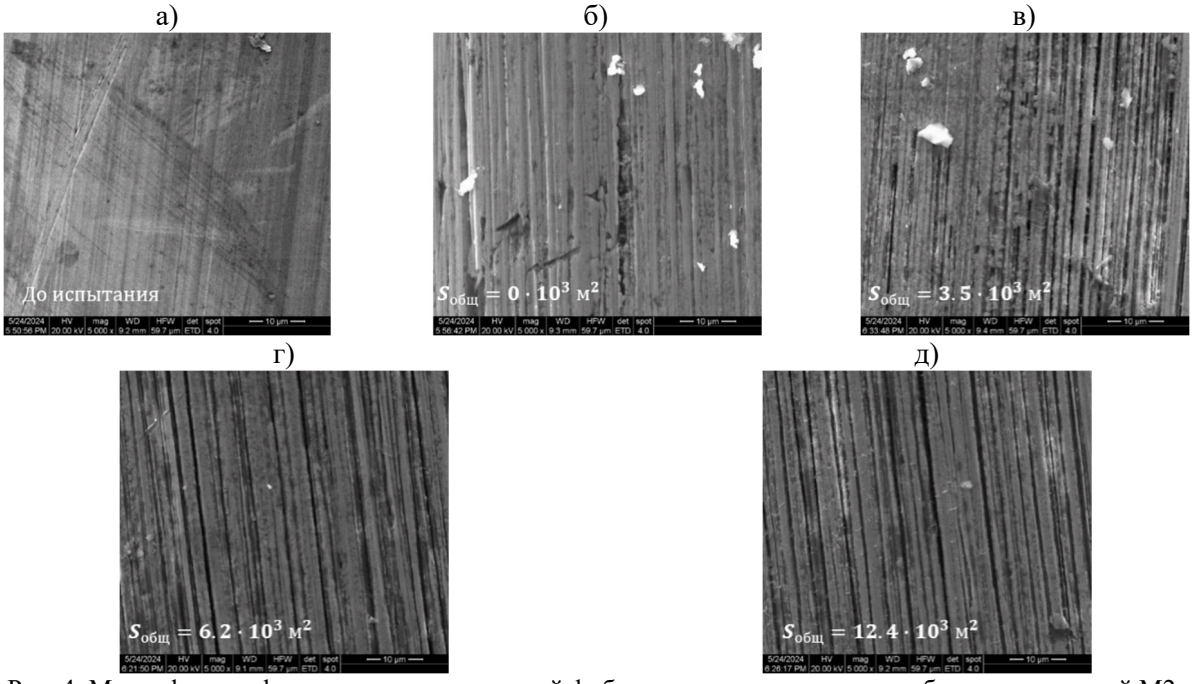


Рис. 4. Микрофотографии поверхности стальной фибры после выдергивания из бетона с матрицей М2:
а) исходный образец до испытания; б) фибра, выдернутая из цементного камня ($S_{\text{общ}} = 0 \cdot 10^3$ м^2);
в) фибра, выдернутая из бетона с $S_{\text{общ}} = 3{,}5 \cdot 10^3$ м^2;
г) фибра, выдернутая из бетона с $S_{\text{общ}} = 6{,}2 \cdot 10^3$ м^2 ; д) фибра, выдернутая из бетона с $S_{\text{общ}} = 12{,}4 \cdot 10^3$ м^2

Из диаграмм на рисунке 3 видно, что заполнитель по-разному влияет на сцепление фибры в зависимости от состава цементного камня. Для оценки интенсивности изменения прочности сцепления при различных значениях параметра $S_{\text{общ}}$ была рассчитана относительная прочность сцепления по формуле:

$$\tau_{f,rel} = \frac{\tau_{f,з}}{\tau_{f,0}}, \qquad (8)$$

где $\tau_{f,з}$ – прочность сцепления фибры с бетоном, содержащим заполнитель, МПа;

$\tau_{f,0}$ – прочность сцепления фибры с цементным камнем, МПа;

На графиках рисунка 5-а представлены зависимость изменения относительной прочности сцепления от параметра $S_{\text{общ}}$ для всех испытанных составов. Экспериментальные данные были аппроксимированы экспоненциальной функцией вида:

$$\tau_{f,rel} = \tau_{f,m,rel} - (\tau_{f,m,rel} - 1) \cdot e^{-a \cdot S_{общ}} \quad (9)$$

где $\tau_{f,m,rel}$ – предельная относительная прочность сцепления вследствие увеличения параметра $S_{общ}$;

a – эмпирический коэффициент, $1/м^2$.

Из графиков рисунка 5-а видно, что зависимости изменения относительной прочности сцепления от параметра $S_{общ}$ носят асимптотический характер, что означает наличие предельного значения прочности сцепления, которое достигается при насыщении ограниченного объема контактной зоны частицами заполнителя. В таблице 5 представлены значения предельной относительной прочности сцепления ($\tau_{f,m,rel}$), которые были найдены методом наименьших квадратов, а также прочности цементного камня при сжатии для каждой матрицы.

Таблица 5

Значения $\tau_{f,m,rel}$ уравнения 9 и прочности цементного камня при сжатии

Параметр	М1	М2	М3	М4	М5
$\tau_{f,m,rel}$	1,54	1,51	1,15	1,06	1,00
$R_{цк}$, МПа	175,0	163,8	131,4	113,2	56,0

Была обнаружена тенденция к уменьшению значения $\tau_{f,m,rel}$ с уменьшением прочности цементного камня. Наибольший прирост прочности был обнаружен для составов с матрицей М-1 и М-2, которые имели самое низкое водоцементное соотношение и наибольшее содержание микрокремнезема. При увеличении В/Ц и снижении количества микрокремнезема наблюдается резкое снижение $\tau_{f,m,rel}$ с 1,51–1,54 до 1,00–1,15. На графике рисунка 5-б представлена зависимость изменения $\tau_{f,m,rel}$ от прочности цементного камня. Экспериментальные данные были аппроксимированы сигмоидальной функцией. Из графика можно заметить, что существует условное граничное значение прочности цементного камня, которое определяет максимальное значение $\tau_{f,m,rel}$: левее этой границы $\tau_{f,m,rel}$ практически не изменяется, правее границы происходит скачкообразный рост до определенной величины. Условное граничное значение, равное 143 МПа, было получено путем аппроксимации экспериментальных данных функцией следующего вида:

$$\tau_{f,m,rel} = 1 + \frac{b}{1+e^{-c\cdot(R_{цк}-d)}} \quad (10)$$

где b, c, d – эмпирические коэффициенты. При этом коэффициент d определяет координату центра графика, которая была принята в качестве граничного значения прочности цементного камня.

а) б)

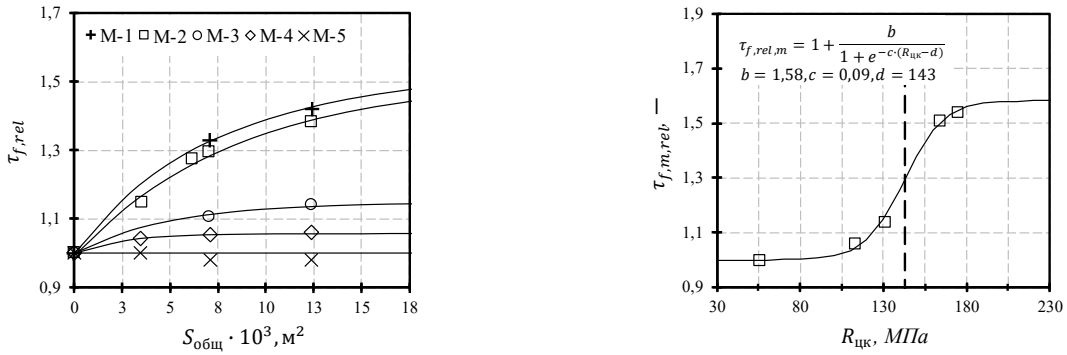
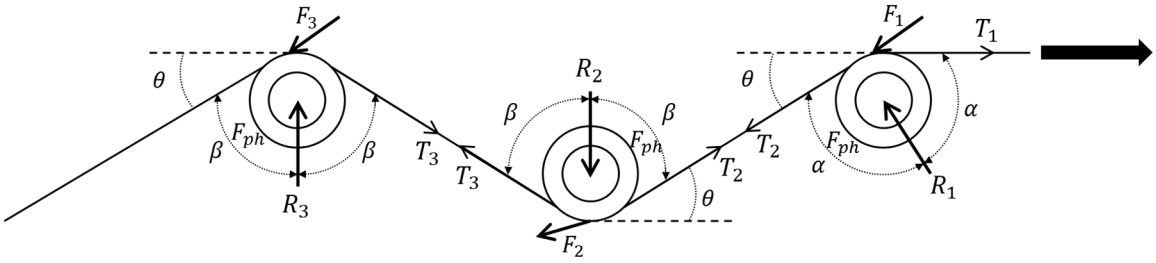


Рис. 5. а) зависимость относительной прочности сцепления от параметра $S_{общ}$;
б) зависимость предельной относительной прочности сцепления от прочности цементного камня

Был предложен механизм, объясняющий наличие граничного значения прочности цементного камня, который заключается в следующем. При выдергивании волновой фибры из бетона под отгибами волокна возникают зоны концентрации напряжений вследствие смятия цементного камня. Если прочность цементного камня более 143 МПа, то он способен воспринимать эти напряжения без разрушения. В результате заполнитель, контактирующий с поверхностью фибры, вносит значительный вклад в прочность сцепления, так как реализуется полный контакт фибры с поверхностью бетона. Если значение прочности менее 143 МПа, происходит разрушение окружающего фибру цементного камня, в результате чего фибра проскальзывает, а заполнитель не вносит вклад в сопротивление выдергиванию фибры вследствие отсутствия контакта между ними.

