
МЕХАНИКА ДЕФОРМИРУЕМОГО ТВЕРДОГО ТЕЛА DEFORMATION IN SOLID MECHANICS

<https://doi.org/10.21122/2227-1031-2025-24-5-373-382>

УДК 691.175.3

Монтажная погрешность определения модуля продольной упругости однонаправленных стеклопластиков

Докт. техн. наук, доц. В. Г. Барсуков¹⁾,
канд. техн. наук, доц. Е. А. Евсеева²⁾

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

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

Реферат. Цель работы – расчетная оценка влияния монтажной погрешности в виде эксцентриситета рабочей зоны и зоны захватов на измеряемое значение модуля продольной упругости при растяжении стержней из однонаправленных стеклопластиков. Методика исследований включала составление расчетной схемы и анализ напряженно-деформированного состояния статически неопределенного стержня, подвергнутого осевому растяжению. Радиальное смещение конца стержня с жестко заземленными краями равно монтажному эксцентриситету рабочей части относительно зоны захвата. Дополнительные осевые деформации стержня определены энергетическим методом с использованием интеграла Мора. Влиянием поперечной силы на продольные деформации стержня пренебрегали вследствие его малости. Получена аналитическая зависимость для определения продольных деформаций, обусловленных влиянием изгибающего момента от эксцентрично прикладываемого растягивающего усилия. Расчетную оценку дополнительных деформаций производили на примере стержней круглого поперечного сечения и полос прямоугольного поперечного сечения, изготовленных из однонаправленных стеклопластиков с показателями деформационных свойств, идентичными показателям арматуры стеклопластиковой номинальным диаметром 6 мм, изготовленной в соответствии с СТБ 1103–98. Показано, что для стержней с отношением длины l к диаметру d или толщине h не менее 30 дополнительные продольные деформации стержня, определяющие погрешность измерения модуля продольной упругости, не превышают 1 % во всем рассмотренном диапазоне осевых нагрузок. Более заметный вклад наблюдается для коротких стержней ($l/d = 20$) при уровне растягивающих осевых напряжений 200 МПа и менее. Результаты исследований могут быть использованы в инженерной практике и в учебном процессе при подготовке специалистов строительного и химико-технологического профиля.

Ключевые слова: однонаправленный стеклопластик, испытания, растяжение, модуль упругости, монтажная погрешность

Для цитирования: Барсуков, В. Г. Монтажная погрешность определения модуля продольной упругости однонаправленных стеклопластиков / В. Г. Барсуков, Е. А. Евсеева // *Наука и техника*. 2025. Т. 24, № 5. С. 373–382. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2025-24-5-373-382>

Installation Error in Determining the Longitudinal Elasticity Modulus of Unidirectional Fiberglass

V. G. Barsukov¹⁾, 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 estimate the effect of installation error in the form of eccentricity of the working area and grip zone on the measured value of the longitudinal elasticity modulus under tension of rods made of unidirectional

Адрес для переписки
Евсеева Елена Анатольевна
Белорусский национальный технический университет
просп. Независимости, 65,
220013, г. Минск, Республика Беларусь
Тел.: +375 17 239-93-04
vm3_ftk@bntu.by

Address for correspondence
Evseeva Elena A.
Belarusian National Technical University
65, Nezavisimosty Ave.,
220013, Minsk, Republic of Belarus
Tel.: +375 17 239-93-04
vm3_ftk@bntu.by

fiberglass. The research methodology included the development of a calculation scheme and analysis of the stress-strain state of a statically indeterminate rod subjected to axial tension. The radial displacement of the end of the rod with rigidly clamped edges is equal to the installation eccentricity of the working part relative to the grip zone. Additional axial deformations of the rod are determined by the energy method using the Mohr integral. The effect of the transverse force on the longitudinal deformations of the rod was neglected due to its smallness. An analytical dependence was obtained for determining longitudinal deformations caused by the influence of the bending moment from an eccentrically applied tensile force. The calculation assessment of additional deformations was carried out using the example of rods with a circular cross-section and strips of rectangular cross-section, made of unidirectional fiberglass with deformation properties identical to those of fiberglass reinforcement with a nominal diameter of 6 mm, manufactured in accordance with СТБ [STB – Standards of the Republic of Belarus] 1103–98. It is shown that for rods with a ratio of length l to diameter d or thickness h of at least 30, additional longitudinal deformations of the rod, determining the error in measuring the modulus of longitudinal elasticity, do not exceed 1 % in the entire considered range of axial loads. A more noticeable contribution is observed for short rods ($l/d = 20$) at a level of tensile axial stresses of 200 MPa and less. The research results can be used in engineering practice and in the educational process in the training of specialists in the construction and chemical engineering profile.

Keywords: unidirectional fiberglass, testing, tension, modulus of elasticity, installation error

For citation: Barsukov V. G. Evseeva E. A. (2025) Installation Error in Determining the Longitudinal Elasticity Modulus of Unidirectional Fiberglass. *Science and Technique*. 24 (5), 373–382. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2025-24-5-373-382> (in Russian)

Введение

Благодаря высокой прочности и коррозионной стойкости, а также экономичности однонаправленные стеклопластики представляют значительный интерес для использования в строительстве. Опыт США и Канады [1, 2], Японии и Кореи [3, 4], ряда стран Западной и Центральной Европы [5, 6] 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, армировании кирпичной кладки в промышленном и гражданском строительстве. Во многих научно-технических центрах ведутся исследования и разработки, направленные на расширение номенклатуры материалов и изделий на основе стеклопластиков [7–10], в том числе с добавлением высокомодульных металлических [13, 14] и углеродных [15, 16] волокон.

