

Особенности напряженного состояния композитной арматуры при испытаниях на разрыв

Докт. техн. наук, доц. В. Г. Барсуков¹⁾,
кандидаты техн. наук, доценты А. Г. Лежава¹⁾, Е. А. Евсева²⁾

¹⁾Гродненский государственный университет имени Янки Купалы (Гродно, Республика Беларусь),

²⁾Белорусский национальный технический университет (Минск, Республика Беларусь)

© Белорусский национальный технический университет, 2024
Belarusian National Technical University, 2024

Реферат. Цель работы – установление особенностей напряженного состояния композитной строительной арматуры при испытаниях на разрыв, обусловленных погрешностями центрирования композитного стержня при его установке в анкерных муфтах. Составлена расчетная схема и соответствующее ей дифференциальное уравнение, описывающее напряженно-деформированное состояние стержня. Получены аналитические зависимости для определения изгибающего момента и вызванных им напряжений. Произведена расчетная оценка напряжений изгиба в сравнении с номинальными напряжениями растяжения стержня. Показано, что напряжения изгиба неравномерно распределены по длине стержня и достигают наибольших значений вблизи торцов испытательных муфт. Напряжения изгиба увеличиваются пропорционально эксцентриситету монтажа стержня в испытательных анкерных муфтах и снижаются с увеличением длины рабочей части стержня. На примере стеклопластиковой арматуры номинальным диаметром 6 мм, изготовленной в соответствии со СТБ 1103–98, произведена расчетная оценка этих напряжений для широкого диапазона изменения эксцентриситета расположения композитного стержня в анкерных муфтах и длины рабочей части образца для испытаний. Показано, что применение коротких образцов должно сопровождаться повышением точности центрирования стержня в испытательных анкерных муфтах. Предложена удобная для инженерных расчетов методика определения напряжений изгиба и полных напряжений в композитном стержне. Результаты исследований могут быть использованы в инженерной практике и в учебном процессе при подготовке специалистов строительного и химико-технологического профиля.

Ключевые слова: композитная арматура, испытания, разрыв, прочность, монтажная погрешность

Для цитирования: Барсуков, В. Г. Особенности напряженного состояния композитной арматуры при испытаниях на разрыв / В. Г. Барсуков, А. Г. Лежава, Е. А. Евсева // *Наука и техника*. 2024. Т. 23, № 6. С. 492–499. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2024-23-6-492-499>

Features of the Stress State of Composite Reinforcement during Tensile Tests

V. G. Barsukov¹⁾, A. G. Lezhava¹⁾, E. A. Evseeva²⁾

¹⁾Yanka Kupala State University of Grodno (Grodno, Republic of Belarus),

²⁾Belarusian National Technical University (Minsk, Republic of Belarus)

Abstract. The purpose of the work is to establish the characteristics of the stress state of composite building reinforcement during tensile tests, caused by errors in the centering of the composite rod when installed in anchor couplings. A calculation scheme and a corresponding differential equation describing the stress-strain state of the rod have been compiled. Analytical dependencies were obtained to determine the bending moment and the stresses caused by it. A calculation estimate of bending

Адрес для переписки

Евсева Елена Анатольевна
Белорусский национальный технический университет
пр. Независимости, 65/3,
20113, г. Минск, Республика Беларусь
Тел.: + 375 17 239-93-04
vm3_ftk@bntu.by

Address for correspondence

Evseeva Elena A.
Belarusian National Technical University
146a, Nezavisimosty Ave.,
220014, Minsk, Republic of Belarus
Тел.: + 375 17 239-93-04
vm3_ftk@bntu.by

stresses was made in comparison with the nominal tensile stresses of the rod. It is shown that bending stresses are unevenly distributed along the length of the rod and reach their highest values near the ends of the test couplings. Bending stresses increase in proportion to the eccentricity of the installation of the rod in the test anchor couplings and decrease with increasing length of the rod working part. Using the example of fiberglass reinforcement with a nominal diameter of 6 mm, manufactured in accordance with СТБ (STB) 1103–98, a calculation estimate of these stresses was made for a wide range of changes in the eccentricity of the composite rod in the anchor couplings location and the length of the working part of the test sample. It is shown that the use of short samples should be accompanied by an increase in the accuracy of rod centering in test anchor couplings. A method convenient for engineering calculations is proposed for determining bending stresses and total stresses in a composite rod. The research results can be used in engineering practice and in the educational process when training specialists in construction and chemical technology.

