

*А. В. Игнатова**, *А. В. Безмельницын*, *Н. А. Оливенко*, *О. А. Кудрявцев*,
С. Б. Сапожников, *А. Д. Шавшина*

Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ САМОРАЗОГРЕВА СТЕКЛОПЛАСТИКА ПРИ ЦИКЛИЧЕСКОМ ИЗГИБЕ

*A. V. Ignatova, A. V. Bezmelnitsyn, N. A. Olivenko, O. A. Kudryavtsev, S. B. Sapozhnikov,
and A. D. Shavshina*

PREDICTION OF GFRP SELF-HEATING KINETICS UNDER CYCLIC BENDING

Keywords: glass fiber-reinforced plastic (GFRP), cyclic loading, self-heating, loss factor, analytical models

Self-heating effect caused by internal friction is a meaningful problem in design and operation of cyclically loaded structural elements made of fiber-reinforced plastics. Vibrations of aerospace structures with large amplitudes and high frequencies, as well as accelerated mechanical testing can lead to an increase of the composite temperature, degradation of the mechanical properties and premature failure. This research aimed to study the kinetics of GFRP self-heating under reversed bending. A low-parameter analytical model was developed to describe the kinetics of composite self-heating under normal convective heat transfer. The original wedge-shaped specimen and the experimental setup were developed to verify the simulation results. Cyclic bending tests were carried out at the frequencies from 10 to 20 Hz and displacement amplitudes from 4 to 7 mm. The model proposed enables to predict the dependence of the maximum composite temperature on time, frequency, and amplitude with reasonable accuracy.

Ключевые слова: стеклопластик, нагружение циклическое, саморазогрев, коэффициент потерь, модели аналитические

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

Эффект саморазогрева, обусловленный внутренним трением, — актуальная проблема при проектировании и эксплуатации циклически нагруженных элементов конструкций из стеклопластиков. Вибрация аэрокосмических конструкций с большими амплитудами и высокими частотами, а также ускоренные механические испытания могут привести к повышению температуры композита, деградации механических свойств и преждевременному разрушению. Цель исследования — изучение кинетики саморазогрева стеклопластика при знакопеременном изгибе. Для описания кинетики саморазогрева композита при нормальном конвективном теплообмене разработана малопараметрическая аналитическая модель. Для проверки результатов моделирования разработали оригинальный клиновидный образец и экспериментальную установку. Испытания на циклический изгиб провели при частотах от 10 до 20 Гц и амплитудах перемещений от 4 до 7 мм. Предложенная модель позволяет с приемлемой точностью предсказать зависимость максимальной температуры композита от времени, частоты и амплитуды.

Введение

Полимерные композитные материалы (ПКМ) широко используют в авиационной, судостроительной и автомобильной отраслях промышленности [1]. Высокая удельная прочность и жесткость делают ПКМ очень привлекательными, когда важна экономия массы. Композитные элементы в ходе эксплуатации могут подвергаться разным видам нагружения, в том числе вибрациям [2, 3]. При интенсивных циклических нагрузках и недостаточной теплоотдаче в окружающую среду эти элементы нагреваются до высоких температур. Повышение температуры приводит к снижению механических свойств ПКМ, ускорению накопления микрповреждений и преждевременному разрушению всей конструкции [4—10]. Такое явление объясняется тем, что полимерная матрица ведет себя как вязкоупругий материал, обладающий высоким внутренним трением и низким коэффициентом теплопередачи [8, 9, 11]. При высоких частотах/амплитудах колебаний тепло, выделяющееся в силу гистерезиса, не успевает отводиться, что приводит к повышению температуры композита. Температура нагревания композита, близкая к температуре стеклования полимерной матрицы, обуславливает резкое увеличение диссипативных и резкое снижение упругих свойств композита и его последующее разрушение [9, 10, 12, 13].

Саморазогрев часто рассматривают как побочный эффект при стандартных [2, 6, 14—17] или ускоренных [5, 9, 15, 18—23] циклических испытаниях с высокими частотами и амплитудами. В [4, 7, 11, 25—28] основной целью исследований являлось изучение кинетики саморазогрева ПКМ и влияющих факторов. Во всех случаях авторы отмечали, что на кинетику саморазогрева материала в основном влияли частота, амплитуда и режим

циклирования напряжений. В [3, 9, 16, 26, 27] также отмечена важная роль нелинейности диаграммы растяжения композита, трения на свободных поверхностях в случае появления микродефектов и разрушения контакта между волокнами и матрицей.