Обосновать данное предположение можно аналитически. Для этого воспользуемся моделью фрикционного шкива, разработанной Д. М. Алваном [33] для моделирования выдергивания стальной анкерной фибры из бетона. Рассчитанные при помощи модели значения усилий хорошо согласуются с экспериментальными, полученными при выдергивании фибры как из сверхвысокопрочных бетонов, так и бетонов средней прочности [34–36]. Фибра представлена в виде шкивов, расположенных в местах изгибов волокна, и веревки, перекинутой между ними, которые отображают прямые участки волокна (рисунок 6-а). Силы, действующие на систему, включают натяжение в прямых участках, T_i, силу трения в местах изгиба фибры, F_i , реакцию опоры, R_i, и вращательный компонент, F_{ph}, соответствующий силе для пластической деформации отгибов. Решение системы уравнений относительно значений T_i позволяет вычислить усилия, необходимые для выдергивания фибры с различным количеством отгибов.

а)



б)

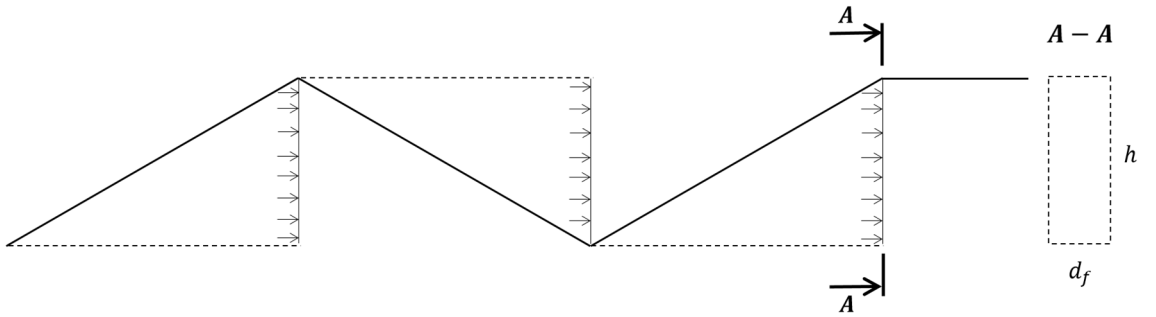


Рис. 6. Схематическое изображение: а) фибры в соответствии с моделью фрикционного шкива; б) зоны смятия цементного камня при выдергивании волновой фибры

Модель была адаптирована для используемой в данной работе фибры, в результате чего были получены уравнения для расчета усилий, необходимых для выпрямления пластических шарниров (загибов) волновой стальной фибры:

$$T_1 = \frac{F_{ph}[3\cdot(1-\mu\cdot cos\beta)+2\cdot\mu cos\beta+2\cdot\mu\cdot(cos\alpha+cos\beta)\cdot\left(1+\frac{\mu\cdot cos\beta}{1-\mu\cdot cos\beta}\right)]}{(1-\mu\cdot cos\beta)(1-\mu\cdot cos\alpha)} \text{ [Н]} \quad (11)$$

$$T_2 = \frac{2\cdot F_{ph}\cdot(1+\frac{\mu\cdot cos\beta}{1-\mu\cdot cos\beta})}{1-\mu\cdot cos\beta} \text{ [Н]} \quad (12)$$

$$T_3 = \frac{F_{ph}}{1-\mu\cdot cos\beta} \text{ [Н]} \quad (13)$$

где T_1, T_2 и T_3 – усилия, необходимые для выпрямления трех, двух и одного загибов фибры, Н;

μ – коэффициент трения между поверхностью фибры и бетоном;

α, β – углы, принимаемые по схеме рисунка 6-а;

F_{ph} - усилие на пластическую деформацию отгиба, Н.

Значение F_{ph} определяется по следующей формуле:

$$F_{ph} = \frac{M_p}{d_f\cdot cos\theta} \text{ [Н]} \quad (14)$$

где θ – угол, определяемый по схеме рисунка 6-а;

M_p – пластический момент фибры, Н · мм, который определяется как:

$$M_p = \frac{R_f\cdot\pi\cdot d_f^3}{12} \text{ [Н · мм]} \quad (15)$$

где R_f – прочность фибры на растяжение, МПа.

Схематическое изображение диаграммы «нагрузка-смещение фибры» с формулами для расчета ключевых точек представлено на рисунке 7.

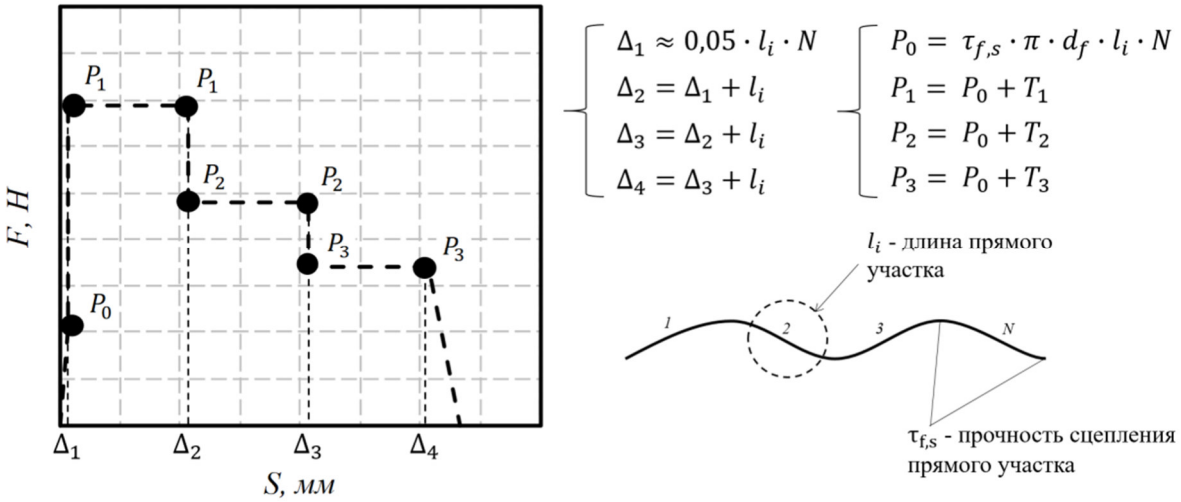


Рис. 7. Схематическое изображение диаграммы «нагрузка-смещение фибры» с формулами для расчета ключевых точек

Начало сдвига фибры происходит при нагрузке P_0 (рисунок 7), при которой происходит разрушение химических связей между поверхностью волокна и цементным камнем. При этом величина проскальзывания фибры в момент разрушения связей может быть приблизительно принята равной $0{,}05 \cdot l_{раз}$ [37], где $l_{раз}$ – длина развертки фибры, определяемая как сумма длин всех прямолинейных участков волокна ($l_i \cdot N$). Помимо длины развертки фибры для вычисления нагрузки P_0 необходимо знать прочность сцепления прямого участка, $\tau_{f,s}$, которая была определена по данным из литературных источников (таблица 6). Для моделирования были выбраны матрицы М-2 и М-5 с одинаковым значением параметра $S_{общ} = 7{,}1 \cdot 10^3$ м^2. Для матрицы М-2 были использованы результаты прочности сцепления прямой фибры с бетонами с прочностью 140,0-152,5 МПа, для матрицы М-5 – 40,0-68,2 МПа. Значение коэффициента трения между сталью и бетоном, μ, может изменяться в диапазоне 0,3-0,5 [38]. Для расчетов было принято среднее значение из указанного диапазона. Значения углов α, β и θ (рисунок 6-а), определенные по результатам 60 измерений фактических размеров стальной фибры, составляют 79, 86 и 8°, соответственно.