Keywords: composite reinforcement, testing, rupture, strength, installation error

For citation: Barsukov V. G., Lezhava A. G., Evseeva E. A. (2024) Features of the Stress State of Composite Reinforcement during Tensile Tests // *Science and Technique*. 23 (6), 492–499. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2024-23-6-492-499> (in Russian)

Введение

Опыт США и Канады [1–3], Японии и Кореи [4–6], ряда стран Западной и Центральной Европы [7–9] свидетельствует о том, что композитная строительная арматура может эффективно использоваться для армирования бетонных конструкций, работающих в условиях контакта с коррозионно-активными средами при строительстве морских и речных набережных, тоннелей, подземных коммуникаций, автомобильных дорог и железнодорожных перронов, а также при производстве фундаментных плит и блоков, армирования кирпичной кладки в промышленном и гражданском строительстве.

Однако, несмотря на достигнутый прогресс, многие вопросы в области испытаний композитной строительной арматуры остаются недостаточно изученными. Так, отсутствуют единые общепринятые международные методики определения показателей механических свойств при испытаниях на растяжение, а существующие национальные методики [10–13] часто различаются по конструкции используемых анкерных систем и длине рабочей части стержня. Принципиальные отличия в структуре и свойствах не позволяют переносить подходы и рекомендации, выработанные для образцов из металла и традиционных полимеров на испытания композитной арматуры [12–14].

В Российской Федерации требования к механическим свойствам такой арматуры определены ГОСТ 31938–2022 «Арматура композитная полимерная для армирования бетонных конструкций», а соответствующие методики

испытаний указаны в ГОСТ 32492–2015 «Арматура композитная полимерная для армирования бетонных конструкций. Методы определения физико-механических характеристик». Согласно этим методикам, опытные образцы изготавливают путем установки композитного стержня в испытательную анкерную муфту с последующей заливкой твердеющими полимерными материалами. Принятая в ГОСТ 32492–2015 методика испытаний аналогична рекомендациям действующей в США нормы ACI 440.3R–04 [11, 15]. Однако требования к соосности крепежной муфты и испытываемого стержня количественно не определены. Имеется лишь общее указание о том, что при установке образца в испытательную машину следует обеспечивать точность совпадения приложения нагрузки с продольной осью образца. Аналогичная ситуация и с действующим в Республике Беларусь стандартом СТБ 1103–98 «Арматура стеклопластиковая», который распространяется на арматуру диаметром 6 мм, предназначенную для армирования предварительно напряженных бетонных конструкций. При этом вклад погрешностей изготовления в виде неточностей монтажа (установки стержня в испытательную муфту с эксцентриситетом) остается неизученным.

Цель работы – установление особенностей напряженного состояния композитной строительной арматуры при испытаниях на разрыв, обусловленных погрешностями центрирования композитного стержня при его установке в анкерных муфтах.

Исследования включали составление расчетной схемы и соответствующего дифферен-

циального уравнения, описывающего напряженно-деформированное состояние стержня, с получением аналитических зависимостей для определения изгибающего момента и вызванных им напряжений. В последующем производились расчетная оценка величины напряжений изгиба и сравнение их с номинальными напряжениями растяжения стержня. На заключительном этапе на примере арматуры стеклопластиковой номинальным диаметром 6 мм, изготовленной в соответствии со СТБ 1103–98, производились оценка вклада отдельных составляющих и выявление диапазона рабочих нагрузок, при которых возможно пренебрежение некоторыми составляющими уравнений с получением упрощенной формулы для расчета напряжений изгиба и полных напряжений в композитном стержне.

Моделирование напряженно-деформированного состояния композитной арматуры в процессе испытаний на растяжение

Конструктивная схема типового образца в соответствии с ГОСТ 32492–2015 приведена на рис. 1а, а его расчетная схема – на рис. 1б.

На стержень, установленный в испытательных муфтах со смещением (эксцентриситетом) δ , действует растягивающее усилие F ,

а также возникающие в опорах A и B реакции $R_{AF}, R_{BF}, M_{AF}, M_{BF}$. Предварительные расчеты показали, что первоначальные монтажные напряжения, возникающие до приложения растягивающего усилия F , являются пренебрежимо малыми в сравнении с рабочими напряжениями, и в настоящей работе не учитываются.

Дифференциальное уравнение изогнутой оси стержня применительно к рассматриваемой схеме деформирования может быть записано в виде

$$EIy'' = M_x = M_{Qx} + Fy, \tag{1}$$

где E – модуль упругости композита; I – осевой момент инерции сечения стержня; y'' – вторая производная от прогиба y ; M_x – изгибающий момент в поперечном сечении; M_{Qx} – изгибающий момент от поперечных нагрузок.