Поскольку показатели физико-механических свойств стеклопластиков, приводимые в научно-технической [15–19] и справочной литературе [20–22], характеризуются широким диапазоном изменения, возникают определенные сложности при расчете и конструировании изделий. При этом, несмотря на достигнутый прогресс, многие вопросы в области испытаний стеклопластиковых стержней остаются недо-

статочно изученными. Отсутствуют единые общепринятые международные методики определения показателей механических свойств при испытаниях на растяжение, а существующие национальные методики [23–28] часто различаются по конструкции используемых анкерных систем [25–27] и длине рабочей части стержня [28]. К тому же принципиальные отличия в структуре и свойствах не позволяют переносить подходы и рекомендации, выработанные для образцов из металла и традиционных полимеров, на испытания стеклопластиковых стержней. Наряду с номинальными рабочими напряжениями и деформациями, возникающими в композитах под нагрузкой, необходим анализ дополнительных, обусловленных размерными эффектами [17], химической или термической усадкой компонентов системы [29], а также конструкцией анкерных муфт для захватов разрывной машины [25–27]. Структурно-механический анализ показывает, что различия значений коэффициентов Пуассона стеклянных волокон и полимерной матрицы влияют на измеренные показатели прочности стеклопластиков [30], но малосущественны для модуля продольной упругости и при инженерных расчетах могут не учитываться [20, 22].

Кроме того, в ряде работ [31, 32] показано, что на измеренные показатели прочности при растяжении стеклопластиков оказывает заметное влияние монтажная погрешность в виде эксцентриситета рабочей части испытываемого образца относительно зоны захватов. Так, в Российской Федерации методики испытаний однонаправленных стеклопластиков типа

арматуры приведены в ГОСТ 32492–2015 «Арматура композитная полимерная для армирования бетонных конструкций. Методы определения физико-механических характеристик». Согласно этим методикам опытные образцы изготавливают путем свободной 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 [19, 23]. Применительно к испытаниям плоских образцов в Российской Федерации действует ГОСТ Р 56785–2015 «Композиты полимерные. Метод испытания на растяжение плоских образцов». Для испытаний применяют два типа образцов, один из которых представляет собой полосу прямоугольного сечения с закрепленными на краях накладками толщиной более 1,5 мм, при этом толщина склеивания должна быть менее 0,3 мм. Колебания толщины накладок и толщины клеевого слоя приводят к эксцентриситету рабочей зоны и зоны захватов. Однако требования к соосности рабочей части образца и зоны захвата 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 СТБ 1103–98 «Арматура стеклопластиковая», который распространяется на арматуру диаметром 6 мм, предназначенную для армирования предварительно напряженных бетонных конструкций.

Цель работы – расчетная оценка влияния монтажной погрешности в виде эксцентриситета рабочей зоны и зоны захватов на измеряемое значение модуля продольной упругости при растяжении однонаправленных стеклопластиков.

Методика исследований

Методика исследований включала составление расчетной схемы и анализ напряженно-деформированного состояния статически неопределенного стержня, подвергнутого осевому растяжению. Радиальное смещение конца стержня кругового поперечного сечения с жест-

ко защемленными краями и перпендикулярное к продольной оси стержня прямоугольного поперечного сечения равно монтажному эксцентриситету рабочей части относительно зоны захвата. Дополнительные осевые деформации стержня, вызывающие погрешность измерения модуля продольной упругости, определены энергетическим методом с использованием интеграла Мора. На заключительном этапе производилась оценка вклада отдельных составляющих полученной аналитической зависимости для широкого диапазона рабочих нагрузок.

Для расчетной оценки возникающих деформаций рассматривали стеклопластиковую арматуру номинальным диаметром 6 мм, для которой модуль продольной упругости согласно ГОСТ 31938–2022 и СТБ 1103–98 составляет $E = 50000$ МПа, а также полосовой профиль толщиной 3 мм с аналогичными показателями свойств. При выборе диапазона рабочих нагрузок учитывали, что СТБ 1103–98 предписывает обеспечение требований по временному сопротивлению при разрыве – не менее 1300 МПа, по нормативному сопротивлению разрыву – не менее 1200 МПа. Для арматуры по ГОСТ 31938–2022 прочность при разрыве должна быть не менее 1000 МПа. Это значение (1000 МПа) принято в качестве верхней границы диапазона номинальных напряжений.

Относительную длину l рабочей части принимали в диапазоне от 40 толщин (диаметров) стержня (образцы нормальной длины в соответствии с ГОСТ 31938–2022) до двадцати толщин (образцы укороченной вдвое длины). Эксцентриситет δ установки композитного стержня в анкерную муфту, а также эксцентриситет рабочей зоны и зоны захватов полосового профиля рассматривали в широком диапазоне от 0,2 до 1,0 мм.

Моделирование напряженно-деформированного состояния стеклопластиковых стержней и полос в процессе испытаний на растяжение

Конструктивная схема типового образца в форме полосы для испытаний в соответствии с ГОСТ Р 56785–2015 приведена на рис. 1а, в форме арматурного стержня в соответствии с ГОСТ 32492–2015 – на рис. 1б, расчетная схема для силового анализа – на рис. 1с.

