

К. Гусейнов, С. Б. Сапожников, О. А. Кудрявцев*

*Южно-Уральский государственный университет, Аэрокосмический факультет,
Челябинск, Россия*

ОСОБЕННОСТИ ИСПЫТАНИЙ НА ТРЕХТОЧЕЧНЫЙ ИЗГИБ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ МЕЖСЛОЙНОГО МОДУЛЯ СДВИГА СЛОИСТЫХ КОМПОЗИТОВ

K. Guseinov, S. B. Sapozhnikov, and O. A. Kudryavtsev*

FEATURES OF THREE-POINT BENDING TESTS FOR DETERMINING OUT-OF-PLANE SHEAR MODULUS OF LAYERED COMPOSITES

Keywords: polymer-matrix composites (PMCs), out-of-plane shear modulus, three-point bending, local deformation, degree of anisotropy

Three-point bending tests are widely used to determine the elastic and shear moduli of polymer matrix composites due to their simplicity. Nevertheless, the accuracy of the elastic constants definition has a significant sensitivity to a degree of anisotropy of the laminates. This work is aimed to analyze experimentally and numerically the capabilities of the bending tests for determining the out-of-plane shear modulus of composites with different degrees of anisotropy. The methodology considering an influence of shear and local deformation effects was used. Finite element modeling was performed for an independent assessment of the accuracy of the methodology. It was found out that the methodology considered allowed one to determine the out-of-plane shear modulus with reasonable accuracy for both unidirectional and woven CFRPs. At the same time, the accuracy of the out-of-plane shear modulus determining is significantly reduced for materials with a low degree of anisotropy, such as woven GFRP.

Ключевые слова: материалы композитные полимерные, модуль сдвига межслойный, изгиб трехточечный, деформации контактные локальные, степень анизотропии

*Автор, с которым следует вести переписку: guseinovk@susu.ru
Corresponding author: guseinovk@susu.ru

Испытания на трехточечный изгиб для определения упругих характеристик слоистых пластиков при сдвиге получили широкое распространение благодаря их простоте. Результаты испытаний демонстрируют значительную чувствительность к степени анизотропии материала. Цель работы — анализ возможностей метода испытаний на трехточечный изгиб для оценки межслойного модуля сдвига композитных материалов с разной степенью анизотропии. Для определения межслойного модуля сдвига использован известный метод, учитывающий вклад сдвигов и локальных деформационных эффектов. Для независимой оценки чувствительности метода и погрешности вычисления упругих характеристик при сдвиге выполнено численное моделирование. Установлено, что межслойный модуль сдвига возможно корректно определить не только на однонаправленных, но и на тканевых углепластиках. Точность определения межслойного модуля сдвига материалов с низкой степенью анизотропии, таких как тканевый стеклопластик, значительно снижается.

Введение

Использование численного моделирования для проектирования и оценки прочности конструкций из полимерных композитных материалов (ПКМ) требует наличия надежных данных о свойствах материалов. На сегодняшний день используют большое количество разных экспериментальных методов для определения упругих и прочностных постоянных композитов. Экспериментальные методы оценки упругих характеристик слоистых пластиков при сдвиге, основанные на изгибе балок, получили широкое распространение благодаря простоте их осуществления [1]. Для определения модуля межслойного сдвига обработку результатов эксперимента проводят по известным формулам, учитывающим влияние поперечных сдвигов [2]. Однако анализ результатов испытаний полимерных композитных материалов на изгиб не так прост и нагляден, как, например, при одноосном растяжении. Измеряемые при испытаниях величины (нагрузка, прогиб) связаны с исследуемыми характеристиками материала (упругими постоянными) аналитическими зависимостями, точность которых определяют лежащие в их основе гипотезы. Погрешности вычислений констант упругости в силу принятых допущений существенно возрастают при увеличении степени анизотропии материала (отношение продольного модуля упругости к межслойному модулю сдвига E_x / G_{xz}) [3].

Вклад сдвига при изгибе балок в общий прогиб существенно зависит от анизотропии механических характеристик материала балки, площади поперечного сечения и отношения ее пролета к толщине L / h . Значимость этих факторов неодинакова, но они взаимосвязаны. Их совместная оценка обязательна при испытаниях на изгиб балок из анизотропных материалов. При выборе размеров балок необходимо иметь в виду, что вследствие масштабного эффекта толщина влияет на прогиб при изгибе [4—9]. В работе [9]

влияние толщины изучали путем сравнения кривых деформирования при изгибе однонаправленных композитов четырех разных толщин. Установили, что жесткость при изгибе существенно возрастает с увеличением толщины слоистого пластика. Значительное количество экспериментальных [8—13] и расчетно-экспериментальных работ [14—20] посвящено исследованию возможностей метода определения упругих характеристик слоистых пластиков при разном отношении пролета к толщине. В работах [12—17] приведены рекомендации по выбору отношения пролета к толщине L/h , при котором возможно пренебречь вкладом сдвига для корректного определения модуля упругости при изгибе. В работах [10, 18] авторы исследовали возможности метода при определении межслойного модуля сдвига на образцах с малым отношением L/h . При этом авторы ограничились рассмотрением только однонаправленных композитов, обладающих значительной анизотропией. Однако в работах [14—16] продемонстрировали значительную чувствительность метода к степени анизотропии материала в широком диапазоне отношений пролета к толщине. Таким образом, в настоящее время возможности метода по определению межслойного модуля сдвига при испытаниях на трехточечный изгиб исследованы недостаточно подробно, и нет четко сформулированных границ его применимости для композитов с разной степенью анизотропии.

При определении межслойных упругих свойств слоистых пластиков метод испытаний на трехточечный изгиб часто считают приближенным, поскольку прогнозируемые значения межслойного модуля сдвига получаются заниженными [12, 17]. Одна из причин заниженных оценок связана с учетом локальных деформационных эффектов, возникающих в месте контакта образца с роликами [21, 22]. Методология оценки межслойного модуля сдвига, учитывающая вклад локальных деформационных эффектов, рассмотрена в работах [10, 18, 23]. Авторами показано, что при оценке модуля сдвига для образцов с малым отношением L/h вклад локальных деформационных эффектов в общий прогиб может иметь тот же порядок, что и вклад от сдвиговых деформаций [10]. При корректном выборе диапазона деформаций, в котором контактные перемещения линейно зависят от нагрузки, удастся определить значение межслойного модуля сдвига с высокой точностью. В то же время прогностические возможности методологии рассмотрены авторами только на примере однонаправленного углепластика, и ее корректность для определения межслойного модуля сдвига менее анизотропных материалов, например, тканевых композитов, не изучена.