Поскольку неизвестны реакции в опорах и момент от поперечных нагрузок M_{Qx} , удобно преобразовать уравнение (1) путем перехода от изгибающего момента M_x к распределенной поперечной нагрузке q (которая в рассматриваемом случае известна и равна нулю) с использованием дифференциальной зависимости между силовыми факторами при изгибе [16]

$$q = \frac{d^2 M_x}{dz^2}. \tag{2}$$

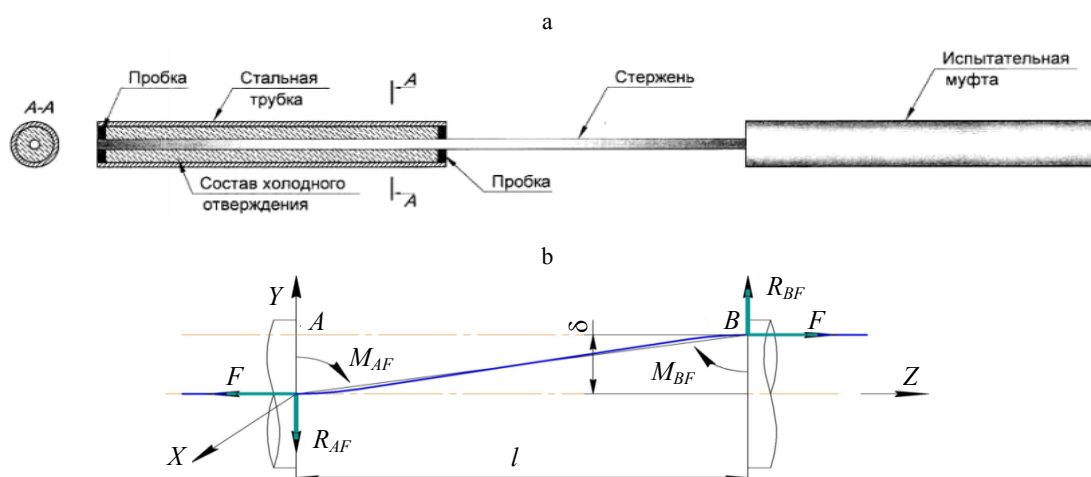


Рис. 1. а – схема типового опытного образца; б – расчетная схема рабочих нагрузок, возникающих в композитном стержне в процессе испытаний на растяжение

Fig. 1. а – scheme of a typical test sample; б – calculation diagram of working loads arising in a composite rod during tensile tests

Перенеся произведение Fy в левую часть и дважды проинтегрировав (1), при $EI = \text{const}$ получаем

$$EIy^{IV} - Fy'' = 0. \quad (3)$$

Решением (3) при характерных граничных условиях (прогиб y и угол поворота стержня в опоре A равен нулю; прогиб стержня вблизи опоры B равен δ ; угол поворота конца стержня вблизи опоры B равен нулю) является функция

$$y = C_1 e^{\lambda z} + C_2 e^{-\lambda z} + C_3 z + C_4, \quad (4)$$

где

$$C_1 = \delta \frac{e^{-\lambda l} - 1}{e^{\lambda l} (\lambda l - 2) - e^{-\lambda l} (\lambda l + 2) + 4};$$

$$C_2 = \delta \frac{e^{\lambda l} - 1}{e^{\lambda l} (\lambda l - 2) - e^{-\lambda l} (\lambda l + 2) + 4};$$

$$C_3 = \delta \frac{(e^{\lambda l} - e^{-\lambda l}) \lambda}{e^{\lambda l} (\lambda l - 2) - e^{-\lambda l} (\lambda l + 2) + 4};$$

$$C_4 = \delta \frac{2 - e^{\lambda l} - e^{-\lambda l}}{e^{\lambda l} (\lambda l - 2) - e^{-\lambda l} (\lambda l + 2) + 4};$$

$$\lambda = \sqrt{\frac{F}{EI}}.$$

Полученная зависимость (4) описывает деформированное состояние стержня в процессе испытаний на растяжение. Для нахождения входящего в (1) изгибающего момента M_x учтем, что этот момент равен произведению EIy'' [16]. Проинтегрировав дважды (4) и подставив в (1) значения постоянных интегрирования, получаем после преобразования аналитическую зависимость для расчета изгибающего момента M_x в произвольном сечении на расстоянии z от опоры A

$$M_x = F\delta \frac{(e^{-\lambda l} - 1)e^{\lambda z} + (e^{\lambda l} - 1)e^{-\lambda z}}{e^{\lambda l} (\lambda l - 2) - e^{-\lambda l} (\lambda l + 2) + 4}. \quad (5)$$