Существуют два основных типа временных зависимостей изменения температуры композита при саморазогреве. В первом случае температура повышается до определенного значения, после чего процесс стабилизируется, и композит продолжает работать при постоянной температуре. В этом случае разрушение носит классический усталостный характер. Во втором случае стационарного состояния не возникает, а температура композита непрерывно повышается вплоть до температуры стеклования полимерной матрицы. При этом разрушение композита происходит в силу саморазогрева [24—27]. Значительный интерес представляет разработка и верификация математических и численных моделей, позволяющих определить, какой из сценариев разрушения композитного материала будет иметь место.

Существующие модели, учитывающие влияние саморазогрева на прочность ПКМ при циклическом нагружении, основаны на уравнениях второго закона термодинамики и суммарно накопленной энтропии [14] или диссипации энергии за счет гистерезиса [9—11, 16, 25, 29—32]. Модели первого типа достаточно сложны и содержат ряд серьезных допущений. Например, они часто не учитывают реономную составляющую деформаций и требуют как обширной вычислительной, так и экспериментальной проверки. Модели, основанные на расчете тепловыделения за счет внутреннего трения, просты, но требуют определения коэффициента теплоотдачи для конкретного типа материала и испытаний. Важно отметить, что в большинстве случаев авторы моделировали саморазогрев ПКМ при растяжении. Моделированию саморазогрева при изгибе посвящено лишь несколько работ. При этом авторы считали коэффициент потерь не зависящим от амплитуды напряжения, а коэффициент теплоотдачи брали постоянным [11, 31].

Таким образом, большое значение имеет разработка модели, описывающей саморазогрев композита при испытаниях на изгиб с учетом зависимости коэффициента потерь от амплитуды напряжений в цикле. Ранее аналогичную модель предложили для случая многократного растяжения [25]. В настоящей работе модель, учитывающую влияние частоты и амплитуды колебаний на петлю гистерезиса, модифицировали для случая знакопеременного изгиба. Для проверки результатов моделирования провели экспериментальные исследования изменения температуры композитных образцов в виде балок равного сопротивления при знакопеременном изгибе с разными частотами и амплитудами. Зависимость эффективного коэффициента теплоотдачи от амплитуды колебаний образца определяли путем численного решения обратной задачи.

1. Аналитическая модель для оценки кинетики саморазогрева при знакопеременном изгибе

1.1. Формулировка. В [25] решена задача о саморазогреве стеклопластиков при высокочастотном пульсирующем растяжении ($0—\sigma_0$) в предположении тонкостенности образца. Разработанная аналитическая модель теплового баланса в материале, учитывающая тепловыделение и конвективный теплообмен в воздухе, распространена на случай знакопеременного изгиба. Уравнения теплового баланса для единицы объема можно представить в виде

$$\begin{aligned} \Delta Q &= W + A, \\ \Delta Q(t) &= ft \int_0^{\delta/2} \frac{\psi \cdot (2\sigma(y))^2}{2E} dy, \\ W(t) &= C\rho\delta\Delta T(t), \\ A(t) &= 2\alpha\Delta T(t)t, \end{aligned} \quad (1)$$

где ΔQ — высвобождаемая энергия гистерезиса; W — внутренняя тепловая энергия; A — количество тепла, выделяемого поверхностью образца в атмосферу; ψ — коэффициент потерь; σ — напряжение; E — модуль упругости; t — время; f — частота нагружения; C — удельная теплоемкость; ρ — плотность материала; δ — толщина композита; α — коэффициент теплоотдачи конвекцией; $\Delta T = T - T_0$ — изменение температуры материала; T_0 — температура окружающей среды. На рис. 1 показана схема для анализа кинетики саморазогрева образца при знакопеременном изгибе. Модель основана на следующих допущениях:

- композит считаем достаточно тонким, поэтому температура по его толщине постоянна (одномерная теория теплообмена);
- коэффициентом теплопроводности в плоскости пренебрегаем;