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} . Как известно, для плоского стержня перемещение его конца Δ может быть определено с помощью интеграла Максвелла–Мора [33]

$$\Delta = \Delta_N + \Delta_M + \Delta_Q = \int_0^l \frac{N \cdot N_1}{EA} dz + \int_0^l \frac{M_1 M_F}{EI} dz + \int_0^l \frac{\eta Q \cdot Q_1}{GA} dz, \quad (1)$$

где Δ_N , Δ_M , Δ_Q – перемещения от действия продольной силы N , изгибающего момента M и поперечной силы Q соответственно; M_1 , Q_1 , N_1 – момент, поперечная сила и продольная сила в произвольной точке стержня от действия единичной безразмерной продольной силы соответственно; E, G – модули упругости материала стержня при растяжении и сдвиге; A, I – площадь и осевой момент инерции поперечного сечения стержня; η – коэффициент, учитывающий вклад касательных напряжений от действия поперечной силы Q в деформации стержня.

Известно, что для стержней большой длины при технических расчетах вкладом поперечной силы Q в деформации стержня можно пренебречь [33], т. е. принять равным нулю последнее слагаемое в формуле (1). С достаточной для технических целей точностью деформации от внутренней продольной силы N , равной внешней растягивающей силе F , могут быть рассчитаны на основе закона Гука

$$\Delta_N \approx \frac{Nl}{EA} = \frac{Fl}{EA}. \quad (2)$$

Для нахождения второго слагаемого в формуле (1), выражающего осевые перемещения от действия изгибающего момента, учтем, что величина этого момента может быть определена из следующей аналитической зависимости [32]:

$$M_x = \frac{(e^{-\lambda l} - 1)e^{\lambda z} + (e^{\lambda l} - 1)e^{-\lambda z}}{e^{\lambda l}(\lambda - 2) - e^{-\lambda l}(\lambda + 2) + 4} F\delta, \quad (3)$$

где

$$\lambda = \sqrt{\frac{F}{EI}}. \quad (4)$$

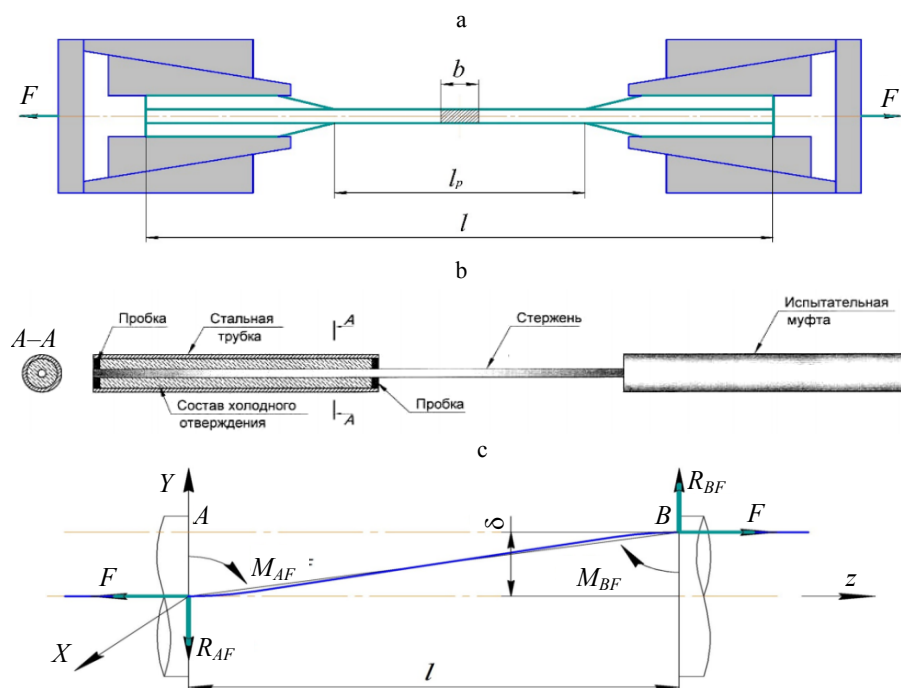


Рис. 1. Схемы плоского образца (а), арматурного стержня (б) и рабочих нагрузок (с), возникающих процессе испытаний на растяжение

Fig. 1. Schematic diagram of a flat specimen (a) and a reinforcing bar (b), as well as working loads (c) arising during tensile testing

Выразим безразмерный параметр λl , входящий в формулу (3), через номинальные напряжения σ , представляющие собой отношение усилия F к площади поперечного сечения A испытываемого стержня. Для стержня круглого поперечного сечения диаметром d [33]:

$$A = \frac{\pi d^2}{4}; \quad (5a)$$

$$I = \frac{\pi d^4}{64}. \quad (5б)$$

Тогда параметр λl будет описываться следующей формулой:

$$\lambda l = \frac{4l}{d} \sqrt{\frac{\sigma_F}{E}}. \quad (5в)$$

Для полосового профиля шириной b и толщиной h [33]:

$$A = bh; \quad (6a)$$

$$I = \frac{bh^3}{12}. \quad (6б)$$

В этом случае параметр λl описывается формулой

$$\lambda l = \frac{2l}{h} \sqrt{\frac{3\sigma_F}{E}}. \quad (6в)$$

Аналитическое выражение для изгибающего момента M_1 от единичной безразмерной продольной нагрузки можно получить, приняв в формуле (3) значение $F = 1$. Тогда

$$M_1 = \frac{(e^{-\lambda l} - 1)e^{\lambda z} + (e^{\lambda l} - 1)e^{-\lambda z}}{e^{\lambda l}(\lambda l - 2) - e^{-\lambda l}(\lambda l + 2) + 4} \delta. \quad (7)$$