Нормальные напряжения в наружных слоях стержня от действия изгибающего момента M_x найдем как отношение этого момента к моменту сопротивления W

$$\sigma_{MF} = \frac{M_x}{W} = \frac{32F\delta}{\pi d^3} \frac{(e^{-\lambda l} - 1)e^{\lambda z} + (e^{\lambda l} - 1)e^{-\lambda z}}{e^{\lambda l} (\lambda l - 2) - e^{-\lambda l} (\lambda l + 2) + 4}, \quad (6)$$

где $W = \frac{\pi d^3}{32}$.

Из анализа зависимости (6) нетрудно убедиться, что первая производная по координате z не меняет знак в пределах длины стержня, вследствие чего у функции отсутствуют промежуточные максимумы или минимумы. К тому же расчеты показывают, что напряжения изгиба σ_{MF} равны нулю в середине длины стержня (рис. 2).

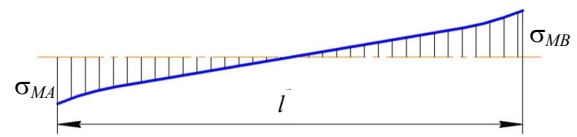


Рис. 2. Схематическая диаграмма распределения напряжений изгиба σ_{MF} по длине рабочего участка стержня

Fig. 2. Schematic diagram of the distribution of bending stresses σ_{MF} along the length of the rod working section

Максимальные значения напряжения σ_{MF} принимают вблизи опор

$$\sigma_{MF \max} = \frac{32F\delta}{\pi d^3} \frac{e^{\lambda l} + e^{-\lambda l} - 2}{e^{\lambda l} (\lambda l - 2) - e^{-\lambda l} (\lambda l + 2) + 4}. \quad (7)$$

Номинальные растягивающие напряжения от продольной силы F можно найти как отношение этой силы к площади поперечного сечения стержня

$$\sigma_F = \frac{4F}{\pi d^2}. \quad (8)$$

Поскольку растягивающие напряжения σ_F от действия продольной силы (называемые далее номинальными напряжениями растяжения) являются постоянными по длине стержня, опасной с позиций прочности будет координата z вблизи опор, где напряжения изгиба σ_{MF} максимальны.

Таким образом, получены аналитические зависимости для расчета параметров напряженно-деформированного состояния при растяжении стержня, установленного с эксцентриситетом в испытательной муфте.

Для оценки погрешности определения прочности с учетом влияния изгиба стержня определим отношение максимальных напряжений изгиба σ_{MFmax} к номинальным напряжениям растяжения σ_F . С учетом (7) и (8) после преобразований получаем

$$\frac{\sigma_{MFmax}}{\sigma_F} = \frac{8\delta}{d} \frac{e^{\lambda l} + e^{-\lambda l} - 2}{e^{\lambda l}(\lambda l - 2) - e^{-\lambda l}(\lambda l + 2) + 4}. \quad (9)$$

Результаты исследований и их обсуждение

Для расчетной оценки возникающих максимальных напряжений рассмотрим стеклопластиковую арматуру номинальным диаметром 6 мм, для которой модуль продольной упругости согласно ГОСТ 31938–2022 и СТБ 1103–98 составляет $E = 50000$ МПа. При этом СТБ 1103–98 предписывает обеспечение требований по временному сопротивлению при разрыве – не менее 1300 МПа, по нормативному сопротивлению разрыву – не менее 1200 МПа. Поэтому

верхний диапазон растягивающих напряжений принят 1350 МПа, что соответствует временному сопротивлению при разрыве с минимальным (50 МПа) запасом. Длину l рабочей части примем в диапазоне от $l = 40d$ (образцы нормальной длины в соответствии с ГОСТ 31938–2022) до $l = 20d$ (образцы укороченной вдвое длины). Несоосность δ установки композитного стержня в анкерную муфту рассмотрим в диапазоне от 0,2 до 1,0 мм.

Для удобства анализа выразим параметр λl через номинальные напряжения σ_F . Нетрудно убедиться, что

$$\lambda l = l \sqrt{\frac{F}{EI}} = \frac{8l}{d^2} \sqrt{\frac{F}{\pi E}} = \frac{4l}{d} \sqrt{\frac{\sigma_F}{E}}. \quad (10)$$

Результаты оценочных расчетов по формуле (9) отношения максимальных напряжений изгиба σ_{MFmax} к номинальным напряжениям растяжения σ_F для стержней диаметром 6 мм приведены в табл. 1.