Цель настоящей работы — анализ возможностей метода трехточечного изгиба для определения межслойного модуля сдвига композитных материалов, различающихся степенью анизотропии. Рассмотрены три материала: однонаправленный и тканевый углепластики и тканевый стеклопластик. Балочные образцы испытали на трехточечный изгиб, после чего оценили межслойный модуль сдвига с применением методологии, описанной в [10, 18, 23]. Для оценки точности полученных результатов провели численное моделирование испытаний всех типов образцов. Показано, что использо-

вание аналитических зависимостей дает корректные результаты только для материалов с достаточно высокой степенью анизотропии.

1. Существующий подход определения межслойного модуля сдвига на основе испытаний на трехточечный изгиб

1.1. Процедура оценки вклада сдвигов и локальных деформационных эффектов в общее перемещение. Использовали методику определения межслойного модуля сдвига, первоначально предложенную для однонаправленных композитов [10]. Уравнение (1) основано на балочной теории Тимошенко и дополнено слагаемым, учитывающим локальные деформационные эффекты [10]. Композитный материал считали ортотропным с одинаковыми свойствами при растяжении и сжатии. Предположили, что $E_f = E_x$, где E_f и E_x — модуль упругости при изгибе и продольный модуль упругости соответственно. Полный прогиб балки δ определяет сумма следующих компонент:

$$\delta = \delta_b + \delta_s + \delta_l = \frac{1}{4} \frac{PL^3}{E_x b h^3} + \frac{3}{10} \frac{PL}{G_{xz} b h} + \frac{P}{k}, \quad (1)$$

где δ_b — прогиб от изгиба; δ_s — прогиб от сдвига; δ_l — прогиб от локальной деформации; P — нагрузка; L — длина пролета; b и h — ширина и толщина образца соответственно; E_x — продольный модуль упругости; G_{xz} — межслойный модуль сдвига.

Локальную деформационную жесткость k определяли как

$$\frac{1}{k} = \frac{1}{2k_a} + \frac{1}{k_c}, \quad (2)$$

где

$$k_a = \frac{P}{2\delta_a}, \quad (3)$$

$$k_c = \frac{P}{\delta_c} \quad (4)$$

локальная жесткость, связанная с жесткостью машины и податливостью на опорах соответственно.

На рис. 1 схематично отображены возникающие прогибы образца при испытаниях на трехточечный изгиб. Вклад локальных деформационных эффектов в общий прогиб включает компоненты δ_a и δ_c . Перемещение δ_a вызвано вдавливанием нагружающего и опорных роликов в образец. Податливость испытательной машины обуславливает дополнительное перемещение δ_c . Учет вклада локальных деформационных эффектов в общий прогиб позволяет получить более точную оценку межслойного модуля сдвига. Для надежного определения межслойного модуля сдвига выбором относительного пролета в зависимости от степени анизотропии исследуемого матери-

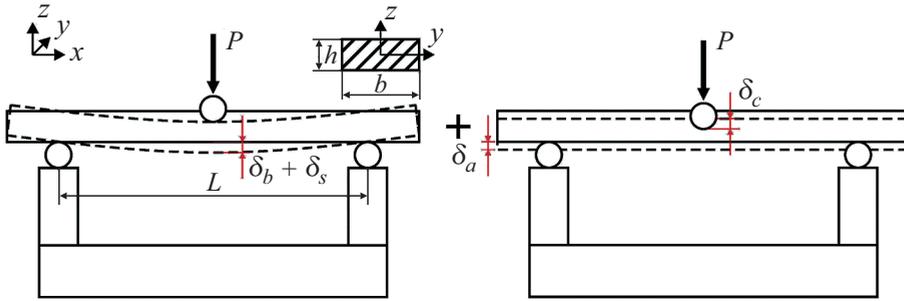


Рис. 1. Разные компоненты общего прогиба при испытаниях на трехточечный изгиб.

ала должна быть обеспечена достаточная чувствительность метода, т.е. вклад от сдвига должен быть одного порядка с вкладом от изгиба [2].

Вклад сдвигов и локальных деформационных эффектов из уравнения (1) может быть определен как

$$\frac{\delta_s}{\delta_b} = \frac{6}{5} \frac{E_x}{G_{xz}} \left(\frac{h}{L} \right)^2, \quad (5)$$

$$\frac{\delta_l}{\delta_b} = \frac{4b}{k} E_x \left(\frac{h}{L} \right)^3. \quad (6)$$

1.2. Процедура определения диапазона деформаций. При испытаниях на трехточечный изгиб образцов с малым отношением L/h имеется начальный нелинейный участок, не отражающий свойств материала. Эта нелинейность обусловлена выравниванием образца на опорах. Для корректного определения упругих характеристик при обработке результатов испытаний на трехточечный изгиб этот эффект должен быть скомпенсирован, чтобы получить скорректированную нулевую точку на оси деформации [24]. Таким образом, для всей серии испытаний по кривой напряжение—деформация строят линейную регрессионную зависимость, исключая начальный нелинейный участок. Деформации ε_b и напряжения σ_b при изгибе определяем как

$$\varepsilon_b = \frac{6\delta h}{L^2}, \quad (7)$$

$$\sigma_b = \frac{3PL}{2bh^2}, \quad (8)$$

где δ — прогиб в середине пролета.

1.3. Процедура определения упругих постоянных в выбранном диапазоне деформаций состоит из нескольких этапов. Сначала проводим испытания образца на трехточечный изгиб на разных пролетах согласно рекомендациям стандарта ASTM D790 [24]. По кривой напряжение—де-

формация определяем значение кажущегося изгибного модуля, не учитывающего вклад сдвигов и локальных деформационных эффектов. Кажущийся изгибный модуль находим из соотношения

$$E_b = \frac{1}{4} \frac{mL^3}{bh^3}, \quad (9)$$

где m — наклон секущей по кривой нагрузка—перемещение. Вычисленные значения E_b на разных пролетах подставляем в уравнение (1), представленное в виде

$$E_b^{-1} = E_x^{-1} \left[1 + \frac{6}{5} \frac{E_x}{G_{xz}} \left(\frac{h}{L} \right)^2 + 4 \frac{E_x b}{k} \left(\frac{h}{L} \right)^3 \right], \quad (10)$$

Уравнение (10) можно записать как

$$y = A + Bx^2 + Cx^3, \quad (11)$$

где $x = \frac{h}{L}$, $y = E_b^{-1}$, $A = E_x^{-1}$, $B = \frac{6}{5} G_{xz}^{-1}$, $C = 4 \left(\frac{k}{b} \right)^{-1}$.