С учетом (3) и (7) слагаемое Δ_M в интеграле Мора для осевого перемещения от действия изгибающего момента принимает вид

$$\begin{aligned} \Delta_M &= \int_0^l \frac{M_1 M_F}{EI} dz = \\ &= \frac{F \delta^2}{EI} \int_0^l \left[\frac{(e^{-\lambda l} - 1)e^{\lambda z} + (e^{\lambda l} - 1)e^{-\lambda z}}{e^{\lambda l}(\lambda l - 2) - e^{-\lambda l}(\lambda l + 2) + 4} \right]^2 dz. \end{aligned} \quad (8)$$

Интегрирование выражения (8) приводит к следующей аналитической зависимости:

$$\Delta_M = \frac{F \delta^2}{EI \lambda} \times$$

$$\times \frac{e^{2\lambda l} - 2e^{\lambda l} - e^{-\lambda l} + 2e^{-\lambda l} + 2\lambda l(2 - e^{-\lambda l} - e^{\lambda l})}{[e^{\lambda l}(\lambda l - 2) - e^{-\lambda l}(\lambda l + 2) + 4]^2}. \quad (9)$$

С целью упрощения анализа разделим числитель и знаменатель дроби в формуле (9) на величину $e^{2\lambda l}$. В итоге получим после преобразований следующее аналитическое выражение:

$$\begin{aligned} \Delta_M &= \frac{F \delta^2}{EI \lambda} \times \\ &\times \frac{1 - 2e^{-\lambda l} - e^{-4\lambda l} + 2e^{-3\lambda l} + 2\lambda l(2e^{-2\lambda l} - e^{-3\lambda l} - e^{-\lambda l})}{[(\lambda l - 2) - e^{-2\lambda l}(\lambda l + 2) + 4e^{-\lambda l}]^2}. \end{aligned} \quad (10)$$

Полная деформация стержня, как сумма перемещений от продольной силы и изгибающего момента, с учетом формул (2) и (10), будет описываться следующей функцией:

$$\begin{aligned} \Delta &\approx \frac{Fl}{EA} \left\{ 1 + \frac{A \delta^2}{I \lambda l} \times \right. \\ &\times \frac{1 - 2e^{-\lambda l} - e^{-4\lambda l} + 2e^{-3\lambda l} + 2\lambda l(2e^{-2\lambda l} - e^{-3\lambda l} - e^{-\lambda l})}{[(\lambda l - 2) - e^{-2\lambda l}(\lambda l + 2) + 4e^{-\lambda l}]^2} \left. \right\}. \end{aligned} \quad (11)$$

Таким образом, получена аналитическая зависимость для расчетной оценки продольных деформаций при растяжении стержней и полос, установленных с эксцентриситетом рабочей части относительно зоны захватов. При этом стоящее в фигурных скобках после единицы второе слагаемое в виде дроби отражает дополнительные осевые перемещения, обусловленные первоначальным искривлением стержня вследствие эксцентриситета рабочей части и зоны захватов. По своему физическому смыслу оно определяет измерительную погрешность при определении модуля продольной упругости стержня.

Результаты исследований и их обсуждение

Результаты расчета по формулам (5в) и (6в) параметра λl , входящего в аналитические зависимости (7)–(11), для широкого диапазона номинальных напряжений σ и различных значений относительных длин рабочей части образцов приведены в табл. 1.

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

Вид образца		Параметр λl при номинальных напряжениях σ , МПа				
		200	400	600	800	1000
Полоса длиной l/h	20	5,06	7,16	8,76	10,12	11,31
	30	7,59	10,73	13,15	15,18	16,97
	40	10,12	14,31	17,53	20,24	22,63
Стержень длиной l/d	20	4,38	6,20	7,59	8,76	9,80
	30	6,57	9,30	11,38	13,15	14,70
	40	8,76	12,39	15,18	17,53	19,60

Анализ показывает, что при рассчитанных значениях λl величина $(e^{-\lambda l})$ является пренебрежимо малой в сравнении с единицей, входящей в формулы (10) и (11). Значения величин $(e^{-2\lambda l})$, $(e^{-3\lambda l})$ и $(e^{-4\lambda l})$ еще многократно меньше. Тогда, пренебрегая величинами второго и более высоких порядков малости в уравнении (9), можно получить после преобразований следующую упрощенную формулу для расчетной оценки продольных деформаций стержня, обусловленных действием изгибающего момента:

$$\Delta_M \approx \frac{F\delta^2}{EI\lambda(\lambda l - 2)^2}. \quad (12)$$

Суммарная деформация стержня с учетом (11) и (12) может быть описана аналитическим выражением

$$\Delta \approx \frac{Fl}{EA} + \frac{F\delta^2}{EI\lambda(\lambda l - 2)^2} = \frac{Fl}{EA} [1 + \psi], \quad (13)$$

где

$$\psi = \frac{A\delta^2}{I\lambda(\lambda l - 2)^2}. \quad (14)$$

Слагаемое ψ по своему физическому смыслу представляет собой дополнительную продольную деформацию стержня, обусловленную действием изгибающего момента и определяющую погрешность измерения модуля продольной упругости в сторону его уменьшения.

Используя известные формулы [33] для площади A и осевого момента инерции I , можно вычислить погрешность определения ψ продольного модуля упругости для каждого вида поперечного сечения стержня. Например, для

стержней кругового поперечного сечения диаметром d

$$\psi = \frac{16\delta^2}{d^2\lambda l(\lambda l - 2)^2}. \quad (15)$$

Для полосовых профилей прямоугольного поперечного сечения шириной b и толщиной h

$$\psi = \frac{12\delta^2}{h^2\lambda l(\lambda l - 2)^2}. \quad (16)$$

В качестве примера в табл. 2 приведены расчетные значения параметра ψ для стержня диаметром 6 мм и полосы толщиной 3 мм в широких диапазонах изменения номинальных напряжений растяжения и относительных длин рабочей части образцов.