Таблица 6

Значения прочности сцепления прямой фибры с бетонами различной прочности

№	R, МПа	$\tau_{f,s}$, МПа	$\tau_{f,s,ср}$, МПа	Источник
1	152,5	8,4	8,2	[37]
2	152,5	7,4		
3	152,5	6,2		
4	151,5	10,6		[39]
5	140,0	8,6		[40]
6	68,2	4,8	2,8	[41]
7	60,0*	2,2		[42]
8	49,1	2,2		[43]
9	40,0	2,1		[44]

Примечание: *значение получено по уравнению $R = A \cdot R_ц \cdot (Ц/В - 0{,}5)$ при $A = 0{,}6$ и $R_ц = 40$ МПа

На графиках рисунка 8-а и 8-б представлены расчетные и экспериментальные диаграммы «нагрузка-смещение фибры» для матриц М-2 и М-5.

Рассчитанная по уравнениям 11, 14, 15 максимальная нагрузка при выдергивании фибры из матрицы М-2 составляет 173 Н, что хорошо согласуется с экспериментально полученным средним значением 175 Н. Нисходящая ветвь диаграммы после пикового значения хотя и имеет схожее очертание с экспериментальной, но в абсолютных значениях нагрузки описывается менее точно, что может быть связано со срывом латунного покрытия с поверхности фибры и умень-

шением коэффициента трения μ, значение которого в расчете принимается постоянным на всех этапах выдергивания волокна. Отметим, что модель фрикционного шкива подразумевает наличие пластической деформации отгибов фибры в процессе ее выдергивания, приводящего к полному распрямлению волн. Хорошее совпадение расчетных и экспериментальных значений для матрицы М-2 говорит о том, что цементный камень под отгибами волокна способен выдержать передаваемое на него усилие без разрушения, позволяя фибре пройти все этапы деформирования и полностью распрямиться. На графике рисунка 8-б представлена диаграмма, полученная при выдергивании фибры из матрицы М-5. Из рисунка видно, что модель дает завышенные значения, более чем в 2,5 раза переоценивая максимальное усилие при выдергивании. Данный факт может говорить о разрушении окружающего цементного камня, в результате чего фибра проскальзывает без пластической деформации и выдергивается из бетона с значительно меньшим усилием.

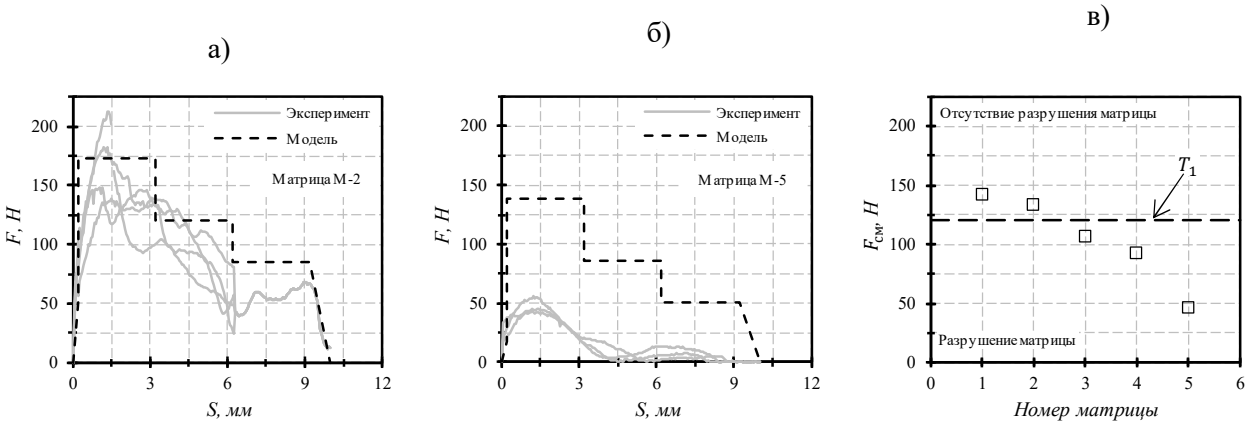


Рис. 8. Сравнение экспериментальных данных с результатами моделирования:
а) зависимость нагрузки выдергивания от смещения фибры для матрицы М-2;
б) зависимость нагрузки выдергивания от смещения фибры для матрицы М-5;
в) значения усилий, необходимых для смятия цементного камня, расположенного под волнами стальной фибры, полученные по уравнению 16

Разрушение, хотя бы частичное, цементного камня при выдергивании волновой фибры можно также показать, сравнив максимальное усилие смятия, которое цементный камень может выдержать ($F_{см}$), и усилие, которое необходимо приложить, чтобы распрямить все отгибы волокна (T_1). Ф.Н. Рабиновичем была получена эмпирическая зависимость между условной прочностью при смятии бетона и его кубиковой прочностью: $R_{см} = 2{,}5 \cdot R$ [45]. Используя данное выражение и зная высоту волны и диаметр фибры, можно определить максимальное усилие по формуле:

$$F_{см} = n \cdot A \cdot R_{см} = n \cdot d_f \cdot h \cdot R_{см} \qquad (16)$$

где n – число участков, под которыми цементный камень подвергается смятию (рисунок 6-б);

A – площадь приложения сминающей нагрузки, мм^2;

d_f, h – диаметр фибры и высота волны, соответственно, мм.

Рассчитанные по уравнению 16 значения $F_{см}$ представлены на графике рисунка 8-в. Для матриц М-1 и М-2 расчетные значения $F_{см}$ лежат выше значения T_1, что говорит об отсутствии разрушения цементного камня и возможности полного распрямления волокна при выдергивании. Для матриц М-3, М-4 и М-5 значения $F_{см}$ меньше T_1, что говорит о полном или частичном смятии и раздроблении цементного камня, что приводит к выдергиванию фибры без деформации отгибов (или только частичной) и недоиспользованию ее потенциала. По фотографиям на рисунке 9 можно заметить, что расчетные данные хорошо соотносятся с фактически наблюдаемым внешним видом фибры: в случае, если соотношение $F_{см}/T_1 > 1$, часть вололкна, погруженя в бетон, полностью распрямляется; если $F_{см}/T_1 < 1$, фибра сохраняет свою исходную форму. По уравнению 16 можно определить граничное значение прочности цементного камня, заменив $F_{см}$ на T_1. Рассчитанное таким образом значение 148 МПа очень близко с значением 143 МПа, полученным по графику рисунка 5-б.

Таким образом, увеличение прочности сцепления стальной волновой фибры с бетоном при увеличении параметра $S_{общ}$ будет происходить только при условии отсутствия разрушения цементного камня под отгибами волокна, что обеспечивается при соблюдении неравенства $F_{см} > T_1$. Это может быть достигнуто либо путем изменения геометрии и прочности стальной фибры, либо за счет повышения прочности цементного камня.

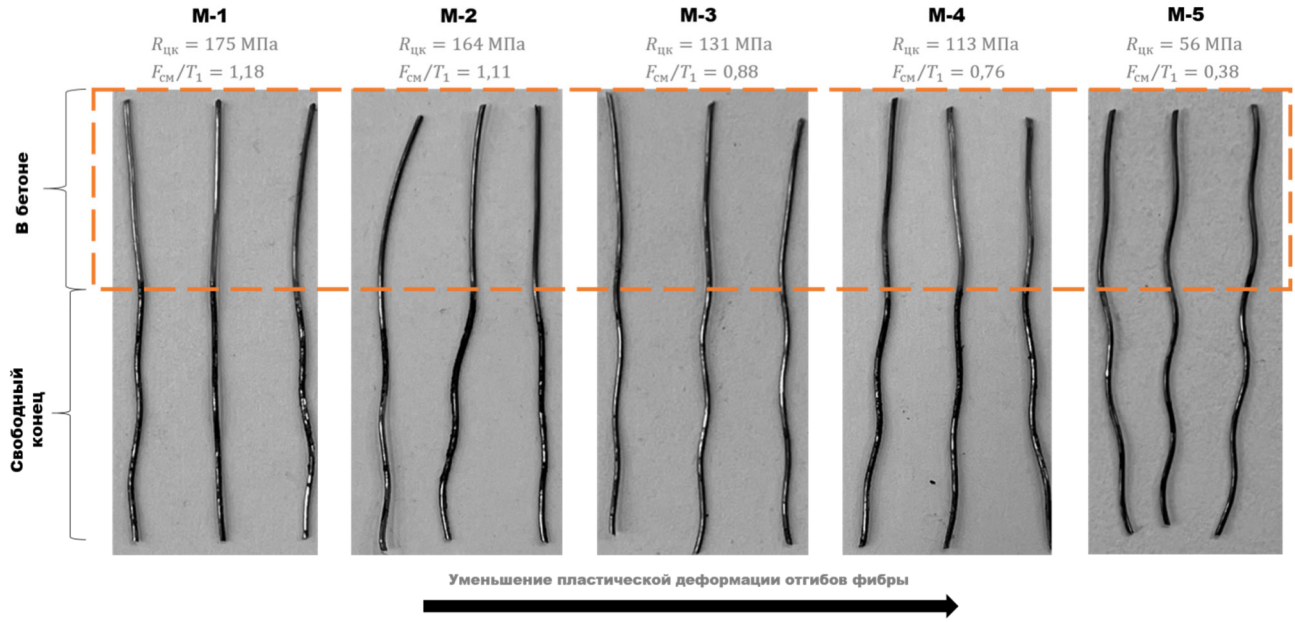


Рис. 9. Внешний вид стальной фибры после выдергивания из различных бетонных матриц

Одной из задач строительного материаловедения является разработка методов прогнозирования свойств материалов на основе их состава и характеристик сырьевых компонентов. Как отмечалось ранее, для фибробетонов прочность сцепления фибры с бетонной матрицей является одним из ключевых показателей, определяющих их поведение при осевом растяжении. Особенно важное значение этот показатель имеет именно для сверхвысокопрочных сталефибробетонов, так как прочность на растяжение относится к одним из основных преимуществ данного материала. Разработка расчетной модели, позволяющей прогнозировать прочность сцепления фибры с сверхвысокопрочным бетоном, является необходимым шагом на пути развития общего подхода к проектированию составов сверхвысокопрочных фибробетонов с заданным комплексом свойств.