Коэффициенты A, B и C уравнения (11) определяем методом наименьших квадратов по экспериментальным точкам, соответствующим разным отношениям пролета к толщине. Важно отметить, что полученное значение межслойного модуля сдвига в этом случае является усредненным.

Как уже было отмечено, рекомендации по выбору параметров образцов и условий испытаний, позволяющих получить корректную оценку межслойного модуля сдвига, существуют только для однонаправленных углепластиков. Для исследования границ применимости указанного подхода провели экспериментальные и расчетные исследования механического поведения образцов композитных материалов с разной степенью анизотропии при трехточечном изгибе.

2. Эксперименты

2.1. Материалы и образцы. Для изготовления композитов использовали три типа армирующих наполнителей: однонаправленную углеродную ленту UMATEX® FIBARM TARE-230/300 (12К, 230 г/м²), углеткань саржевого переплетения UMATEX® UWB-200-3К-Twill2/2-100 (3К, 200 г/м²), стеклоткань полотняного переплетения T-13 (12К, 280 г/м², ООО “ЕЗИМ”). Композиты, состоящие из 24 слоев, изготовили методом ручной выкладки с использованием смеси эпоксидной смолы, диэтиленгликоля и триэтилентетрамина ЭД-20/ДЭГ/ТЭТА (82/8/10 вес. частей). Начальное отверждение провели в прессе при температуре 25 °С в течение 24 ч при давлении 2 МПа. Постотверждение проведено при температуре 80 °С в течение 5 ч. Объемная доля волокна в среднем 61, 61 и 63% для однонаправленного углепластика, тканевого углепластика и тканевого

Табл. 1

Размеры образцов слоистых пластиков

Материал	h	b	L
	мм		
Однонаправленный углепластик $[0^\circ]_{24}$	$5,38 \pm 0,03$	$12,7 \pm 0,03$	$220 \pm 0,05$
Тканевый углепластик $[0^\circ]_{24}$	$4,50 \pm 0,03$	$12,7 \pm 0,03$	$220 \pm 0,05$
Тканевый стеклопластик $[0^\circ]_{24}$	$4,38 \pm 0,02$	$12,7 \pm 0,03$	$220 \pm 0,05$

стеклопластика соответственно. Из каждой плиты в направлении основы вырезали пять прямоугольных образцов с помощью станка с ЧПУ. Размеры образцов трех типов слоистых пластиков представлены в табл. 1.

2.2. Испытания на трехточечный изгиб провели на универсальной испытательной машине INSTRON 5900R с силоизмерителем 5 кН на основе стандарта ASTM D790 [24]. Радиус нагружающего и опорных цилиндров составлял 5 мм при комнатной температуре (23 ± 3 °C). Скорость движения траверсы варьировали для получения постоянной скорости деформирования $0,01 \text{ мин}^{-1}$ на внешней поверхности образца.

Как уже было отмечено, деформации при изгибе, определенные по перемещению траверсы, включают в себя не только прогиб образца, но и податливость испытательной машины. Возникающая при этом контактная нелинейность, связанная с развитием площадки контакта между образцом и нагрузочным роликом, дополнительно усложняет интерпретацию результатов испытаний на изгиб. В связи с этим в настоящей работе деформации при изгибе определяли по перемещениям нижней точки в центре образца. В этом случае можно считать, что локальные деформационные эффекты обусловлены только вдавливанием образца в опоры. Для определения деформации при изгибе динамический экстензометр INSTRON 2620-601 с измерительной базой 50 мм установили на специальном шупе в середине пролета (рис. 2).



Рис. 2. Экспериментальная установка для испытаний на трехточечный изгиб.

Испытания на трехточечный изгиб провели, варьируя отношение пролета в диапазоне от 38 до 180 мм. С учетом линейного поведения рассматриваемых материалов при испытаниях на изгиб [9, 20] и рекомендаций [10] для оценки упругих характеристик все испытания проводили до изгибных деформаций 0,5%. Диапазон деформаций, в котором локальные деформационные эффекты допустимо считать линейными, определяли при минимальном пролете $L = 38$ мм, который позволяет приспособление с установленным экстензометром. Для каждого типа материала испытали по пять образцов.

2.3. Экспериментальные результаты. На рис. 3 представлены кривые нагрузка—перемещение образца однонаправленного углепластика при разной длине пролета. Однонаправленный углепластик при испытаниях на изгиб демонстрирует нелинейное поведение только на начальном участке нагружения (см. рис. 3—б). При изгибе образцов тканевых угле- и стеклопластиков кривые нагрузка—перемещение имели аналогичный вид.

На рис. 4 показан диапазон деформаций при наименьшем пролете $L = 38$ мм, в котором поведение при изгибе образца допустимо считать линейным для всех материалов. Таким образом, для рассматриваемых материалов выбором диапазона деформаций 0,05—0,25% обеспечено гарантированное исключение начального нелинейного участка. Более того, все образцы демонстрировали линейное поведение и при больших деформациях, и, соответственно, наклон секущей m остается неизменным. Использование экстензометра позволило значительно снизить вклад локальных деформаций, связанных с жесткостью машины.

Далее по кривым нагрузка—перемещение построили линию линейной регрессии и определили значение наклона секущей m , а затем вычислили значения кажущегося изгибного модуля E_b по формуле (9). В табл. 2 представлены полученные значения и стандартные отклонения E_b . С уменьшением длины пролета наблюдали монотонное снижение значений E_b . Это связано прежде всего с увеличением вклада сдвиговых деформаций.