Представленные в табл. 2 данные указывают на прогнозируемую (в процентах) погрешность измерения модуля продольной упругости стержней из однонаправленных стеклопластиков при разрыве в сторону его снижения, обусловленную вкладом изгиба стержня вследствие его радиального смещения (эксцентриситета) при установке в испытательные анкерные муфты. Видно, что для большинства типоразмеров стержней монтажная погрешность составляет менее 1 % для всех рассмотренных значений эксцентриситета δ . Только для коротких стержней с отношением длины рабочей части к толщине (диаметру), равным 20, при сравнительно низких напряжениях растяжения (около 200 МПа) погрешность превышает 1,8–2,8 % для полосового профиля толщиной 3 мм и около 1,15–1,79 % для стержней круглого поперечного сечения диаметром 6 мм. С увеличением длины образцов погрешность определения модуля продольной упругости снижается и составляет доли процента.

Таблица 2

Расчетные значения параметра ψ (%) при определении продольных деформаций
однонаправленных стеклопластиков

Calculated values of the parameter ψ (%) when determining the longitudinal deformations of unidirectional fiberglass

Вид стержня		Напряже- ние σ , МПа	Параметр ψ (%) при эксцентриситете δ , мм				
			0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
Полоса длиной l/h	20	200	0,113	0,450	1,013	1,801	2,814
		400	0,021	0,112	0,252	0,448	0,699
		600	0,013	0,053	0,120	0,213	0,333
		800	0,008	0,032	0,072	0,128	0,200
		1000	0,005	0,022	0,049	0,087	0,136
	30	200	0,023	0,090	0,202	0,360	0,562
		400	0,007	0,026	0,059	0,104	0,163
		600	0,003	0,013	0,029	0,052	0,082
		800	0,002	0,008	0,018	0,032	0,051
		1000	0,001	0,006	0,013	0,022	0,035
	40	200	0,008	0,032	0,072	0,128	0,200
		400	0,003	0,010	0,022	0,039	0,062
		600	0,001	0,005	0,011	0,020	0,032
		800	0,0008	0,003	0,007	0,013	0,020
		1000	0,0006	0,002	0,005	0,009	0,014
Пруток длиной l/d	20	200	0,072	0,287	0,645	1,146	1,791
		400	0,018	0,065	0,260	0,462	0,722
		600	0,008	0,030	0,068	0,120	0,187
		800	0,004	0,018	0,040	0,071	0,111
		1000	0,003	0,012	0,027	0,048	0,075
	30	200	0,013	0,052	0,117	0,207	0,324
		400	0,004	0,014	0,032	0,057	0,090
		600	0,002	0,007	0,016	0,028	0,044
		800	0,001	0,004	0,010	0,017	0,027
		1000	0,0008	0,003	0,007	0,011	0,019
	40	200	0,004	0,009	0,040	0,071	0,111
		400	0,001	0,005	0,012	0,021	0,033
		600	0,0007	0,003	0,006	0,011	0,017
		800	0,0004	0,002	0,004	0,007	0,011
		1000	0,0003	0,001	0,003	0,005	0,007

Полученные результаты хорошо согласуются с имеющимися экспериментальными данными. В частности, в работе [28] показано, что для трех принципиально различающихся методик экспериментального определения модуля продольной упругости стержней из однонаправленных стеклопластиков при изменении относительной длины стержней в диапазо-

не $l/d = 40-70$ не обнаружено статистически достоверного влияния l/d на измеренные значения модуля продольной упругости.

Таким образом, увеличение относительной длины l/d рабочей части стержня благоприятно сказывается на повышении точности измерений продольного модуля упругости. Однако возможно применение и коротких образцов,

но при этом необходимо обеспечить повышенную точность центрирования стержня в испытательных анкерных муфтах (эксцентриситет монтажа не должен превышать $\delta = 0,4$ мм).

ВЫВОДЫ

1. Результаты выполненных исследований позволили получить аналитические зависимости для расчетной оценки влияния погрешностей монтажа в виде эксцентриситета рабочей части композитного стержня относительно захватов на измеряемое значение модуля продольной упругости.

2. На примере арматуры стеклопластиковой номинальным диаметром 6 мм, изготовленной в соответствии со СТБ 1103–98, и стеклопластиковой полосы толщиной 3 мм показано, что для стержней с относительной длиной рабочей части не менее 30 толщин полосы или диаметров стержня вклад эксцентриситета ($\delta < 0,8–1,0$ мм) составляет менее 1 % и может не учитываться. Более заметная погрешность наблюдается для коротких образцов с относительной длиной рабочей части, равной 20 диаметрам (или толщинам полосы). При этом 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 $\delta = 0,4$ мм).