Полученные экспериментальные данные позволяют выделить наиболее значимые факторы, влияющие на сцепление волновой фибры: прочность цементного камня, или качество его структуры, объемное содержание и размер частиц заполнителя. Для построения расчетной модели был введен дополнительный параметр, отражающий качество структуры цементного камня, φ, и учитывающий важнейшие рецептурные факторы, который определяется по формуле:

$$\varphi = \frac{R_{ц}}{В/Ц_{эфф}}, \text{ [МПа]} \qquad (17)$$

где $R_{ц}$ – активность цемента, определяемая по ГОСТ 30744, МПа;

$В/Ц_{эфф}$ – эффективное водоцементное соотношение.

Эффективное водоцементное соотношение определяется с учетом содержания активной минеральной добавки в составе смешанного вяжущего и фактора эффективности добавки по следующему уравнению:

$$В/Ц_{эфф} = \frac{В/Ц}{1+p \cdot K_{eff}}, \qquad (18)$$

где В/Ц – водоцементное соотношение;

p – массовая доля активной минеральной добавки в составе смешанного вяжущего;

K_{eff} – фактор эффективности активной минеральной добавки.

Фактор эффективности минеральной добавки показывает, сколько килограмм цемента может быть заменено одним килограммом минеральной добавки без снижения прочности бетона. Методика определения фактора эффективности подробно представлена в работе [46]. В предыдущей работе авторов [47] была получена зависимость фактора эффективности микрокремнезема от его доли в составе вяжущего для высокопрочных и сверхвысокопрочных бетонов, которая имеет следующий вид:

$$K_{eff} = -0{,}99 \cdot \ln(p) + 0{,}034 \qquad (19)$$

Как следует из уравнений 17-19, на значение параметра φ влияют те же величины, что и на прочность при сжатии. Использование данного параметра взамен прочности для оценки качества структуры цементного камня мотивировано тем, что прочность материала является экспериментально полученной величиной и на ее значение влияют размер и форма образца [48], качество опорных поверхностей [49] и точность центровки образца на плите пресса. Значение двух последних

факторов имеют особое значение для сверхвысокопрочных бетонов, отличающихся хрупким характером разрушения. Таким образом, для одного и того же состава могут быть получены различные значения прочности, что затрудняет возможность объективной оценки структуры материала. Предлагаемый критерий φ является расчетной величиной и для большинства составов сверхвысокопрочных бетонов, содержащих микрокремнезем в качестве активной минеральной добавки, не требует проведения дополнительных экспериментальных работ и может быть принят в качестве инструмента для объективной оценки качества структуры.

Рассчитанные по уравнениям 17-19 значения параметра φ для испытанных составов бетонных матриц представлены в таблице 7, из которых видно, что они имеют тот же порядок значения, что и прочность цементного камня, представленная в таблице 5.

Таблица 7

Значения параметра φ для испытанных составов бетонных матриц

Параметр	М-1	М-2	М-3	М-4	М-5
φ	307	277	231	196	141

Уравнение для прогнозирования прочности сцепления получено при комбинировании формул 8 и 9:

$$\tau_f = \tau_{f,0} \cdot (\tau_{f,m,rel} - (\tau_{f,m,rel} - 1) \cdot e^{-a \cdot S_{\text{общ}}}) \text{ [МПа]} \quad (20)$$

Предельная относительная прочность сцепления, $\tau_{f,m,rel}$, определяется по уравнению 10, но с заменой переменной $R_{\text{цк}}$ на φ. При этом значения эмпирических коэффициентов изменятся и составят: b = 0,54, c = 0,07, d = 226.

Прочность сцепления волновой фибры с цементным камнем, $\tau_{f,0}$, зависит от параметра φ и определяется по формуле:

$$\tau_{f,0} = 0{,}016 \cdot \varphi + 10{,}3 \text{ [МПа]} \quad (21)$$

Значение коэффициента a уравнения 20 также находится в зависимости от параметра φ:

$$a = \frac{1}{0{,}06 \cdot \varphi - 7{,}9} [1/\text{м}^2] \quad (22)$$

Представленные выше эмпирические уравнения позволяют определить прочность сцепления волновой фибры с учетом различных рецептурных факторов, включающих в себя как свойства вяжущего и активных минеральных добавок, так и концентрацию, и свойства заполнителя в составе бетонной матрицы. В научной литературе также имеют место уравнения, связывающие прочность сцепления стальной фибры с прочностью при сжатии бетонной матрицы [40]. Такой подход может считаться упрощенным, так как вид и концентрация кварцевого заполнителя практически не отражаются на прочности бетона при сжатии либо приводят к ее ухудшению [49, 50], в то время как прочность сцепления может быть увеличена до 42 %. По результатам проведенного исследования была получена следующая зависимость прочности сцепления волновой фибры от прочности при сжатии бетонной матрицы:

$$\tau_f = 0{,}11 \cdot R + 1{,}23 \text{ [МПа]} \quad (23)$$

На рисунке 10 представлен порядок расчета прочности сцепления стальной волновой фибры по расширенной модели (уравнения 17–22) и упрощенной (23), обозначенные как вариант 1 и 2, а также сравнение фактических и расчетных значений прочности, полученных с применением двух различных подходов. Отметим, что на графиках рисунка 10 не представлены результаты испытаний составов с матрицей М-5, так как они не относятся к классу сверхвысокопрочных бетонов.

Коэффициент корреляции между расчетными и фактическими значениями прочности сцепления составляют 0,95 и 0,83 при использовании 1 и 2 варианта расчета, соответственно. Первый (расширенный) вариант модели дает более точные результаты: средняя и максимальная относительная погрешность составляет 4,5 и 11,4%, соответственно, в то время как у второго варианта – 6,8 и 30,5%, соответственно. Изображенный на рисунке 10 алгоритм предназначен для решения прямой задачи – определения прочности сцепления для материала заданного состава. Представленный подход также может быть использован и для решения обратной задачи – нахождения параметров смеси, например, водоцементного соотношения, для получения требуемой прочности сцепления.

Стоит также отметить, что полученные модели являются эмпирическими и справедливы только для волновой фибры с определенными геометрическими характеристиками. Для построения более полной модели, отражающий реальные физические явления, происходящие при выдергивании стальной фибры (пластическая дефо-

мация волокна, смятие цементного камня) необходимо проведение дополнительных испытаний с другими типами волокон и уточнение полученных зависимостей.