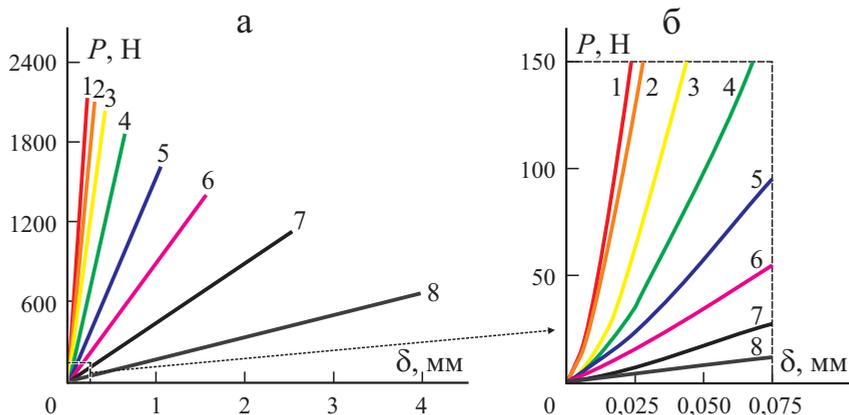


Рис. 3. Зависимости нагрузка—перемещение $P—\delta$ однонаправленного углепластика при длине пролета $L = 38$ (1); 44 (2); 52 (3); 64 (4); 82 (5); 100 (6); 128 (7); 180 мм (8).

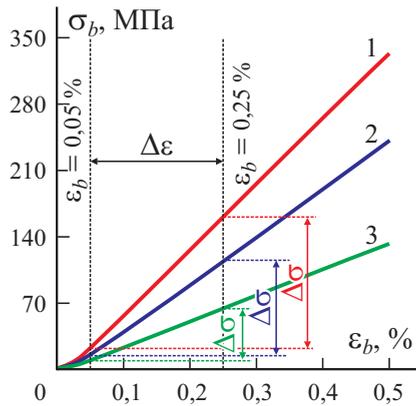


Рис. 4. Диапазон изгибных деформаций ε_b с линейными контактными эффектами однонаправленного углепластика (1), тканевого углепластика (2), тканевого стеклопластика (3) при $L = 38$ мм.

С учетом полученных значений E_b (см. табл. 2) методом наименьших квадратов определяли коэффициенты уравнения (11). Для этого был использован численный пакет MathCAD (функция “genfit”). Прогнозируемые значения упругих характеристик слоистых пластиков в диапазоне деформаций 0,05—0,25%, степень анизотропии материалов $\beta = E_x / G_{xz}$ и локальная жесткость k представлены в табл. 3. На рис. 5 представлены полученные зависимости относительного кажущегося модуля упругости при изгибе E_b / E_x от отношения пролета к толщине с результатами натурных испытаний для всех материалов. Относительное изменение величины E_b / E_x было различно для рассматриваемых слоистых пластиков. Прогнозируемое относительное изменение величины E_b / E_x при $L / h = 5$ для однонаправленного углепластика — 65%, тканевого углепластика — 52%,

Табл. 2

Значения кажущегося изгибного модуля при разных значениях пролета

L , мм	Однонаправленный углепластик		Тканевый углепластик		Тканевый стеклопластик	
	E_b , ГПа	L/h	E_b , ГПа	L/h	E_b , ГПа	L/h
38	$69,73 \pm 0,37$	7,06	$49,78 \pm 0,13$	8,44	$27,22 \pm 0,25$	8,68
44	$78,65 \pm 0,14$	8,18	$52,65 \pm 0,17$	9,77	$27,92 \pm 0,13$	10,05
52	$90,67 \pm 0,17$	9,66	$56,91 \pm 0,26$	11,55	$29,01 \pm 0,17$	11,87
64	$101,24 \pm 0,20$	11,9	$60,08 \pm 0,22$	14,22	$29,41 \pm 0,27$	14,61
82	$109,99 \pm 0,43$	15,24	$62,10 \pm 0,25$	18,22	$29,97 \pm 0,22$	18,72
100	$116,32 \pm 0,51$	18,59	$63,90 \pm 0,28$	22,22	$30,04 \pm 0,13$	22,83
128	$120,72 \pm 0,56$	23,79	$64,72 \pm 0,33$	28,44	$30,47 \pm 0,16$	29,22
180	$124,36 \pm 0,66$	33,46	$65,65 \pm 0,26$	40	$30,74 \pm 0,20$	41,1

Значения упругих констант, степени анизотропии и локальной деформационной жесткости для всех материалов

Материал	E_x , ГПа	G_{xz} , ГПа	k , кН/мм	$\beta = E_x/G_{xz}$
Однонаправленный углепластик $[0^\circ]_{24}$	128,46	4,59	105,35	27,98
Тканевый углепластик $[0^\circ]_{24}$	66,62	3,75	125,02	17,75
Тканевый стеклопластик $[0^\circ]_{24}$	30,80	3,88	410,52	7,94

тканевого стеклопластика — 29%. Это различие подтверждает существенное влияние степени анизотропии на результаты испытаний на изгиб.

По средним значениям кажущегося изгибного модуля по формулам (5), (6) определили значения вклада локальных деформационных эффектов и сдвигов по отношению к изгибу (рис. 6). Установили, что использование экстензографа не позволяет полностью исключить вклад контактов в общий прогиб, в частности, при малой длине пролета, в связи с чем учет данного фактора все ещё является необходимым при обработке результатов испытаний. В то же время при сопоставлении результатов по вкладу локальных деформационных эффектов в общий прогиб однонаправленных углепластиков с результатами [10] установили, что использование экстензографа позволило в три раза снизить вклад локальных деформационных эффектов. Важно отметить, что применение экстензографа при определении прогиба исключило вдавливание лишь нагружающего ролика в слоистый пластик, что существенно повлияло на значения локальной жесткости k . Кроме того, локальная жесткость менее анизотропных тел, например, тканевого стеклопластика, в 3—4 раза больше, чем тканевого и однонаправленного

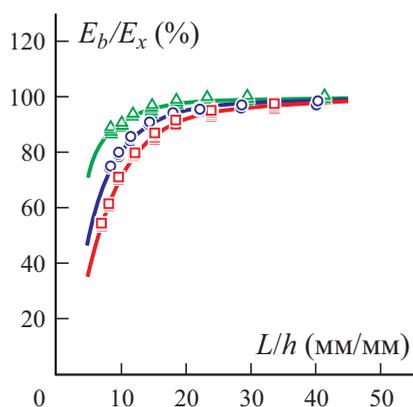


Рис. 5. Зависимость относительного кажущегося модуля упругости при изгибе E_b/E_x от отношения пролета к толщине L/h и результаты натурных испытаний для всех материалов: однонаправленный углепластик (■), тканевый углепластик (●), тканевый стеклопластик (▲).