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

ЛИТЕРАТУРА

1. ACI 440.1R-06. Guide for the Design and Construction of Structural Concrete Reinforced with FRP Bars. 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. Japan Society of Civil Engineers (JSCE). Recommendation for Design and Construction of Concrete Structures Using Continuous Fiber Reinforcing Materials. Tokyo, Japan: Japan Society of Civil Engineers, 1997. 199 p. (Concrete Engineering, Series 23).
4. Development of Ductile Composite Reinforcement Bars for Concrete Structures / Yihua Cui, M. S. Moe Cheung, Bahman Noruziaan [et al.] // Materials and Structures. 2008. Vol. 41. P. 1509–1518. <https://doi.org/10.1617/s11527-007-9344-8>.
5. 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. URL: https://site2.soyka.by/wp-content/uploads/2025/02/cnr-dt_203_2006.pdf.
6. Jarek, B. Zastosowanie Prętów Zbrojeniowych z Włókna Szklanego (GFRP) w Budownictwie / B. Jarek, A. Kubik // Przegląd Budowlany. 2015. No 012. P. 21–26.
7. Dems, K. Modeling of Fiber Reinforced Composite Materials Subjected to Thermal Load / K. Dems, E. Radaszewska, J. Turant // Journal of Thermal Stresses. 2012. Vol. 35, No 7. P. 579–595. <https://doi.org/10.1080/01495739.2012.674786>.
8. Okutan, B. The Failure Strength for Pin-Loaded Multi-directional Fiber-Glass Reinforced Epoxy Laminate / B. Okutan, R. Karakuzu // Journal of Composite Materials. 2002. Vol. 36, No 24. P. 2695–2712. <https://doi.org/10.1177/002199802761675502>.
9. Aktas, A. Failure Analysis of Two Dimensional Carbon-Epoxy Composite Plate Pinned Joint / A. Aktas, R. Karakuzu // Mechanics of Composite Material Structures. 1999. Vol. 6, No 4. P. 347–361. <https://doi.org/10.1080/107594199305502>.
10. Malvar, L. J. Tensile and Bond Properties of GFRP Reinforcing Bars / L. J. Malvar // ACI Materials Journal. 1995. Vol. 92, No 3. P. 276–285. <https://doi.org/10.14359/1120>.
11. Sun, Z. Mechanical Properties of Steel-FRP Composite Bar under Tensile and Compressive Loading / Z. Sun, Y. Tang, Y. Luo, G. Wu, X. He // International Journal of Polymer Sciences. 2017, 03 January. <https://doi.org/10.1155/2017/5691278>.
12. Experimental Investigation for Tensile Performance of FFRP-Steel Hybridized Rebar / Dong-Woo Seo, Ki-Tae Park, Young-Jun You, Sang-Yoon Lee // Advances in Materials Science and Engineering. 2016. Vol. 2016. Art. 9401427. <https://doi.org/10.1155/2016/9401427>.
13. Experimental Bond Behavior of Hybrid Rods for Concrete Reinforcement / A. A. Nanni, J. S. Nenniger, K. D. Ash, J. Liu // Structural Engineering and Mechanics. 1997. Vol. 5, No 4. P. 339–353. <https://doi.org/10.12989/sem.1997.5.4.339>.
14. Hybrid Effect on Tensile Properties of FRP Rods with Various Material Compositions / Y.-J. You, Y.-H. Park, H. Kim, J. S. Park // Composite Structures. 2007. Vol. 80, No 1. P. 117–122. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2006.04.065>.
15. Bakis, C. E. Self-Monitoring, Pseudo-Ductile, Hybrid FRP Reinforcement Rods for Concrete Applications / C. E. Bakis, A. Nanni, J. A. Terosky // Composites Science and Technology. 2001, Vol. 61, No 6. P. 815–823. [https://doi.org/10.1016/s0266-3538\(00\)00184-6](https://doi.org/10.1016/s0266-3538(00)00184-6).
16. Kretsis, G. A Review of the Tensile, Compressive, Flexural, and Shear Properties of Hybrid Fiber-Reinforced