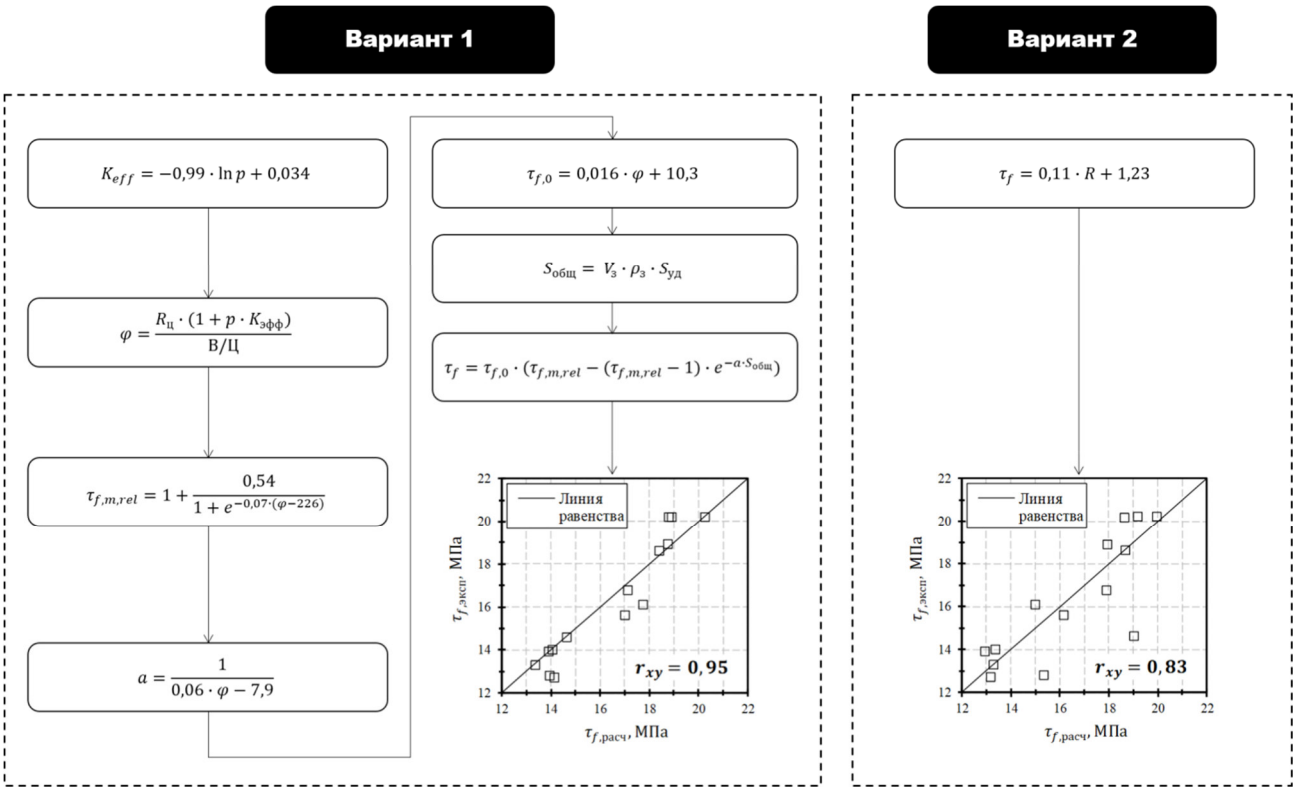


Рис. 10. Порядок расчета прочности сцепления волновой фибры с сверхвысокопрочным бетоном

Выводы. В работе представлены результаты определения прочности сцепления стальной волновой фибры с сверхвысокопрочным бетоном различного состава. По результатам проведения экспериментальных исследований и анализа полученных данных могут быть сделаны следующие основные выводы:

1. В статье представлен новый рецептурный параметр, $S_{общ}$, отражающий общую площадь поверхности частиц заполнителя в составе бетонный смеси, при расчете которого учитывается как объемное содержание, так и размер частиц заполнителя. Установлено, что увеличение параметра $S_{общ}$ приводит к увеличению прочности сцепления стальной волновой фибры с бетоном до 42 % по сравнению с цементным камнем вследствие увеличения силы трения в контактной зоне, что было подтверждено образованием большего количества продольных царапин на поверхности стальной фибры;

2. Показано, что вклад параметра $S_{общ}$ в прочность сцепления волновой фибры обеспечивается только при условии отсутствия разрушения цементного камня под отгибами волокна. Аналитически было установлено, что при выдергивании волновой фибры с заданными геометрическими характеристиками цементный камень способен выдержать передаваемую на него нагрузку, если его прочность составляет 143-148 МПа. При значениях прочности цементного камня ниже указанных, происходит смятие цементного камня и потеря контакта между фиброй и окружающей цементной матрицей при ее выдергивании, в результате чего заполнитель не оказывает влияния на прочность сцепления.

3. Максимальная нагрузка при выдергивании волновой фибры достаточно точно может быть рассчитана при помощи модели фрикционного шкива при условии достаточной прочности цементного камня, обеспечивающей отсутствие его разрушения при выдергивании фибры;

4. Представлены уравнения для прогнозирования прочности сцепления волновой стальной фибры с сверхвысокопрочным бетоном в зависимости от различных рецептурных факторов, таких как: активность цемента, водоцементное соотношение, содержание микрокремнезема, а также размера частиц и объемной концентрации заполнителя. Среднее и максимальное относительное отклонение расчетных значений от экспериментальных составляет 4,5 и 11,1 %, соответственно.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Xue J., Briseghella B., Huang F., Nuti C., Tabatabai H., Chen B. Review of Ultra-High Performance Concrete and Its Application in Bridge Engineering // Construction and

Building Materials. 2020. № 260. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2020.119844.

2. Sun X., Gong Z., Zuo Y., Hu J., Li Y., Wu H., Huang Z., Wang L. Flexural Behavior of the Hollow Slab Girders Strengthened with Ultra-High Performance Concrete: Field Full-Scale Experiment and Analysis // Construction and Building Materials. 2023. Vol. 408. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2023.133608.

3. Марченко М.С., Чилин И.А., Селютин Н.М. Опыт применения сверхвысокопрочного сталефибробетона в элементах усиления железобетонных конструкций // Вестник НИЦ «Строительство». 2021. Том 30. № 3. С. 41–50. DOI: 10.37538/2226-9696-2021-3(301-61-50.

4. Abellán-García J., Carvajal-Muñoz J.S., Ramírez-Munévar C. Application of Ultra-High-Performance Concrete as Bridge Pavement Overlays: Literature Review and Case Studies // Construction and Building Materials. 2024. Vol. 410. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2023.134221

5.Jiang H., Tu W., Li M., Liang W., Gao X. Flexural Performance of UHPC-Filled Narrow Joints between Precast Concrete Bridge Slabs // Case Studies in Construction Materials. 2024. Vol. 20. DOI: 10.1016/j.cscm.2024.e03108.

6. Ren Z., Jia J., Li J., Hu M., Li B., Han Q., Du X. Shear Behavior of Precast Bridge Deck Panels with UHPC Wet Joints // Engineering Structures. 2024. Vol. 316. DOI: 10.1016/j.engstruct.2024.118569.

7. Mash J.A., Harries K.A., Rogers C. Repair of Corroded Steel Bridge Girder End Regions Using Steel, Concrete, UHPC and GFRP Repair Systems // Journal of Constructional Steel Research. 2023. Vol. 207. DOI: 10.1016/j.jcsr.2023.107975.

8. Wille K., Kim D.J., Naaman A.E. Strain-Hardening UHP-FRC with Low Fiber Contents // Materials and Structures. 2011. Vol. 44. Pp. 583–598. DOI: 10.1617/s11527-010-9650-4.

9. Wille K., El-Tawil S., Naaman A.E. Properties of Strain Hardening Ultra High Performance Fiber Reinforced Concrete (UHP-FRC) under Direct Tensile Loading // Cement and Concrete Composites. 2014. Vol. 48. Pp. 53–66. DOI: 10.1016/j.cemconcomp.2013.12.015.

10. Li. V.C., Leung C.K.Y. Steady-state and multiple cracking of short random fiber composites // Journal of Engineering Mechanics. 1992. Vol. 118. Pp. 2246–2244. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9399(1992)118:11(2246)

11. Cai Z.W., Yu J.T., Duan X.Z., Deng B.Y., Lu Z.D., Yu K.Q. Enhancing the strain-hardening performance of ultra-high performance concrete by tailoring matrix toughness and fiber parameters // Construction and Building Materials. 2023. Vol. 395. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2023.132335.

12. Naaman A.E. Tensile strain-hardening FRC composites: Historical evolution since the 1960 // Proceedings of international workshop on advanced construction materials. Berlin: Springer-Verlag, 2007. Pp. 181–202.

13. Pi Z., Xiao H., Du J., Li C., Cai W., Liu M. Effect of the water/cement ratio on the improvement of pullout behaviors using nano-SiO_2 modified steel fiber and the micro mechanism // Construction and Building Materials. 2022. Vol. 338. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2022.127632.

14. Abdallah S., Fan M., Zhou X. Pull-Out Behaviour of Hooked End Steel Fibres Embedded in Ultra-high Performance Mortar with Various W/B Ratios // International Journal of Concrete Structures and Materials. 2017. Vol. 11. №. 2. Pp. 301–313. DOI: 10.1007/s40069-017-0193-8.

15. Wu Z., Shi C., Khayat K.H. Influence of silica fume content on microstructure development and bond to steel fiber in ultra-high strength cement-based materials (UHSC) // Cement and Concrete Composites. 2016. Vol. 71. Pp. 97–109. DOI: 10.1016/j.cemconcomp.2016.05.005.

16. Yoo D.Y., Chun B., Jim J.J. Effect of calcium sulfoaluminate-based expansive agent on rate dependent pullout behavior of straight steel fiber embedded in UHPC // Cement and Concrete Research. 2019. Vol. 122. Pp. 196–211. DOI: 10.1016/j.cemconres.2019.04.021.

17. Wu Z., Shi C., Khayat K.H. Multi-scale investigation of microstructure, fiber pullout behavior, and mechanical properties of ultra-high performance concrete with nano-$CaCO_3$ particles // Cement and Concrete Composites. 2018. Vol. 86. Pp. 255–265. DOI: 10.1016/j.cemconcomp.2017.11.014.