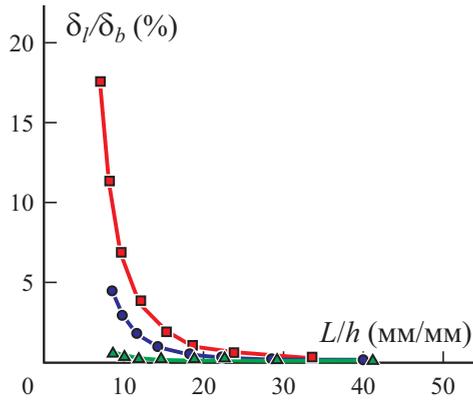


Рис. 6. Вклад локальных деформационных эффектов δ_l / δ_b по отношению к изгибу: однонаправленный углепластик (■), тканевый углепластик (●), тканевый стеклопластик (▲).

углепластиков. Вероятно, это связано с тем, что в силу большей общей податливости меньший вклад вносит локальная податливость.

На рис. 7 представлены значения вклада сдвигов по отношению к изгибу. Видно, что чем ниже степень анизотропии материала, тем меньше вклад сдвигов в общий прогиб. Диапазон $L/h < 15$ позволяет проводить корректную оценку межслойного модуля сдвига однонаправленного и тканевого углепластиков, что хорошо согласуется с рекомендациями [8, 9]. Однако для тканевого стеклопластика в этом диапазоне не обеспечена достаточная чувствительность метода, т.е. вклад от сдвигов в общее перемещение незначителен. Таким образом, прогнозируемое значение межслойного модуля сдвига может быть некорректным. Для увеличения вклада сдвигов в общее перемещение возможно использование более толстых образцов [10]. Однако увеличение толщины приводит к возникновению масштабного эффекта, способного влиять на конечные свойства компози-

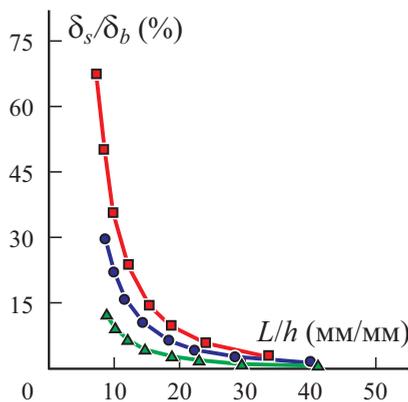


Рис. 7. Вклад сдвиговых деформаций δ_s / δ_b по отношению к изгибу: однонаправленный углепластик (■), тканевый углепластик (●), тканевый стеклопластик (▲).

тов [4—9]. В то же время возможность увеличения толщины ограничена, поскольку перестает работать балочная схема Тимошенко, и формулы обработки испытаний на изгиб становятся неправомерны [17]. Все эти факторы могут привести к потенциальным ошибкам, которые трудно оценить.

Важно отметить, что рассмотренная методология предполагает осреднение экспериментальных данных, полученных при разной длине пролета. В связи с этим необходима независимая оценка погрешности вычисления упругих характеристик с рассмотрением повторяемости экспериментальных результатов для каждого материала.

3. Численное моделирование

Для оценки погрешности определения упругих характеристик слоистых пластиков с разной степенью анизотропии провели численное моделирование испытаний образцов на трехточечный изгиб. Все вычисления выполнили с помощью программного обеспечения ANSYS Workbench 2020 R1. Конечно-элементная модель имитирует натурные испытания образца на трехточечный изгиб без разрушения.

3.1. Описание численной модели. Стратегия численных расчетов определена на основе гипотез, лежащих в основе уравнения (1). Материал изгибаемого стержня считали ортотропным, однородным и с одинаковыми характеристиками при растяжении и сжатии в предположении, что прогиб стержня мал. Для образцов использовали модель линейно-упругого ортотропного материала (orthotropic linear elastic). Слоистую структуру композита учитывали путем введения соответствующих точек интегрирования в конечный элемент по толщине материала. Использовали твердотельный тип конечного элемента высокого порядка SOLID186. Размер конечного элемента 0,25 мм выбрали на основе предварительных исследований сходимости результатов. Общее число конечных элементов 95 322. Нагружающий и опорные ролики задали абсолютно жесткими аналогично работам [25, 26], с типичными свойствами стали: $E_x = 210$ ГПа, $\mu = 0,3$. Между образцом и роликами реализовали тип контакта трения (Frictional)

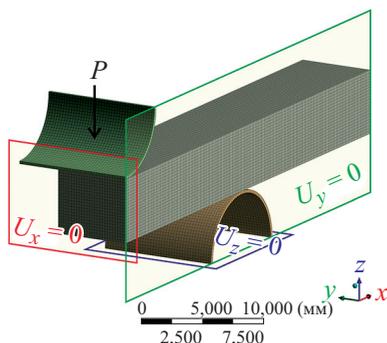


Рис. 8. Конечно-элементная модель для моделирования испытаний на трехточечный изгиб.

Табл. 4

Типичные свойства однонаправленного углепластика, тканевого углепластика и тканевого стеклопластика [27]

Композит	E_x	E_y	E_z	G_{xy}	G_{xz}	G_{yz}	μ_{xy}	μ_{xz}	μ_{yz}
	ГПа								
Однонаправленный углепластик	147	10,3	10,3	7	7	3,7	0,27	0,27	0,54
Тканевый углепластик	77	75	13,8	6,5	5,1	4,1	0,06	0,5	0,37
Тканевый стеклопластик	24,5	23,8	11,6	4,7	2,6	3,6	0,11	0,15	0,20

с формулировкой Augmented Lagrange. Коэффициент трения в контактной паре задали 0,2 [26].

Геометрию конечно-элементной модели задали на основе размеров натуральных образцов (см. табл. 1). Расстояние между опорными роликами для каждого численного расчета изменяли согласно данным табл. 2. При численном расчете рассмотрели четвертую часть образца ввиду симметрии с соответствующими граничными условиями. Нагрузку прикладывали через нагружающий ролик и регистрировали перемещение образца в средней части. Геометрия, граничные условия и конечно-элементная сетка представлены на рис. 8.