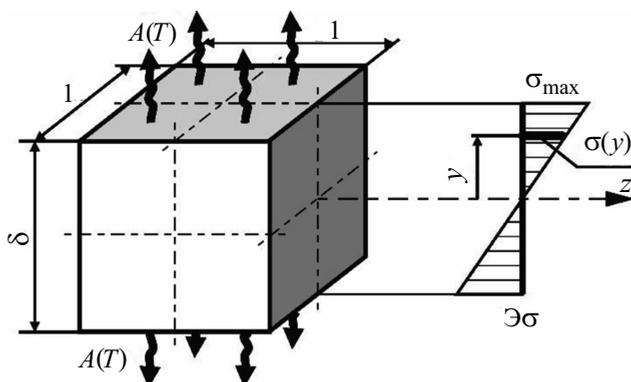


Рис. 1. Схема анализа кинетики саморазогрева образца при знакопеременном изгибе.

- вся энергия, рассеиваемая при гистерезисе, переходит в тепло;
- размеры в плоскости приняты равными единице.

Нормальные напряжения линейно распределены по толщине и равны нулю на нейтральной линии (ось z на рис. 1):

$$\sigma(y) = \sigma_{\max} \frac{y}{\delta/2}. \quad (2)$$

Здесь σ_{\max} — максимальное напряжение; y — расстояние от нейтральной линии. Максимальное напряжение изменяется в ходе циклического нагружения. В [25] установили, что при пульсирующем растяжении коэффициент потерь линейно зависит от амплитуды напряжения:

$$\psi(\sigma) = s \cdot \sigma, \quad (3)$$

где s — коэффициент пропорциональности. При циклическом нагружении на тепловыделение в тканых композитах также влияют микроповреждения. Известно, что появление и развитие микроповреждений (сухое трение) не зависит от частоты колебаний. В [9] экспериментально доказали, что коэффициент потерь зависит от амплитуды колебаний и не зависит от частоты.

Выражение для выделяемой энергии гистерезиса можно получить путем подстановки уравнений (2) и (3) в уравнение (1):

$$\Delta Q(t) = ft \int_0^{\delta/2} \frac{s\sigma(y)(2\sigma(y))^2}{2E} dy = ft \int_0^{\delta/2} \frac{4s \left(\sigma_{\max} \frac{y}{\delta/2} \right)^3}{2E} dy. \quad (4)$$

Затем подстановка (4) в (1) приводит к уравнению

$$\frac{4s\sigma^3}{2E(\delta/2)^3} \frac{(\delta/2)^4}{4} ft = C\rho\delta\Delta T(t) + 2\alpha\Delta T(t)t. \quad (5)$$

Зависимость изменения температуры образца от времени следует из уравнения (5):

$$T(t) = T_0 + \frac{\delta s \sigma(t)^3 ft}{8E(\rho \frac{\delta}{2} C + \alpha t)}. \quad (6)$$

Данная аналитическая модель позволяет учесть генерацию тепла и конвективный теплообмен с воздухом при циклическом изгибе. Адекватность предсказания кинетики саморазогрева будет зависеть от заданных параметров: коэффициента потерь ψ , коэффициента конвекции α и удельной теплоемкости C . Отметим, что коэффициент потерь ψ и коэф-

коэффициент пропорциональности s для разных типов нагружения (повторяющегося или знакопеременного) могут различаться.

1.2. Определение коэффициента потерь. В [25] экспериментальный коэффициент потерь определяли по петле гистерезиса в предположениях о склерономном поведении материала, эффекте Баушингера и аппроксимации статической кривой растяжения функцией Рамберга—Осгуда [33]:

$$\varepsilon(\sigma) = \frac{\sigma}{E} + K \left(\frac{\sigma}{E} \right)^n. \quad (7)$$

Из статических кривых деформирования для исследуемого стеклопластика получили следующие параметры функции Рамберга—Осгуда: модуль упругости $E = 25$ ГПа, коэффициенты упрочнения $K = 27,65$ и $n = 2$.

На рис. 2 показаны петли гистерезиса для пульсирующего и знакопеременного нагружений.