18. Wu Z., Khayat K.H., Shi C. Effect of nano-SiO2 particles and curing time on development of fiber-matrix bond properties and microstructure of ultra-high strength concrete // Cement and Concrete Research. 2017. Vol. 95. Pp. 247–256. DOI: 10.1016/j.cemconres.2017.02.031.

19. Choi H.J., Oh T., Yoo D.Y. Enhancing fiber–matrix interfacial bond in ultra-high-performance concrete containing titanium dioxide // Materials Letters. 2020. Vol. 280. DOI: 10.1016/j.matlet.2020.128547.

20. Kim J.J. Effects of fiber shape and distance on the pullout behavior of steel fibers embedded in ultra-high-performance concrete // Cement and Concrete Research. 2019. Vol. 103. Pp. 213–223. DOI: 10.1016/j.cemconcomp.2019.05.006.

21. Chun B., Kim S., Yoo D.Y. Benefits of chemically treated steel fibers on enhancing the interfacial bond strength from ultra-high-performance concrete // Construction and Building Materials. 2021. Vol. 294. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2021.123519.

22. Chun B., Yoo D.Y., Banthia N. Achieving slip-hardening behavior of sanded straight steel fibers in ultra-high-performance concrete // Cement and Concrete Composites. 2020. Vol. 113. DOI: 10.1016/j.cemconcomp.2020.103669.

23. Wille K., Naaman A.E. Effect of Ultra-High-Performance Concrete on Pullout Behavior of High-Strength Brass-Coated Straight Steel Fibers // ACI Materials Journal. 2013. Vol. 110. Pp. 451-461.

24. Qi J., Yao Y., Wang J., Han F., Lv J. Effect of Sand Grain Size and Fibre Size on Macro-Micro Interfacial Bond Behaviour of Steel Fibres and UHPC Mortars // Magazine of Concrete Research. 2021. Vol. 73. Pp. 228–239. DOI: 10.1680/jmacr.19.00099.

25. Wille K., Loh K.J. Nanoengineering Ultra-High-Performance Concrete with Multiwalled Carbon Nanotubes // Transportation Research Record. 2010. Vol. 2142. Pp. 119–126. DOI: 10.3141/2142-18.

26. Kang S.H., Kim J.J., Kim D.J., Chung Y.S. Effect of Sand Grain Size and Sand-to-Cement Ratio on the Interfacial Bond Strength of Steel Fibers Embedded in Mortars // Construction and Building Materials. 2013. Vol. 47. Pp. 1421–1430. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2013.06.064.

27. Igarashi S., Bentur A., Mindess S. The Effect of Processing on the Bond and Interfaces in Steel Fiber Reinforced Cement Composites // Cement and Concrete Composites. 1996. Vol. 18. Pp. 312–322. DOI: 10.1016/0958-9465(96)00022-4.

28. Соловьев В.Г., Матюшин Е.В. Методика проектирования составов ультра высокофункциональных бетонов с заданной подвижностью // Техника и технология силикатов. 2020. Т. 27. № 4. С. 107–113.

29. Соловьев В.Г., Матюшин Е.В. Механические свойства сверхвысокопрочного фибробетона с различными видами стальной фибры // Вестник БГТУ им. В.Г. Шухова. 2024. №9. С. 26–39. DOI: 10.34031/2071-7318-2024-9-9-26-39.

30. Chen X., Wu S., Influence of water-to-cement ratio and curing period on pore structure of cement mortar // Construction and Building Materials. 2013. Vol. 38. Pp. 804–812. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2012.09.058.

31. Chen J.J., Kwan A.K.H., Ng P.L., Li L.G. Packing Density Improvement through Addition of Limestone Fines, SuperfineCement and Condensed Silica Fume // Journal of Materials Science and Chemical Engineering. 2016. Vol. 4. Pp. 29–36. DOI: 10.4236/msce.2016.47005.

32. Stang H. Significance of shrinkage-induced clamping pressure in fiber-matrix bonding in cementitious composite materials // Advanced Cement Based Materials. 1996. Vol. 4. №. 3-4. Pp. 106–115. DOI: 10.1016/S1065-7355(96)90079-6.

33. Alwan J., Naaman A., Guerrero P. Effect of mechanical clamping on the pull-out response of hooked steel fibers embedded in cementitious matrices // Concrete Science and Engineering. 1999. Vol. 1. Pp. 15–25.

34. Wille K., Naaman A. Pullout Behavior of High-Strength Steel Fibers Embedded in Ultra-High-Performance Concrete // ACI Materials Journal. 2012. Vol. 109. №. 4. Pp. 479–488.

35. Wang X., Xu B., Luan K., Mu R., Chen J. Optimization of the Shape of Hooked-End Steel Fiber Based on Pulling Out and Reinforcing Cementitious Composites // Materials. 2024. Vol. 17. DOI: 10.3390/ma17010047.

36. Abdallah S., Fan M., Rees D.W.A. Analysis and modelling of mechanical anchorage of 4D/5D hooked end steel fibres // Materials & Design. 2016. Vol. 112. Pp. 539–552. DOI: 10.1016/j.matdes.2016.09.107.

37. Yoo D.Y., Park J.J., Kim S.W. Fiber pullout behavior of HPFRCC: Effects of matrix strength and fiber // Composite Structures. 2017. Vol. 174. Pp. 263–276. DOI: 10.1016/j.compstruct.2017.04.064.

38. Liu Y., Huang Y. Analytic solution of pull-out failure on bond-slip relationship between deformed rebar and ultra-high-performance concrete // Engineering Structures. 2024. Vol. 305. DOI: 10.1016/j.engstruct.2024.117682.

39. Qi J., Wu Z., Ma Z.J., Wang J. Pullout behavior of straight and hooked-end steel fibers in UHPC matrix with various embedded angles // Construction and Building Materials. 2018. Vol. 191. Pp. 764-774. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2018.10.067.

40. Zhang H., Ji T., Lin X. Pullout behavior of steel fibers with different shapes from ultra-high performance concrete (UHPC) prepared with granite powder under different curing conditions // Construction and Building Materials. 2019. Vol. 211. Pp. 688–702. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2019.03.274.

41. Le H.V., Moon D., Kim D.J. Effects of ageing and storage conditions on the interfacial bond strength of steel fibers in mortars // Construction and Building Materials. 2018. Vol. 170. Pp. 129–141. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2018.03.064.

42. Pompo A., Stupak P.R., Marchese B. Analysis of Steel Fibre Pull-Out from a Cement Matrix Using Video Photography // Cement and Concrete Composites. 1996. Vol. 18. № 1. Pp. 3–8. DOI: 10.1016/0958-9465(95)00034-8.

43. Deng F., Ding X., Chi Y., Xu L., Wang L. The pull-out behavior of straight and hooked-end steel fiber from hybrid fiber reinforced cementitious composite: Experimental study and analytical modelling // Composite Structures. 2018. Vol. 206. Pp. 693-712. DOI: 10.1016/j.compstruct.2018.08.066.

44. Shannag M.J., Brincker R., Hansen W. Pullout behavior of steel fibers from cement-based

composites // Cement and Concrete Research. 1997. Vol. 27. №. 6. Pp. 925–936. DOI: 10.1016/S0008-8846(97)00061-6.

45. Рабинович Ф.Н. Композиты на основе дисперсно армированных бетонов. Вопросы теории и проектирования, технология, конструкции: Монография. М: Издательство АСВ, 2004. 560 с.

46. Wong H.S., Razak H.A. Efficiency of calcined kaolin and silica fume as cement replacement material for strength performance // Cement and Concrete Research. 2005. Vol. 35. Pp. 696–702.

47. Soloviev V., Matiushin E. The Effects of Corrugated Steel Fiber on the Properties of Ultra-High Performance Concrete of Different Strength Levels // Buildings. 2023. Vol. 13. № 10. DOI:10.3390/buildings13102591.

48. Graybeal B., Davis M. Cylinder or Cube: Strength Testing of 80 to 200 MPa (11.6 to 29 ksi) Ultra-High-Performance Fiber-Reinforced Concrete. ACI Materials Journal. 2008. Vol. 105. №. 6. 603–609.

49. Matiushin E., Sizyakov I., Shvetsova V., Soloviev V. The Properties and Behavior of Ultra-High-Performance Concrete: The Effects of Aggregate Volume Content and Particle Size // Buildings. 2024. Vol. 14. № 9. DOI: 10.3390/buildings14092891.

50. Соловьев В.Г., Матюшин Е.В., Веселов В.К. Изучение влияния вида и объемного содержания заполнителя на свойства сверхвысокопрочного мелкозернистого бетона // Техника и технология силикатов. 2022. Т. 29. № 4. С. 317–325.