3.2. Анализ чувствительности модели к свойствам материала. Для оценки чувствительности результатов к параметрам численной модели провели предварительные расчетные исследования. На этом этапе в конечно-элементных расчетах использовали типичные упругие характеристики слоистых пластиков (табл. 4). Для рассматриваемых материалов установили, что фиктивный модуль упругости наиболее чувствителен к модулю упругости E_x и межслойному модулю сдвига G_{xz} (рис. 9—11). При этом влияние этих параметров на результаты расчетов неодинаково вследствие

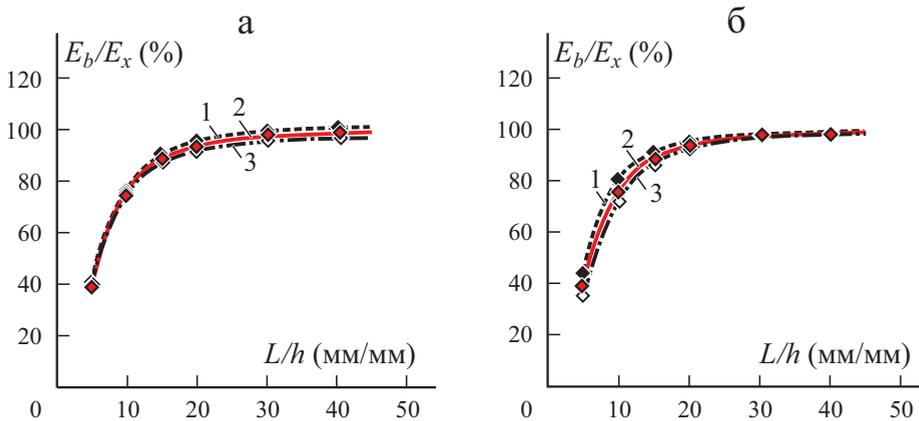


Рис. 9. Зависимость расчетного отношения E_b / E_x однонаправленного углепластика от отношения L / h : а — при $G_{xz} = 7$ ГПа и $E_x = 150$ (1); 147 (2); 144 ГПа (3); б — при $E_x = 147$ ГПа и $G_{xz} = 10$ (1); 7 (2); 5,5 ГПа (3).

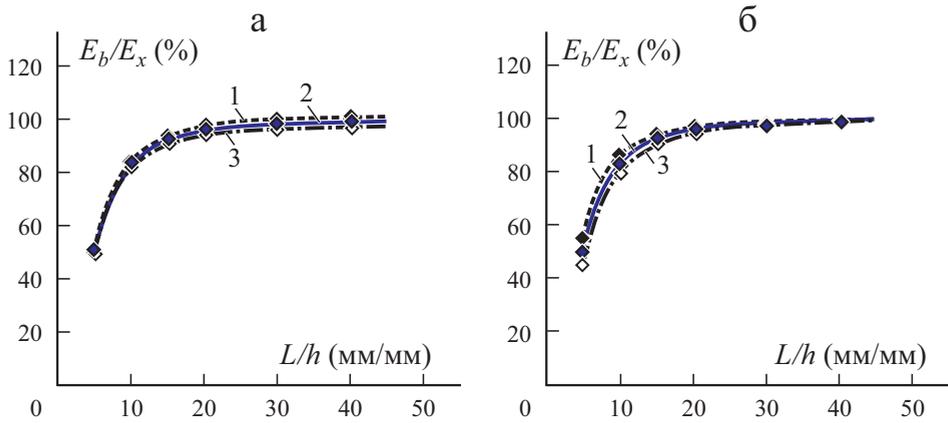


Рис. 10. Зависимость расчетного отношения E_b / E_x тканевого углепластика от отношения L / h : а — при $G_{xz} = 5,1$ ГПа и $E_x = 78,5$ (1); 77 (2); 75,5 ГПа (3); б — при $E_x = 77$ ГПа и $G_{xz} = 7$ (1); 5,1 (2); 4 ГПа (3).

различий степени анизотропии слоистых пластиков. Влияние остальных параметров модели материала на величину прогиба на порядок меньше. В связи с этим значения модуля упругости E_x и межслойного модуля сдвига G_{xz} взяты из экспериментальных результатов (см. табл. 3). Другие упругие свойства для каждого из слоистых пластиков заданы в соответствии с данными табл. 4.

3.3. Численная оценка точности аналитических результатов. Процедуру определения межслойного модуля сдвига на основе конечно-элементного моделирования выполнили в два этапа. На первом задали нагрузки, зарегистрированные в экспериментах, после чего определили значения наклона секущей m и по уравнению (9) вычислили значения кажущегося

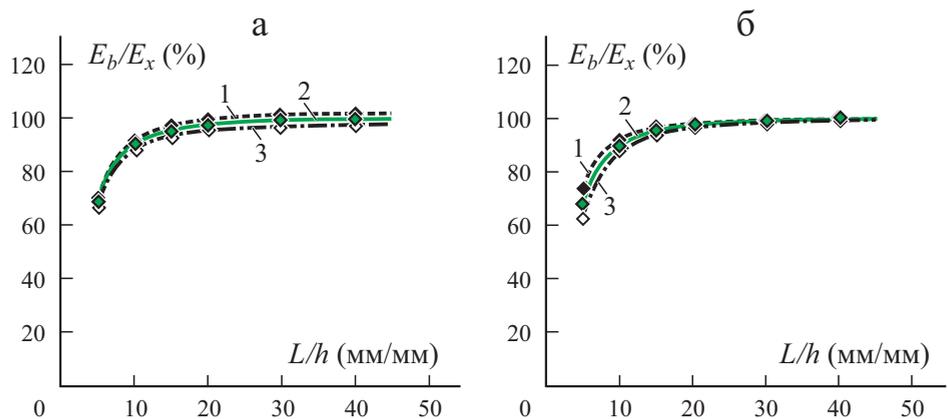


Рис. 11. Зависимость расчетного отношения E_b / E_x тканевого стеклопластика от отношения L / h : а — при $G_{xz} = 2,6$ ГПа и $E_x = 25$ (1); 24,5 (2); 24 ГПа (3); б — $E_x = 24,5$ ГПа и $G_{xz} = 3,5$ (1); 2,6 (2); 2 ГПа (3).