Экспериментальный коэффициент потерь при повторном растяжении ($0 \rightarrow \sigma_0$) определили по формуле

$$\psi(\sigma_0) = 2 \frac{S(\sigma_0) - A(\sigma_0)}{P(\sigma_0)} = 2 \frac{\frac{2\varepsilon\left(\frac{\sigma_0}{2}\right)\sigma_0}{2} - \int_0^{\sigma_0} 2\varepsilon\left(\frac{x}{2}\right)dx}{\frac{\sigma_0^2}{2E}}, \quad (8)$$

где $S(\sigma_0)$ и $A(\sigma_0)$ — площади под кривой напряжение—деформация при нагружении и разгрузке соответственно; $P(\sigma_0)$ — энергия упругого

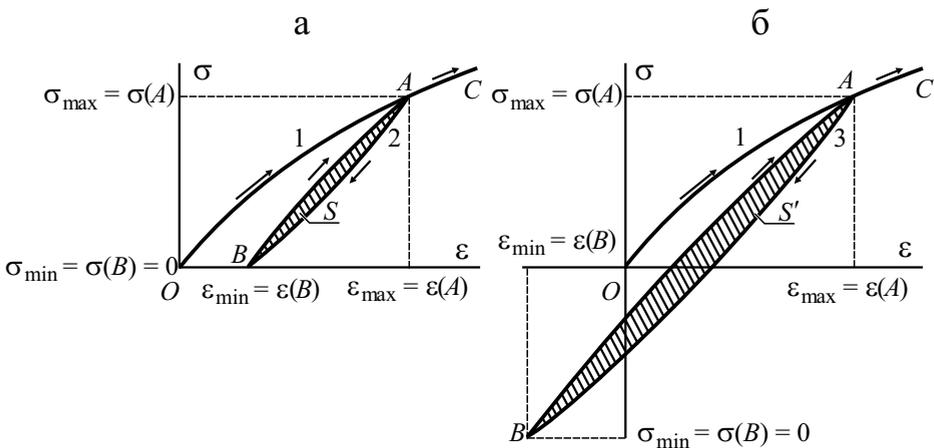


Рис. 2. Петли гистерезиса при условии пульсирующего (а) и знакопеременного (б) нагружения: 1 — статическая кривая деформирования; 2 и 3 — циклические кривые при пульсирующем и знакопеременном нагружении соответственно; заштрихованная область — петля гистерезиса, определяющая энергию, поглощенную за один цикл.

деформирования. Сравнение расчетных и экспериментальных данных показало, что коэффициент потерь линейно зависит от максимальной амплитуды напряжения при пульсирующем растяжении. Для рассматриваемого стеклопластика получили коэффициент пропорциональности $s = 2,67 \cdot 10^{-10} \text{ Па}^{-1}$ [25].

Значение коэффициента потерь ψ' при знакопеременном нагружении ($\pm\sigma_0$) будет отличаться от значения при пульсирующем растяжении. Коэффициент потерь при знакопеременном нагружении определяли по формуле

$$\psi'(\sigma_0) = 2 \frac{S'(\sigma_0) - A'(\sigma_0)}{P'(\sigma_0)}, \quad (9)$$

где $S'(\sigma_0)$ и $A'(\sigma_0)$ — площади под кривой напряжение—деформация при нагружении вдоль траектории BA и разгрузке вдоль траектории AB соответственно; $P'(\sigma_0)$ — энергия упругого деформирования. С учетом эффекта Баушингера и принципа Мазинга выражение для расчета коэффициента потерь принимает вид

$$\psi'(\sigma_0) = 2 \frac{\frac{2\varepsilon\left(\frac{2\sigma_0}{2}\right)2\sigma_0}{2} - \int_0^{2\sigma_0} 2\varepsilon\left(\frac{x}{2}\right)dx}{\frac{(2\sigma_0)^2}{2E}}. \quad (10)$$

Сравнение значений коэффициента потерь в уравнениях для пульсирующего (8) и знакопеременного (10) нагружения показывает, что они различаются в два раза. Таким образом, для знакопеременного изгиба получили коэффициент пропорциональности $s = 5,34 \text{ Па}^{-1}$.