Информация об авторах

Матюшин Евгений Валерьевич, преподаватель, аспирант кафедры строительного материаловедения. E-mail: matyushinev@mgsu.ru. Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет. Россия, 129337, Москва, Ярославское шоссе, д. 26

Соловьев Вадим Геннадиевич, кандидат технических наук, доцент кафедры строительного материаловедения. E-mail: s_vadim_g@mail.ru. Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет. Россия, 129337, Москва, Ярославское шоссе, д. 26.

Поступила 16.11.2024 г.

© Матюшин Е.В., Соловьев В.Г., 2025

Matiushin E.V., Soloviev V.G.

Moscow State University of Civil Engineering (National Research University)

**E-mail: matyushinev@mgsu.ru*

INFLUENCE OF AGGREGATE ON THE BOND STRENGTH OF CORRUGATED STEEL FIBER WITH ULTRA-HIGH PERFORMANCE CONCRETE

Abstract. *The article examines the effect of the volume content and particle size of the aggregate on the bond strength of corrugated steel fiber to ultra-high performance concrete of various compositions. The study was conducted by pulling out a single fiber from concretes with a compressive strength in the range of 56–175 MPa with a volume concentration of aggregate from 0 to 0.4 m^3 /m^3 and a maximum particle size of 0.4–0.8 mm.*

It was found that the bond strength of corrugated steel fiber depends on the parameter S_{tot}, reflecting the total surface area of the aggregate in the composition, the calculation of which uses both the volume concentration and the particle size of the aggregate. Test results indicate that the bond strength can be increased to 42 % by changing the parameter S_{tot} from 0 to 12.4·10^3 m^2. The contribution of the aggregate to the bonds strength is only observed if there is no destruction of the cement paste under the fiber bends. Analytical investigations revealed that cement paste with a compressive strength of 143–146 MPa is capable of withstanding the force generated by fiber pullout without deteriorating. The contribution of the aggregate to the bond strength is either minimal or completely absent if the strength of cement paste is lower than the specified value.

Empirical equations were obtained for predicting the bond strength of corrugated steel fiber, taking into account various mix design parameters, including cement compressive strength, water-cement ratio, silica fume content, volume concentration and particle size of the aggregate. The average and maximum relative error between the calculated and experimental values were between 4.5 and 11.1 %, respectively.

Keywords: *ultra-high performance concrete, steel fiber, corrugated fiber, bond strength, aggregate particle size, aggregate volume.*

REFERENCES

1. Xue J., Briseghella B., Huang F., Nuti C., Tabatabai H., Chen B. Review of Ultra-High Performance Concrete and Its Application in Bridge Engineering. Construction and Building Materials. 2020. No 260. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2020.119844.

2. Sun X., Gong Z., Zuo Y., Hu J., Li Y., Wu H., Huang Z., Wang L. Flexural Behavior of the Hollow Slab Girders Strengthened with Ultra-High Performance Concrete: Field Full-Scale Experiment and Analysis Construction and Building Materials. 2023. Vol. 408. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2023.133608.

3. Marchenko M., Chilin I., Selyutin N. Experience in using ultra high performance fiber reinforced concrete elements [Opyt primeneniya sverhvysokoprochnogo stalefibrobetona v elementah usileniya zhelezobetonnyh konstrukcij]. Bulletin of Science and Research Center of Construction. 2021. Vol. 30. No. 3. Pp. 41–50. DOI: 10.37538/2226-9696-2021-3(301-61-50 (rus).

4. Abellán-García J., Carvajal-Muñoz J.S., Ramírez-Munévar C. Application of Ultra-High-Performance Concrete as Bridge Pavement Overlays: Literature Review and Case Studies. Construction and Building Materials. 2024. Vol. 410. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2023.134221.

5. Jiang H., Tu W., Li M., Liang W., Gao X. Flexural Performance of UHPC-Filled Narrow Joints between Precast Concrete Bridge Slabs. Case Studies in Construction Materials. 2024. Vol. 20. DOI: 10.1016/j.cscm.2024.e03108.

6. Ren Z., Jia J., Li J., Hu M., Li B., Han Q., Du X. Shear Behavior of Precast Bridge Deck Panels with UHPC Wet Joints. Engineering Structures. 2024. Vol. 316. DOI: 10.1016/j.engstruct.2024.118569.

7. Mash J.A., Harries K.A., Rogers C. Repair of Corroded Steel Bridge Girder End Regions Using Steel, Concrete, UHPC and GFRP Repair Systems. Journal of Constructional Steel Research. 2023. Vol. 207. DOI: 10.1016/j.jcsr.2023.107975.

8. Wille K., Kim D.J., Naaman A.E. Strain-Hardening UHP-FRC with Low Fiber Contents. Materials and Structures/Materiaux et Constructions. 2011. Vol. 44. Pp. 583–598. DOI: 10.1617/s11527-010-9650-4.

9. Wille K., El-Tawil S., Naaman A.E. Properties of Strain Hardening Ultra High Performance Fiber Reinforced Concrete (UHP-FRC) under Direct Tensile Loading. Cement and Concrete Composites. 2014. Vol. 48. Pp. 53–66. DOI: 10.1016/j.cemconcomp.2013.12.015.

10. Li. V.C., Leung C.K.Y. Steady-state and multiple cracking of short random fiber composites. Journal of Engineering Mechanics. 1992. Vol. 118. Pp. 2246–2244. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9399(1992)118:11(2246).

11. Cai Z.W., Yu J.T., Duan X.Z., Deng B.Y., Lu Z.D., Yu K.Q. Enhancing the strain-hardening performance of ultra-high performance concrete by tailoring matrix toughness and fiber parameters. Construction and Building Materials. 2023. Vol. 395. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2023.132335.

12. Naaman A.E. Tensile strain-hardening FRC composites: Historical evolution since the 1960 / Proceedings of international workshop on advanced construction materials. Berlin: Springer-Verlag, 2007. Pp. 181–202.

13. Pi Z., Xiao H., Du J., Li C., Cai W., Liu M. Effect of the water/cement ratio on the improvement of pullout behaviors using nano-SiO_2 modified steel fiber and the micro mechanism. Construction and Building Materials. 2022. Vol. 338. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2022.127632

14. Abdallah S., Fan M., Zhou X. Pull-Out Behaviour of Hooked End Steel Fibres Embedded in Ultra-high Performance Mortar with Various W/B Ratios. International Journal of Concrete Structures and Materials. 2017. Vol. 11. No. 2. Pp. 301–313. DOI: 10.1007/s40069-017-0193-8.

15. Wu Z., Shi C., Khayat K.H. Influence of silica fume content on microstructure development and bond to steel fiber in ultra-high strength cement-based materials (UHSC). Cement and Concrete Composites. 2016. Vol. 71. Pp. 97–109. DOI: 10.1016/j.cemconcomp.2016.05.005.

16. Yoo D.Y., Chun B., Jim J.J. Effect of calcium sulfoaluminate-based expansive agent on rate dependent pullout behavior of straight steel fiber embedded in UHPC. Cement and Concrete Research. 2019. Vol. 122. Pp. 196–211. DOI: 10.1016/j.cemconres.2019.04.021.

17. Wu Z., Shi C., Khayat K.H. Multi-scale investigation of microstructure, fiber pullout behavior, and mechanical properties of ultra-high performance concrete with nano-$CaCO_3$ particles. Cement and Concrete Composites. 2018. Vol. 86. Pp. 255–265. DOI: 10.1016/j.cemconcomp.2017.11.014.

18. Wu Z., Khayat K.H., Shi C. Effect of nano-SiO2 particles and curing time on development of fiber-matrix bond properties and microstructure of ultra-high strength concrete. Cement and Concrete Research. 2017. Vol. 95. Pp. 247–256. DOI: 10.1016/j.cemconres.2017.02.031.

19. Choi H.J., Oh T., Yoo D.Y. Enhancing fiber–matrix interfacial bond in ultra-high-performance concrete containing titanium dioxide. Materials Letters. 2020. Vol. 280. DOI: 10.1016/j.matlet.2020.128547.

20. Kim J.J. Effects of fiber shape and distance on the pullout behavior of steel fibers embedded in ultra-high-performance concrete. Cement and Concrete Research. 2019. Vol. 103. Pp. 213–223. DOI: 10.1016/j.cemconcomp.2019.05.006.

21. Chun B., Kim S., Yoo D.Y. Benefits of chemically treated steel fibers on enhancing the interfacial bond strength from ultra-high-performance concrete. Construction and Building Materials. 2021. Vol. 294. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2021.123519.

22. Chun B., Yoo D.Y., Banthia N. Achieving slip-hardening behavior of sanded straight steel fibers in ultra-high-performance concrete. Cement and Concrete Composites. 2020. Vol. 113. DOI: 10.1016/j.cemconcomp.2020.103669.

23. Wille K., Naaman A.E. Effect of Ultra-High-Performance Concrete on Pullout Behavior of High-Strength Brass-Coated Straight Steel Fibers. ACI Materials Journal. 2013. Vol. 110. Pp. 451-461.