изгибного модуля при разном отношении пролета к толщине L/h в расчетной модели. На втором этапе провели варьирование значения модуля сдвига материала до совпадения расчетных и экспериментальных (см. табл. 2) значений кажущихся изгибных модулей на каждом пролете. Верхнюю и нижнюю оценки межслойного модуля сдвига получили с учетом среднеквадратического отклонения кажущегося модуля упругости при изгибе. Аппроксимацию с использованием уравнения (11) выполняли для всех групп расчетных точек, чтобы отобразить связь между кажущимся изгибным модулем E_b и отношением L/h . На рис. 12 отображен интервал, представляющий критическую разницу между результатами испытаний для каждого из материалов. Средняя величина межслойного модуля сдвига 4,9 ГПа для однонаправленного углепластика (см. рис. 12—а), 3,75 ГПа —

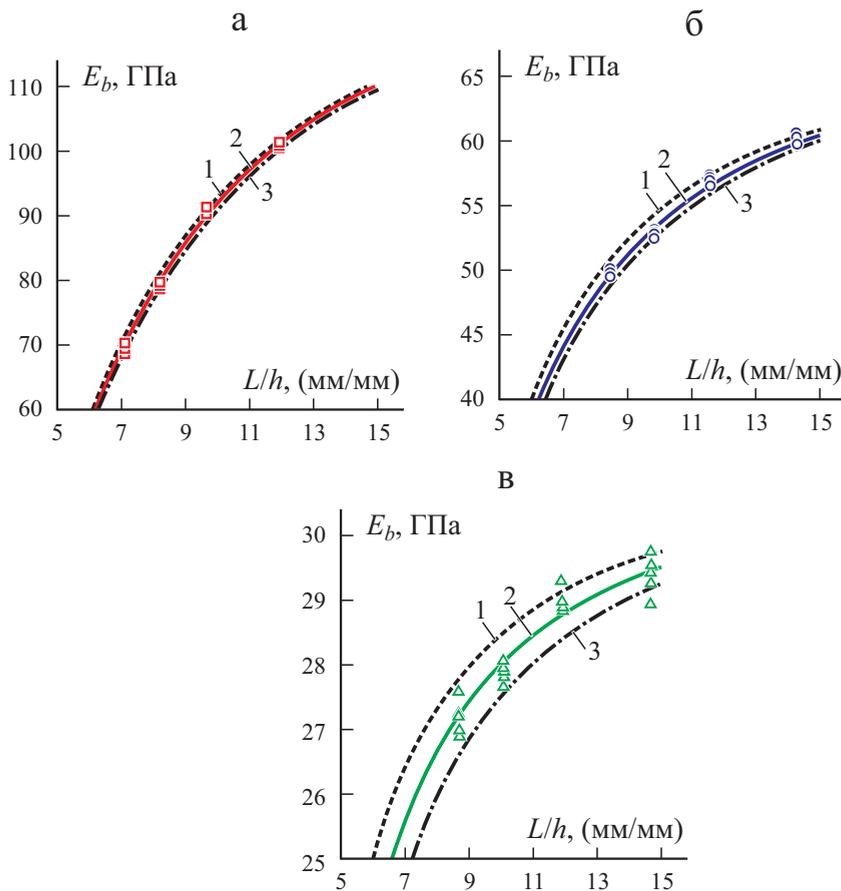


Рис. 12. Нижняя, верхняя и средняя оценки межслойного модуля сдвига G_{xz} и результаты натуральных испытаний. Для однонаправленного углепластика $G_{xz} = 5,1$ (1); 4,9 (2); 4,7 ГПа (3) и эксперимент (\square) (а); для тканевого углепластика $G_{xz} = 4,15$ (1); 3,75 (2); 3,45 ГПа (3) и эксперимент (\circ) (б); для тканевого стеклопластика $G_{xz} = 4,78$ (1); 3,88 (2); 3,18 ГПа (3) и эксперимент (Δ) (в).

для тканевого углепластика (см. рис. 12—б) и 3,88 ГПа — для тканевого стеклопластика (см. рис. 12—в). Отличие от результатов, предсказываемых на основе уравнения (7), менее 7%, что подтверждает адекватность используемой конечно-элементной модели.

Из данных рис. 12—а и б следует, что различие значений межслойного модуля сдвига по верхней и нижней границе интервала не превышает 5 и 10% для однонаправленного и тканевого углепластиков соответственно. Повторяемость результатов для этих материалов позволяет судить об относительно высокой точности методологии. Однако в случае тканевого стеклопластика это различие по верхней и нижней границе интервала превышает 20%.

Следует отметить, что предъявляемые требования к точности определения межслойного модуля сдвига обусловлены конкретной задачей, в которой будет использован этот параметр. В том случае, если чувствительность конечного результата к вариации значений межслойного модуля сдвига незначительна, можно пренебречь низкой точностью определения данной величины в испытаниях на изгиб. В противном случае необходимо переходить к более трудоемким экспериментальным методам, в частности, испытаниям на сдвиг образцов с двойным вырезом (Double-Notch Shear tests).

Заключение

Сложность определения упругих характеристик слоистых пластиков при сдвиге в испытаниях на трехточечный изгиб связана со значительным влиянием на результаты испытаний многих факторов: локальных деформационных эффектов, отношения длины пролета к толщине и степени анизотропии материала. В настоящей работе оценивали влияние этих факторов на результаты эксперимента и точность определения межслойного модуля сдвига слоистых пластиков. Испытания на трехточечный изгиб балочных образцов, значительно различающихся степенью анизотропии, проведены в широком диапазоне значений отношения пролета к толщине. На основе анализа вклада локальных деформационных эффектов в общий прогиб установили, что использование экстензометра не позволило полностью исключить вклад контактов.

Также продемонстрировали, что вклад сдвигов при разном отношении длины пролета к толщине образца существенным образом зависит от степени анизотропии. Выбором диапазона $L/h < 15$ для однонаправленного и тканевого углепластиков обеспечили достаточную чувствительность метода. Однако для тканевого стеклопластика в этом диапазоне вклад сдвигов в общий прогиб был незначителен. Для независимой оценки точности определяемых упругих характеристик при сдвиге выполнили численное моделирование с использованием метода конечных элементов. Результаты моделирования показали, что различие между верхней и нижней оценкой межслойного модуля сдвига с использованием результатов испытаний на трехточечный изгиб около 5 и 10% для однонаправленного и тканевого углепластиков соответственно. В случае тканевого стекло-

пластика повторяемость результатов испытаний значительно ниже. Различие между верхней и нижней оценкой межслойного модуля сдвига в этом случае более 20%. Таким образом, точность определения межслойного модуля сдвига на основе результатов испытаний на трехточечный изгиб значительно снижается, когда рассматриваются материалы с низкой степенью анизотропии ($E_x / G_{xz} < 15$).