- Plastics / G. Kretsis // Composites. 1987. Vol. 18, No 1. P. 13–23. [https://doi.org/10.1016/0010-4361\(87\)90003-6](https://doi.org/10.1016/0010-4361(87)90003-6).
17. Okutan, B. A Study of the Effects of Various Geometric Parameters on the Failure Strength of Pin-Loaded Woven-Glass-Fiber Reinforced Epoxy Laminate / B. Okutan, Z. Aslan, R. Karakuzu // Composite Science and Technology. 2001. Vol. 61. P. 1491–1497. [https://doi.org/10.1016/s0266-3538\(01\)00043-4](https://doi.org/10.1016/s0266-3538(01)00043-4).
 18. Comparison of Mechanical Behavior of Carbon and Glass Fiber Reinforced Epoxy Composites / N. Oszoy, A. Mimaroglu, M. Oszoy, M. I. Oszoy // Acta Physica Polonica A. 2015. Vol. 127, No 4. P. 1032–1034. <https://doi.org/10.12693/aphyspola.127.1032>.
 19. Особенности испытаний и характер разрушения полимеркомпозитной арматуры / А. Р. Гидзатулин, В. Г. Хозин, А. Н. Куклин, А. М. Хуснутдинов // Инженерно-строительный журнал. 2014. № 3. С. 40–50.
 20. Matthews, F. L. Composite Materials: Engineering and Science / F. L. Matthews, R. D. Rawlings. Woodhead Publishing, 1999. 470 p.
 21. Технические свойства полимерных материалов: учеб.-справ. пособие / В. К. Крыжановский, В. В. Бурлов, А. Д. Панаматченко, Ю. В. Крыжановская. СПб.: Профессия, 2005. 248 с.
 22. Композиционные материалы: справ. / Л. Р. Вишняков, Т. В. Грудина, В. Х. Кадыров [и др.]; под ред. Д. М. Карпиноса. Киев: Наук. думка, 1985. 592 с.
 23. Guide Test Methods for Fiber-Reinforced Polymers (FRPs) for Reinforcing of Strengthening Concrete Structures: Detroit: American Concrete Institute (ACI), 2004. 40 p.
 24. Standard Test Method for Tensile Properties of Pultruded Glass-Fiber-Reinforced Plastic Rod: ASTM D 3916. West Conshohocken, Pa. ASTM, 1996. 6 p.
 25. Erki, M. A. Anchorages for FRP Reinforcement / M. A. Erki, S. H. Rizkalla // Concrete International. 1993. Vol. 15, No 6. P. 54–59.
 26. Al-Mayah, A. Novel Anchor System for CFRP Rod. Finite – Element and Mathematical Models / A. Al-Mayah, K. Soudki, A. A. Plumtree // Journal of Composites for Construction. 2007, Vol. 11, No 5. P. 469–476. [https://doi.org/10.1061/\(asce\)1090-0268\(2007\)11:5\(469\)](https://doi.org/10.1061/(asce)1090-0268(2007)11:5(469)).
 27. Carvelli, V. Anchor System for Tension Testing of Large Diameter GFRP Bars / V. Carvelli, G. Fava, M. Pisani // Journal of Composites for Construction. 2009. No 13. P. 344–349. [https://doi.org/10.1061/\(asce\)jcc.1943-5614.0000027](https://doi.org/10.1061/(asce)jcc.1943-5614.0000027).
 28. 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)).
 29. Василевич, Ю. В. Влияние химической усадки связующего в процессе отверждения на образование остаточных напряжений в цилиндрических оболочках из композита / Ю. В. Василевич, К. А. Горелый, С. В. Сахоненко, С. Н. Иванов // Теоретическая и прикладная механика: Междунар. науч.-техн. сб. Минск: БНТУ. Вып. 31. 2016. С. 67–72.
 30. Барсуков, В. Г. Напряжения в композитной строительной арматуре, обусловленные различиями коэффициентов Пуассона / В. Г. Барсуков, А. Г. Лежава, Е. А. Евсеева // Наука и техника. 2025. Т. 24, № 2. С. 124–133. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2025-24-2-124-133>.
 31. Барсуков, В. Г. Напряжения при разрыве композитной арматуры, установленной эксцентрично в испытательных муфтах / В. Г. Барсуков, А. Г. Лежава // Известия вузов. Строительство. 2024. № 8. С. 133–143. <https://doi.org/10.32683/0536-1052-2024-788-8-133-143>.
 32. Барсуков, В. Г. Особенности напряженного состояния композитной арматуры при испытаниях на разрыв / В. Г. Барсуков, А. Г. Лежава, Е. А. Евсеева // Наука и техника. 2024. Т. 23, № 6. С. 492–499. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2024-23-6-492-499>.
 33. Справочник по сопротивлению материалов / Г. С. Писаренко, А. П. Яковлев, В. В. Матвеев; отв. ред. Г. С. Писаренко. 2-е изд., перераб. и доп. Киев: Наук. думка, 1988. 736 с.

Поступила 20.05.2025

Подписана в печать 24.07.2025

Опубликована онлайн 30.09.2025

REFERENCES

1. ACI 440.1R-06. *Guide for the Design and Construction of Structural Concrete Reinforced with FRP Bars*. Detroit, American Concrete Institute (ACI), 2006. 44 p.
2. CAN/CSA-S806-02 (R2007). *Design and Construction of Building Components with Fibre-Reinforced Polymers*. Canadian Standards Association, 2012. 206 p.
3. Japan Society of Civil Engineers (JSCE). *Recommendation for Design and Construction of Concrete Structures Using Continuous Fiber Reinforcing Materials*. Concrete Engineering, Series 23. Tokyo, JSCE, 1997. 199 p.
4. 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>.
5. 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. Available at: https://site2.soyka.by/wp-content/uploads/2025/02/cnr-dt_203_2006.pdf.
6. Jarek B., Kubik A. (2015) Zastosowanie Prętów Zbrojeniowych z Włókna Szklanego (GFRP) w Budownictwie. *Przegląd Budowlany*, (012), 21–26.
7. Dems K., Radaszewska E., Turant J. (2012) Modeling of Fiber-Reinforced Composite Material Subjected to Thermal Load. *Journal of Thermal Stresses*, 35 (7), 579–595. <https://doi.org/10.1080/01495739.2012.674786>.
8. Okutan B., Karakuzu R. (2002) The Failure Strength for Pin-Loaded Multi-Directional Fiber-Glass Reinforced Epoxy Laminate. *Journal of Composite Materials*, 36 (24), 2695–2712. <https://doi.org/10.1177/002199802761675502>.
9. Aktas A., Karakuzu R. (1999) Failure Analysis of Two-Dimensional Carbon-Epoxy Composite Plate Pinned Joint. *Mechanics of Advanced Materials and Structures*, 6 (4), 347–361. <https://doi.org/10.1080/107594199305502>.