24. Qi J., Yao Y., Wang J., Han F., Lv J. Effect of Sand Grain Size and Fibre Size on Macro-Micro Interfacial Bond Behaviour of Steel Fibres and UHPC Mortars. Magazine of Concrete Research. 2021. Vol. 73. Pp. 228–239. DOI: 10.1680/jmacr.19.00099.

25. Wille K., Loh K.J. Nanoengineering Ultra-High-Performance Concrete with Multiwalled Carbon Nanotubes. Transportation Research Record. 2010. Vol. 2142. Pp. 119–126. DOI: 10.3141/2142-18.

26. Kang S.H., Kim J.J., Kim D.J., Chung Y.S. Effect of Sand Grain Size and Sand-to-Cement Ratio on the Interfacial Bond Strength of Steel Fibers Embedded in Mortars. Construction and Building Materials. 2013. Vol. 47. Pp. 1421–1430. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2013.06.064.

27. Igarashi S., Bentur A., Mindess S. The Effect of Processing on the Bond and Interfaces in Steel Fiber Reinforced Cement Composites. Cement and Concrete Composites. 1996. Vol. 18. Pp. 312–322. DOI: 10.1016/0958-9465(96)00022-4.

28. Soloviev V.G., Matiushin E.V. Methodology for designing compositions of ultra-high performance concrete with a given flowability [Metodika proektirovaniya sostavov ul'tra vysokofunkcional'nyh betonov s zadannoj podvizhnost'yu]. Tekhnika i tekhnologiya silikatov. 2020. Vol. 27. No. 4. Pp. 107–113 (rus).

29. Soloviev V.G., Matiushin E.V. Mechanical properties of ultra-high performance fiber-reinforced concrete withdifferent types of steel fiber [Mekhanicheskie svojstva sverhvysokoprochnogo fibrobetona s razlichnymi vidami stal'noj fibry]. Bulletin of BSTU named after V.G. Shukhov. 2024. No. 9. Pp. 26–39. DOI:10.34031/2071-7318-2024-9-9-26-39 (rus).

30. Chen X., Wu S., Influence of water-to-cement ratio and curing period on pore structure of cement mortar. Construction and Building Materials. 2013. Vol. 38. Pp. 804–812. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2012.09.058

31. Chen J.J., Kwan A.K.H., Ng P.L., Li L.G. Packing Density Improvement through Addition of Limestone Fines, Superfine Cement and Condensed Silica Fume. Journal of Materials Science and Chemical Engineering. 2016. Vol. 4. Pp. 29–36. DOI: 10.4236/msce.2016.47005.

32. Stang H. Significance of shrinkage-induced clamping pressure in fiber-matrix bonding in cementitious composite materials. Advanced Cement Based Materials. 1996. Vol. 4. No. 3-4. Pp. 106–115. DOI: 10.1016/S1065-7355(96)90079-6.

33. Alwan J., Naaman A., Guerrero P. Effect of mechanical clamping on the pull-out response of hooked steel fibers embedded in cementitious matrices. Concrete Science and Engineering. 1999. Vol.1. Pp. 15–25.

34. Wille K., Naaman A. Pullout Behavior of High-Strength Steel Fibers Embedded in Ultra-High-Performance Concrete. ACI Materials Journal. 2012. Vol. 109. No. 4. Pp. 479–488.

35. Wang X., Xu B., Luan K., Mu R., Chen J. Optimization of the Shape of Hooked-End Steel Fiber Based on Pulling Out and Reinforcing Cementitious Composites. Materials. 2024. Vol. 17. DOI: 10.3390/ma17010047.

36. Abdallah S., Fan M., Rees D.W.A. Analysis and modelling of mechanical anchorage of 4D/5D hooked end steel fibres. Materials & Design. 2016. Vol. 112. Pp. 539–552. DOI: 10.1016/j.matdes.2016.09.107.

37. Yoo D.Y., Park J.J., Kim S.W. Fiber pullout behavior of HPFRCC: Effects of matrix strength and fiber. Composite Structures. 2017. Vol. 174. Pp. 263–276. DOI: 10.1016/j.compstruct.2017.04.064.

38. Liu Y., Huang Y. Analytic solution of pull-out failure on bond-slip relationship between deformed rebar and ultra-high-performance concrete. Engineering Structures. 2024. Vol. 305. DOI: 10.1016/j.engstruct.2024.117682.

39. Qi J., Wu Z., Ma Z.J., Wang J. Pullout behavior of straight and hooked-end steel fibers in UHPC matrix with various embedded angles. Construction and Building Materials. 2018. Vol. 191. Pp. 764–774. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2018.10.067.

40. Zhang H., Ji T., Lin X. Pullout behavior of steel fibers with different shapes from ultra-high performance concrete (UHPC) prepared with granite powder under different curing conditions. Construction and Building Materials. 2019. Vol. 211. Pp. 688–702. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2019.03.274.

41. Le H.V., Moon D., Kim D.J. Effects of ageing and storage conditions on the interfacial bond strength of steel fibers in mortars. Construction and Building Materials. 2018. Vol. 170. Pp. 129–141. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2018.03.064.

42. Pompo A., Stupak P.R., Marchese B. Analysis of Steel Fibre Pull-Out from a Cement Matrix

Using Video Photography. Cement and Concrete Composites. 1996. Vol. 18. No 1. Pp. 3–8. DOI: 10.1016/0958-9465(95)00034-8.

43. Deng F., Ding X., Chi Y., Xu L., Wang L. The pull-out behavior of straight and hooked-end steel fiber from hybrid fiber reinforced cementitious composite: Experimental study and analytical modelling. Composite Structures. 2018. Vol. 206. Pp. 693–712. DOI: 10.1016/j.compstruct.2018.08.066.

44. Shannag M.J., Brincker R., Hansen W. Pullout behavior of steel fibers from cement-based composites. Cement and Concrete Research. 1997. Vol. 27. No. 6. Pp. 925-936. DOI: 10.1016/S0008-8846(97)00061-6.

45. Rabinovich F.N. Composites based on fiber-reinforced concrete. Issues of theory and design, technology, structures: Monograph [Kompozity na osnove dispersno armirovannyh betonov. Voprosy teorii i proektirovaniya, tekhnologiya, konstrukcii: Monografiya] – M: Publishing house ASV, 2004. 560 p. (rus).

46. Wong H.S., Razak H.A. Efficiency of calcined kaolin and silica fume as cement replacement material for strength performance. Cement and Concrete Research. 2005. Vol. 35. Pp. 696–702.

47. Soloviev V., Matiushin E. The Effects of Corrugated Steel Fiber on the Properties of Ultra-High Performance Concrete of Different Strength Levels. Buildings. 2023. Vol. 13. DOI:10.3390/buildings13102591.

48. Graybeal B., Davis M. Cylinder or Cube: Strength Testing of 80 to 200 MPa (11.6 to 29 ksi) Ultra-High-Performance Fiber-Reinforced Concrete. ACI Materials Journal. 2008. Vol. 105. No. 6. 603–609.

49. Matiushin E., Sizyakov I., Shvetsova V., Soloviev V. The Properties and Behavior of Ultra-High-Performance Concrete: The Effects of Aggregate Volume Content and Particle Size. Buildings. 2024. Vol. 14. No 9. DOI: 10.3390/buildings14092891.

50. Soloviev V.G., Matiushin E.V., Veselov V.K. Study of the influence of the type and volumetric content of aggregate on the properties of ultra-high performance fine-grained concrete [Izuchenie vliyaniya vida i ob"emnogo soderzhaniya zapolnitelya na svojstva sverhvysokoprochnogo melkozernistogo betona]. Tekhnika i tekhnologiya silikatov. 2022. Vol. 29. No. 4. Pp. 317–325. (rus)

Information about the authors

Matiushin, Evgenii V., Lecturer, Postgraduate Student at the Department of Building Materials Science. E-mail: matyushinev@mgsu.ru. Moscow State University of Civil Engineering (National Research University). Russia, 129337, Moscow, Yaroslavskoe highway, 26.

Soloviev, Vadim G. Candidate of Technical Sciences, Associate Professor at the Department of Building Materials Science. E-mail: s_vadim_g@mail.ru. Moscow State University of Civil Engineering (National Research University). Russia, 129337, Moscow, Yaroslavskoe highway, 26.

Received 16.11.2024

Для цитирования:

Матюшин Е.В., Соловьев В.Г. Влияние заполнителя на прочность сцепления стальной волновой фибры с сверхвысокопрочным бетоном // Вестник БГТУ им. В.Г. Шухова. 2025. № 4. С. 8–26. DOI: 10.34031/2071-7318-2024-10-4-8-26

For citation:

Matiushin E.V., Soloviev V.G. Influence of aggregate on the bond strength of corrugated steel fiber with ultra-high performance concrete. Bulletin of BSTU named after V.G. Shukhov. 2025. No. 4. Pp. 8–26. DOI: 10.34031/2071-7318-2024-10-4-8-26