Работа выполнена при финансовой поддержке Российского научного фонда (проект номер 18-19-00377).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Mallick P. K.* Fiber-Reinforced Composites: Materials, Manufacturing, and Design. — CRC press, 2007.
2. *Vasiliev V. V. and Morozov E. V.* Advanced Mechanics of Composite Materials and Structural Elements. — Newnes, 2013.
3. *Tarnopol'skii Y. M., Zhigun I. G. and Polyakov V. A.* Spatially Reinforced Composites. — Technomic Publ. Co. Inc., Lancaster, Pa, 1992.
4. *Demiral M., Kadioglu F. and Silberschmidt V. V.* Size effect in flexural behaviour of unidirectional GFRP composites // J. Mech. Sci. Technol. — 2020. — Vol. 34, No. 12. — P. 5053—5061.
5. *Wisnom M. R.* The effect of specimen size on the bending strength of unidirectional carbon fibre-epoxy // Compos. Struct. — 1991. — Vol. 18, No. 1. — P. 47—63.
6. Size Effects in Composites // Comprehensive Composite Materials. Vol. II / Eds. M. R. Wisnom and C. H. Zweben. — Bristol, United Kingdom: Elsevier, 2018. — P. 56—78.
7. *Jackson K. E., Kellas S., and Morton J.* Scale effects in the response and failure of fiber reinforced composite laminates loaded in tension and in flexure // J. Compos. Mater. — 1992. — Vol. 26, No. 18. — P. 2674—2705.
8. *Rącz Zs. and Vas L. M.* Relationship between the flexural properties and specimen aspect ratio in unidirectional composites // Compos. Interfaces. — 2005. — Vol. 12, Nos. 3-4. — P. 325—339.
9. *Caminero M. A., Rodríguez G. P., Chacón J. M. and García-Moreno I.* Tensile and flexural damage response of symmetric angle-ply carbon fiber-reinforced epoxy laminates: Non-linear response and effects of thickness and ply-stacking sequence // Polym. Compos. — 2019. — Vol. 40, No. 9. — P. 3678—3690.
10. *Mujika F.* On the effect of shear and local deformation in three-point bending tests // Polym. Test. — 2007. — Vol. 27, No. 7. — P. 869—877.
11. *Jalali S. J. and Taheri F.* New test method for measuring the longitudinal and shear moduli of fiber reinforced composites // J. Compos. Mater. — 1999. — Vol. 33, No. 23. — P. 2134—2160.
12. *Sideridis E. and Papadopoulos G. A.* Short-beam and three-point-bending tests for the study of shear and flexural properties in unidirectional-fiber-reinforced epoxy composites // J. Appl. Polym. Sci. — 2004. — Vol. 93, No. 1. — P. 63—74.
13. *Caminero M. A., Rodríguez G. P. and Muñoz V.* Effect of stacking sequence on Charpy impact and flexural damage behavior of composite laminates // Compos. Struct. — 2016. — Vol. 136. — P. 345—357.
14. *Hara E., Yokozeki T., Hatta H., Iwahori Y. and Ishikawa T.* Out-of-plane tensile modulus of CFRP laminates by 3-point bending test // Adv. Compos. Mater. — 2015. — Vol. 24, No. 3. — P. 221—237.

15. Hara E., Yokozeki T., Hatta H., Iwahori Y. and Ishikawa T. Comparison of out-of-plane tensile moduli of CFRP laminates obtained by 3-point bending and direct loading tests // *Composites: Part A*. — 2014. — Vol. 67. — P. 77—85.

16. Hara E., Yokozeki T., Hatta H., Iwahori Y., Ogasawara T., and Ishikawa T. Comparison of out-of-plane tensile strengths of aligned CFRP obtained by 3-point bending and direct loading tests // *Composites: Part A*. — 2012. — Vol. 43, No. 11. — P. 1828—1836.

17. Caprino G., Iaccarino P. and Lamboglia A. The effect of shear on the rigidity in three-point bending of unidirectional CFRP laminates made of T800H/3900-2 // *Compos. Struct.* — 2009. — Vol. 88, No. 3. — P. 360—366.

18. Insausti N., Adaraga I., De Gracia J., Arrese A. and Mujika F. Numerical assessment of an experimental procedure applied to DCB tests // *Polym. Test.* — 2020. — Vol. 82. — P. 106288.

19. Solyaev Y., Lurie S., Prokudin O., Antipov V., Rabinskiy L., Serebrennikova N., and Dobryanskiy V. Elasto-plastic behavior and failure of thick GLARE laminates under bending loading // *Composites: Part B*. — 2020. — Vol. 200. — P. 108302.

20. Ullah H., Harland A. R. and Silberschmidt V. V. Characterisation of mechanical behaviour and damage analysis of 2D woven composites under bending // *Composites: Part B*. — 2015. — Vol. 75. — P. 156—166.

21. Vinšová L. and Urban T. Testing of mechanical properties of thick-walled carbon fiber composite for FEM simulations // *Mater. Today: Proceedings*. — 2017. — Vol. 4, No. 5. — P. 5989—5994.

22. Hongkarnjanakul N., Rivallant S., Bouvet C. and Miranda A. Permanent indentation characterization for low-velocity impact modelling using three-point bending test // *J. Compos. Mater.* — 2014. — Vol. 48, No. 20. — P. 2441—2454.

23. Mujika F., Pujana J. and Olave M. On the determination of out-of-plane elastic properties of honeycomb sandwich panels // *Polym. Test.* — 2011. — Vol. 30, No. 2. — P. 222—228.

24. ASTM D790. Standard test methods for flexural properties of unreinforced and reinforced plastics and electrical insulating materials, American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA, USA, 2007.

25. Ullah H., Harland A. R., and Silberschmidt V. V. Damage modelling in woven-fabric CFRP laminates under large-deflection bending // *Comput. Mater. Sci.* — 2012. — Vol. 64. — P. 130—135.

26. Seifoori S., Mirzaei M., and Afjoland H. Experimental and FE analysis for accurate measurement of deflection in CFRP and GFRP laminates under bending // *J. Int. Measurement Confederation*. — 2020. — Vol. 153. — P. 107445.

27. Daniel I. M. and Ishai O. *Engineering Mechanics of Composite Materials*. — Oxford Univ. Press, N. Y., 2006.

Поступила в редакцию 03.08.2021

Окончательный вариант поступил 13.10.2021

Received Aug 3, 2021 (Oct. 13, 2021)