Таблица 1

Отношение напряжений изгиба σ_{MF} к номинальным напряжениям растяжения σ_F для стержней диаметром 6 мм
Ratio of bending stresses σ_{MF} to nominal tensile stresses σ_F for rods with a diameter of 6 mm

l/d	Напряжение σ_F , МПа	Отношение максимальных напряжений изгиба σ_{MFmax} к номинальным напряжениям растяжения σ_F при значении эксцентриситета δ , мм				
		0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
20	250	0,072	0,144	0,216	0,289	0,361
	500	0,044	0,089	0,133	0,178	0,222
	750	0,034	0,068	0,103	0,137	0,171
	1000	0,029	0,057	0,086	0,115	0,143
	1250	0,025	0,050	0,075	0,100	0,125
	1350	0,024	0,048	0,072	0,096	0,120
30	250	0,041	0,082	0,123	0,164	0,205
	500	0,027	0,053	0,080	0,107	0,133
	750	0,021	0,042	0,063	0,084	0,105
	1000	0,018	0,035	0,053	0,071	0,089
	1250	0,016	0,031	0,047	0,063	0,078
	1350	0,015	0,030	0,045	0,060	0,075
40	250	0,029	0,057	0,086	0,115	0,143
	500	0,019	0,038	0,057	0,077	0,095
	750	0,015	0,030	0,045	0,061	0,076
	1000	0,013	0,026	0,039	0,052	0,065
	1250	0,011	0,023	0,034	0,046	0,057
	1350	0,011	0,022	0,033	0,044	0,055

Представленные в таблице данные указывают на прогнозируемую погрешность измерений временного сопротивления при разрыве в сторону его снижения, обусловленную вкладом изгиба стержня вследствие его радиального смещения (эксцентриситета) при установке в испытательные анкерные муфты. Видно, что для стержней нормальной длины ($l = 40d$) монтажная погрешность составляет от 1,1 до 5,5 % в зависимости от эксцентриситета δ . С уменьшением рабочей длины стержня эта погрешность возрастает и для коротких стержней ($l = 20d$) находится в диапазоне от 2,4 % (при $\delta = 0,2$ мм) до 12,0 % (при $\delta = 1$ мм).

Таким образом, из таблицы видно, что увеличение относительной длины l/d рабочей части стержня благоприятно сказывается на повышении точности измерений. Однако этот вариант не всегда приемлем технически, поскольку он связан с необходимостью применения специальных испытательных машин с большими размерами рабочего пространства. С другой стороны, возможно применение и более коротких образцов, но при этом необходимо обеспечить повышенную точность центрирования стержня в испытательных анкерных муфтах (эксцентриситет монтажа не должен превышать $\delta = 0,2$ мм).

Кроме того, анализ показывает, что для инженерных расчетов можно упростить приведенные выше формулы (7) и (8). Будем учитывать, что при проведении испытаний параметр λ изменяется в широком диапазоне (табл. 2.)

Таблица 2

Изменение параметра λ в процессе испытаний
Change in parameter λ during testing

Напряжение σ_F (МПа)	Параметр λ при отношении l/d		
	20	30	40
250	5,66	8,49	11,31
500	8,00	12,00	16,00
750	9,80	14,70	19,60
1000	11,31	16,97	22,63
1250	12,64	18,97	25,30
1350	13,15	19,72	26,29

Из представленных в табл. 2 данных видно, значения λ на завершающей стадии испытаний, когда номинальные напряжения σ_F достигают величины 1000 или 1350 МПа, изменяются двухзначной цифрой. При таких значе-

ниях λ соотношение экспонент этих параметров e^{λ} и $e^{-\lambda}$ различается на несколько порядков, причем величина $e^{-\lambda}$ будет приближаться к нулю, а величина e^{λ} становится весьма большой.