10. Malvar L. J. (1995) Tensile and Bond Properties of GFRP Reinforcing Bars. *ACI Materials Journal*, 92 (3). <https://doi.org/10.14359/1120>.
11. Sun Z., Tang Y., Luo Y., Wu G., He X. (2017) Mechanical Properties of Steel-FRP Composite Bars under Tensile and Compressive Loading. *International Journal of Polymer Science*, 2017, 1–11. <https://doi.org/10.1155/2017/5691278>.
12. 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>.
13. Nanni A., Nemninger J. S., Ash K. D., Liu J. (1997). Experimental Bond Behavior of Hybrid Rods for Concrete Reinforcement. *Structural Engineering and Mechanics*, 5 (4), 339–353. <https://doi.org/10.12989/sem.1997.5.4.339>.
14. You Y.-J., Park Y.-H., Kim H.-Y., Park J.-S. (2007) Hybrid Effect on Tensile Properties of FRP Rods with Various Material Compositions. *Composite Structures*, 80(1), 117–122. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2006.04.065>.
15. Bakis C. E., Nanni A., Terosky J. A., Koehler S. W. (2001) Self-Monitoring, Pseudo-Ductile, Hybrid FRP Reinforcement Rods for Concrete Applications. *Composites Science and Technology*, 61(6), 815–823. [https://doi.org/10.1016/S0266-3538\(00\)00184-6](https://doi.org/10.1016/S0266-3538(00)00184-6).
16. Kretsis G. (1987) A review of the Tensile, Compressive, Flexural and shear Properties of Hybrid Fibre-Reinforced Plastics. *Composites*, 18 (1), 13–23. [https://doi.org/10.1016/0010-4361\(87\)90003-6](https://doi.org/10.1016/0010-4361(87)90003-6).
17. Okutan B., Aslan Z., Karakuzu R. (2001) A study of the Effects of various Geometric Parameters on the Failure Strength of Pin-Loaded Woven-Glass-Fiber Reinforced Epoxy Laminate. *Composites Science and Technology*, 61 (10), 1491–1497. [https://doi.org/10.1016/S0266-3538\(01\)00043-4](https://doi.org/10.1016/S0266-3538(01)00043-4).
18. Ozsoy N., Mimaroglu A., Ozsoy M., Ozsoy M. I. (2015) Comparison of Mechanical Behaviour of Carbon and Glass Fiber Reinforced Epoxy Composites. *Acta Physica Polonica A*, 127 (4), 1032–1034. <https://doi.org/10.12693/aphyspola.127.1032>.
19. Gidzatuln A. R., Khozin V. G., Kuklin A. N., Khusnutdinov A. M. (2014) Features of Testing and the Nature of Destruction of Polymer-Composite Reinforcement. *Inzhenerno-Stroitelny Zhurnal = Magazine of Civil Engineering*, (3), 40–50 (in Russian).
20. Matthews F. L., Rawlings R. D. (1999) *Composite Materials: Engineering and Science*. Woodhead Publishing, 1999. 470.
21. Kryzhanovskiy V. K., Burlov V. V., Panimatchenko A. D., Kryzhanovskaya Yu. V. (2005) *Technical Properties of Polymeric Materials: Training and Reference Manual*. Saint Petersburg, Professiya Publ. 248 (in Russian).
22. Vishnyakov L. R., Grudina T. V., Kadyrov V. Kh., Karpinos D. M., Oleinik V. I., Sapozhnikova A. B., Tuchinskii L. I. (1985) *Composite Materials: Handbook*. Kiev, Naukova Dumka Publ. 592 (in Russian).
23. 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.
24. ASTM D 3916. *Standard Test Method for Tensile Properties of Pultruded Glass-Fiber-Reinforced Plastic Rod*. – West Conshohocken, Pa. ASTM, 1996. 6.
25. Erki, M. A., Rizkalla S. H. (1993) Anchorages for FRP Reinforcement. *Concrete International*, 15 (6), 54–59.
26. Al-Mayah A., Soudki K., Plumtree A. (2007) Novel Anchor System for CFRP Rod: Finite-Element and Mathematical Models. *Journal of Composites for Construction*, 11 (5), 469–476. [https://doi.org/10.1061/\(asce\)1090-0268\(2007\)11:5\(469\)](https://doi.org/10.1061/(asce)1090-0268(2007)11:5(469)).
27. 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).
28. 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)).
29. Vasilevich Yu. V., Gorely K. A., Sakhonenko S. V., Ivanov S. N. (2016) The Influence of Chemical Shrinkage of the Binder during Curing on the formation of Residual Stresses in Cylindrical Composite Shells. *Teoreticheskaya i Prikladnaya Mekhanika: Mezhdunar. nauch.-tekhn. sb. [Theoretical and Applied Mechanics: International Scientific and Technical Collection]*. Minsk: BNTU, Iss. 31, 67–72 (in Russian).
30. Barsukov V. G., Lezhava A. G., Evseeva E. A. (2025) Stresses in Composite Building Reinforcement due to Differences in Poisson's Ratios. *Nauka i Tehnika = Science & Technique*, 24 (2), 124–133. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2025-24-2-124-133> (in Russian).
31. Barsukov V. G., Lezhava A. G. (2024) Tensile Stresses of Composite Reinforcement Installed Eccentrically in Test Couplings. *Izvestiya Vuzov. Stroitelstvo = News of Higher Educational Institutions. Construction*, (8), 133–143. <https://doi.org/10.32683/0536-1052-2024-788-8-133-143> (in Russian).
32. Barsukov V. G., Lezhava A. G., Evseeva E. A. (2024) Features of the Stress State of Composite Reinforcement during Tensile Tests. *Nauka i Tehnika = Science & Technique*, 23 (6), 492–499. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2024-23-6-492-499> (in Russian).
33. Pisarenko G. S., Yakovlev A. P., Matveyev V. V. (1988) *Handbook of Strength of Materials*. 2nd Ed. Kiev, Naukova Dumka Publ. 736 (in Russian).

Received: 20.05.2025

Accepted: 24.07.2025

Published online: 30.09.2025