Тогда, пренебрегая величинами второго порядка малости, можно получить после преобразований следующее упрощенное («сокращенное») уравнение для расчетной оценки напряжений изгиба в опасных сечениях (вблизи торцов испытательных муфт)

$$\sigma_{MF \max} \approx \frac{8\sigma_F \delta}{\lambda - 2} \frac{\delta}{d} = \frac{4\sigma_F}{\frac{2l}{d} \sqrt{\frac{\sigma_F}{E} - 1}} \frac{\delta}{d}. \quad (11)$$

Отношение k_r напряжений изгиба σ_{MF} , рассчитываемых по «сокращенной» формуле (11), к напряжениям изгиба σ_{MF} , рассчитываемым по «полной» формуле (7), описывается следующей аналитической зависимостью:

$$k_r = \frac{\sigma_{MF(11)}}{\sigma_{MF(7)}} = \frac{e^{\lambda}(\lambda - 2) - e^{-\lambda}(\lambda + 2) + 4}{(\lambda - 2)(e^{\lambda} + e^{-\lambda} - 2)}. \quad (12)$$

Из (12) видно, что отношение напряжений изгиба σ_{MF} , рассчитываемых по «сокращенной» формуле (11), к напряжениям изгиба σ_{MF} , рассчитываемым по «полной» формуле (7), не зависит от смещения (эксцентриситета) δ , но является сложной функцией от произведения λ , зависящего, в свою очередь, от номинальных напряжений растяжения σ_F , и относительной длины рабочей части стержня l/d .

Результаты оценочных расчетов этого отношения для широкого диапазона изменения номинальных напряжений применительно к стержням «нормальной» длины ($l/d = 40$) и к коротким стержням ($l/d = 30$) и ($l/d = 20$) на примере композитной арматуры номинальным диаметром 6 мм приведены в табл. 3.

Анализ данных табл. 3 показывает, что «сокращенная» формула (11) позволяет получать результаты, с высокой точностью совпадающие с результатами расчетов по «полной» формуле (7). Из этого следует, что при инженерных расчетах параметров напряженного состояния композитного стержня в процессе испытаний на разрыв можно использовать упрощенную аналитическую зависимость

$$\sigma_{\max} \approx \sigma_F + \frac{4\sigma_F}{\frac{2l}{d} \sqrt{\frac{\sigma_F}{E} - 1}} \frac{\delta}{d} = \quad (13)$$

$$= \sigma_F \left(1 + \frac{4}{\frac{2l}{d} \sqrt{\frac{\sigma_F}{E} - 1}} \frac{\delta}{d} \right).$$

Таблица 3

Отношение k_r напряжений изгиба σ_{MF} , рассчитываемых по «сокращенной» формуле, к напряжениям изгиба σ_{MF} , рассчитываемым по «полной» формуле, для композитной арматуры диаметром 6 мм

Ratio k_r of bending stresses σ_{MF} , calculated using the “abbreviated” formula, to bending stresses σ_{MF} , calculated using the “full” formula, for composite reinforcement with a diameter of 6 mm

Номинальное напряжение σ_F (МПа)	Расчетные значения k_r при отношении l/d		
	20	30	40
250	1,010846	1,000540	1,000030
500	1,000895	1,000015	1,000000
750	1,000140	1,000001	1,000000
1000	1,000030	1,000000	1,000000
1250	1,000008	1,000000	1,000000
1350	1,000000	1,000000	1,000000

На основе зависимости (13) можно с достаточной для инженерных целей точностью определять возникающую погрешность измерения предела прочности при разрыве композитной арматуры, обусловленную влиянием неточностей (эксцентриситета) установки стержня в испытательную муфту:

$$\frac{\Delta\sigma_{\max}}{\sigma_F} \approx \frac{4}{\frac{2l}{d} \sqrt{\frac{\sigma_F}{E} - 1}} \frac{\delta}{d}. \quad (14)$$

Из (14) видно, что уменьшение погрешности определения временного сопротивления при разрыве композитной строительной арматуры может достигаться за счет как увеличения относительной длины l/d рабочего участка, так и уменьшения относительного эксцентриситета δ/d монтажа стержня в испытательных анкерных муфтах. Применение стержней укороченной длины должно сопровождаться повышением точности их центрирования в испытательных анкерных муфтах.

ВЫВОДЫ

1. Результаты выполненных исследований позволили получить аналитические зависимости для определения изгибающего момента и вызванных им напряжений, обусловленных погрешностями монтажа композитного стержня в испытательных анкерных муфтах, при проведении испытаний на разрыв.

2. На примере арматуры стеклопластиковой номинальным диаметром 6 мм, изготовленной в соответствии с СТБ 1103–98, показано, что увеличение относительной длины l/d рабочей части стержня благоприятно сказывается на повышении точности измерений. Теоретически обосновано, что применение коротких образцов возможно при условии повышенной точности центрирования стержня в испытательных анкерных муфтах (эксцентриситет монтажа не должен превышать $\delta = 0,2$ мм).

3. Результаты исследований могут быть использованы в инженерной практике и в учебном процессе при подготовке специалистов строительного и химико-технологического профиля.

ЛИТЕРАТУРА

1. Guide for the Design and Construction of Structural Concrete Reinforced with FRP bars: ACI 440.1R–06. Detroit: American Concrete Institute (ACI), 2006. 44 p.
2. Design and Construction of Building Components with Fibre-Reinforced Polymers: CAN/CSA-S806-02 (R2007). Canadian Standards Association, 2012. 206 p.
3. Fibre-Reinforced Polymer Composite Bars for the Structural Concrete Slabs of a Public Works and Government Services Canada Parking Garage / B. Benmokrane [et al.] // Canadian Journal of Civil Engineering. 2004. P. 732–748.
4. Recommendation for Design and Construction of Concrete Structures Using Continuous Fiber Reinforcing Materials / Japan Society of Civil Engineers (JSCE) // Tokyo: JSCE, 1997. 199 p. (Concrete Engineering, Series 23).
5. Experimental Investigation for Tensile Performance of FFRP-Steel Hybridized Rebar / D. W. Seo [et al.] // Advances in Materials Science and Engineering. 2016. Vol. 2016. Article ID 9401427. <https://doi.org/10.1155/2016/9401427>.
6. Development of Ductile Composite Reinforcement Bars for Concrete Structures / Yihua Cui [et al.] // Materials and Structures. 2008. Vol. 41, No 9. P. 1509–1518. <https://doi.org/10.1617/s11527-007-9344-8>.
7. Guide for the Design and Construction of Concrete Structures Reinforced with Fiber-Reinforced Polymer Bars: CNR-DT 203/2006. Rome: Italian National Research Council (CNR), 2006. 35 p.

8. Jarek, B. Zastosowanie Prętów Zbrojonych z Włókna Szklanego (GFRP) w Budownictwie / B. Jarek, A. Kubik // *Przegląd budowlany*. 2015. No 12. P. 21–26.
9. Carvelli, V. Anchor System for Tension Testing of Large Diameter GFRP Bars / V. Carvelli, G. Fava, M. Pisani // *Journal of Composites for Construction*. 2009. Vol. 13, No 5. P. 344–349. [https://doi.org/10.1061/\(asce\)cc.1943-5614.0000027](https://doi.org/10.1061/(asce)cc.1943-5614.0000027).
10. Castro, P. F. Tensile and Nondestructive Testing of FRP bars / P. F. Castro, N. J. Carino // *Journal of Composites for Construction*. 1998. Vol. 2, No 1. P. 17–27. [https://doi.org/10.1061/\(asce\)1090-0268\(1998\)2:1\(17\)](https://doi.org/10.1061/(asce)1090-0268(1998)2:1(17)).
11. Особенности испытаний и характер разрушения полимеркомпозитной арматуры / А. Р. Гидзатулин [и др.] // *Инженерно-строительный журнал*. 2014. № 3. С. 40–47.
12. Садин, Э. Я. Анкеровка в бетоне стеклопластиковой арматуры, производимой в Республике Беларусь / Э. Я. Садин // *Архитектура и строительство*. 2016. № 3. С. 68–71.
13. Барсуков, В. Г. Модернизация испытательных систем для испытания на разрыв композитной строительной арматуры / В. Г. Барсуков, Э. Г. Гнядек, А. Ю. Носко // *Веснік Гродзенскага дзяржаўнага ўніверсітэта імя Янкі Купалы*. Сер. 6. Тэхніка. 2023. Т. 13, № 2. С. 62–73.
14. Работоспособность модернизированных анкерных муфт для испытаний стеклопластиковой арматуры / В. Г. Барсуков [и др.] // *Веснік Гродзенскага дзяржаўнага ўніверсітэта імя Янкі Купалы*. Сер. 6. Тэхніка. 2024. Т. 14, № 1. С. 26–34.
15. Guide Test Methods for Fiber-Reinforced Polymers (FRPs) for Reinforcing of Strengthening Concrete Structures: ACI 440.3R-04. Detroit: American Concrete Institute (ACI), 2004. 40 p.
16. Справочник по сопротивлению материалов / Е. Ф. Винокуров [и др.]. Минск: Наука и техника, 1988. 464 с.
5. Seo D.-W., Park K.-T., You Y.-J., Lee S.-Y. (2016) Experimental Investigation for Tensile Performance of GFRP-Steel Hybridized Rebar. *Advances in Materials Science and Engineering*, 2016, 1–12. <https://doi.org/10.1155/2016/9401427>.
6. Cui Y., Cheung M. M. S., Noruziaan B., Lee S., Tao J. (2008) Development of Ductile Composite Reinforcement Bars for Concrete Structures. *Materials and Structures*, 41 (9), 1509–1518. <https://doi.org/10.1617/s11527-007-9344-8>.
7. CNR-DT 203/2006. *Guide for the Design and Construction of Concrete Structures Reinforced with Fiber-Reinforced Polymer Bars*. Rome, Italian National Research Council (CNR), 2006. 35.
8. Jarek B., Kubik A. (2015) Zastosowanie Prętów Zbrojonych z Włókna Szklanego (GFRP) w Budownictwie. *Przegląd Budowlany*, (12), 21–26.
9. Carvelli V., Fava G., Pisani M. A. (2009) Anchor System for Tension Testing of Large Diameter GFRP Bars. *Journal of Composites for Construction*, 13 (5), 344–349. [https://doi.org/10.1061/\(asce\)cc.1943-5614.0000027](https://doi.org/10.1061/(asce)cc.1943-5614.0000027).
10. Castro P. F., Carino N. J. (1998) Tensile and Nondestructive Testing of FRP Bars. *Journal of Composites for Construction*, 2 (1), 17–27. [https://doi.org/10.1061/\(asce\)1090-0268\(1998\)2:1\(17\)](https://doi.org/10.1061/(asce)1090-0268(1998)2:1(17)).
11. Gizdatullin A. R., Khozin V. G., Kuklin A. N., Khusnutdinov A. M. (2014) Specifics of Testing and Fracture Behavior of Fibre-Reinforced Polymer Bars. *Inzhenerno-Stroitelny Zhurnal = Magazine of Civil Engineering*, (3), 40–47 (in Russian).
12. Sadin E. Ya. (2016) Anchoring of Fiberglass Reinforcement in Concrete Produced in the Republic of Belarus. *Arkhitektura i Stroitelstvo = Architecture and Construction*, (3), 68–71 (in Russian).
13. Barsukov V. G., Gnyadek E. G., Nosko A. Yu. (2023) Modernization of Anchor Systems for Tensile Testing of Composite Building Reinforcement. *Vesnik Hrodzenskaha Dziarzhavnaha Universiteta Imia Ianki Kupaly. Seryia 6. Tekhnika = Vesnik of Yanka Kupala State University of Grodno. Series 6. Engineering Science*, 13 (2), 62–73 (in Russian).
14. Barsukov V. G., Gnyadek E. G., Nosko A. Yu., Michailau V. (2024) Performance of Modernized Anchor Couplings for Testing Fiberglass Reinforcement. *Vesnik Hrodzenskaha Dziarzhavnaha Universiteta Imia Ianki Kupaly. Seryia 6. Tekhnika = Vesnik of Yanka Kupala State University of Grodno. Series 6. Engineering Science*, 14 (1), 26–34 (in Russian).
15. ACI 440.3R-04. *Guide Test Methods for Fiber-Reinforced Polymers (FRPs) for Reinforcing of Strengthening Concrete Structures*. Detroit, American Concrete Institute (ACI). 2004. 40.
16. Vinokurov E. F., Balykin M. K., Golubev I. A., Zayats V. N., Makaruk P. N. (1988) *Handbook on Strength of Materials*. Minsk, Nauka i Tekhnika Publ. 464 (in Russian).

Поступила 27.06.2024

Подписана в печать 27.08.2024

Опубликована онлайн 29.11.2024

REFERENCES

- ACI 440.1R-06. *Guide for the Design and Construction of Structural Concrete Reinforced with FRP bars*. Detroit, American Concrete Institute (ACI). 2006. 44.
- CAN/CSA-S806-02 (R2007) *Design and Construction of Building Components with Fibre-Reinforced Polymers*. Canadian Standards Association, 2012. 206.
- Benmokrane B., El-Salakawy E., Cherrak Z., Wiseman A. (2004) Fibre Reinforced Polymer Composite Bars for the Structural Concrete Slabs of a Public Works and Government Services Canada Parking Garage. *Canadian Journal of Civil Engineering*, 31 (5), 732–748. <https://doi.org/10.1139/104-049>.
- Japan Society of Civil Engineers (JSCE) (1997) *Recommendation for Design and Construction of Concrete Structures Using Continuous Fiber Reinforcing Materials*. *Concrete Engineering, Series 23*. Tokyo, JSCE. 199.

Received: 27.06.2024

Accepted: 27.08.2024

Published online: 29.11.2024