2. Экспериментальное исследование кинетики саморазогрева волокнисто-армированных стеклопластиков при циклическом изгибе

В этом разделе описаны материалы, образцы и методы испытаний на циклический изгиб, а также полученные результаты. Кроме того, описан метод определения коэффициента конвекции образца стеклопластика, использованный в предложенной модели.

2.1. Стеклопластик. Все экспериментальные исследования провели на промышленно выпускаемом стеклопластике “СТЭФ” (ПАО “Электроизолит”) средней толщиной 4 мм и плотностью 1750—1770 кг/м³. Слоистый композит образован из 20 слоев ткани полотняного переплетения из E-стекловолокон. В качестве матрицы использовали эпоксифенольную смолу горячего отверждения. Изображение, полученное с помощью оптического микроскопа (рис. 3), иллюстрирует поперечное сечение слоистой

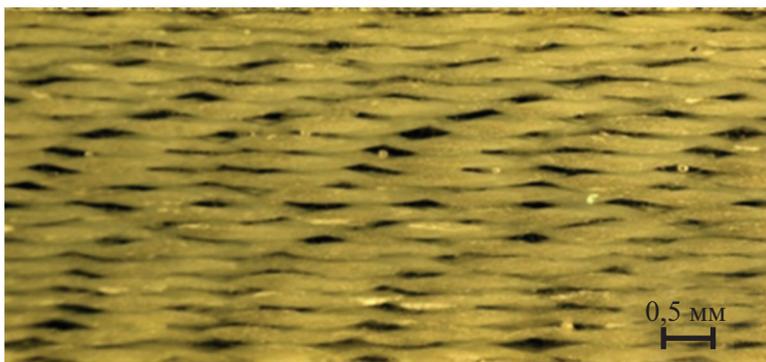


Рис. 3. Микрофотография поперечного сечения образца стеклопластика.

структуры стеклопластика. Объемная доля волокна в стеклопластике 42% (определено методом отжига).

Упругие и прочностные характеристики стеклопластика определили в ходе квазистатических испытаний с использованием соответствующих приспособлений. Упругие свойства стеклопластика следующие: модули Юнга — $E_1 = 23,7 \pm 0,6$ ГПа, $E_2 = 21,9 \pm 0,6$ ГПа, $E_3 = 9,5 \pm 0,1$ ГПа; модули сдвига — $G_{12} = 4,9 \pm 0,3$ ГПа, $G_{13} = 4,2 \pm 0,2$ ГПа, $G_{23} = 3,7 \pm 0,2$ ГПа; коэффициенты Пуассона — $\mu_{12} = 0,16$, $\mu_{13} = 0,19$, $\mu_{23} = 0,18$. Прочностные свойства GFRP следующие: при растяжении — $F_{1t} = 403 \pm 14$ МПа, $F_{2t} = 304 \pm 10$ МПа; при сжатии — $F_{3c} = 480 \pm 15$ МПа.

Удельную теплоемкость стеклопластика $C = 940$ Дж/(кг·°С) определили на изотермическом калориметре TAM Air (TA Instruments, США). Полученное значение хорошо согласуется с данными [10, 12, 30].

2.2. Образцы для циклических испытаний вырезали из листа стеклопластика таким образом, чтобы направление основы совпадало с осью образца. Клиновидная форма образца (рис. 4) позволила получить по-

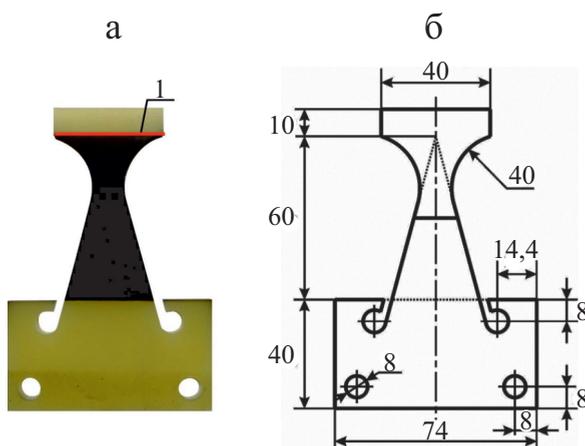


Рис. 4. Фотография (а) и рисунок (б) образца для испытаний на знакопеременный изгиб. Линия 1 — линия приложения силы.

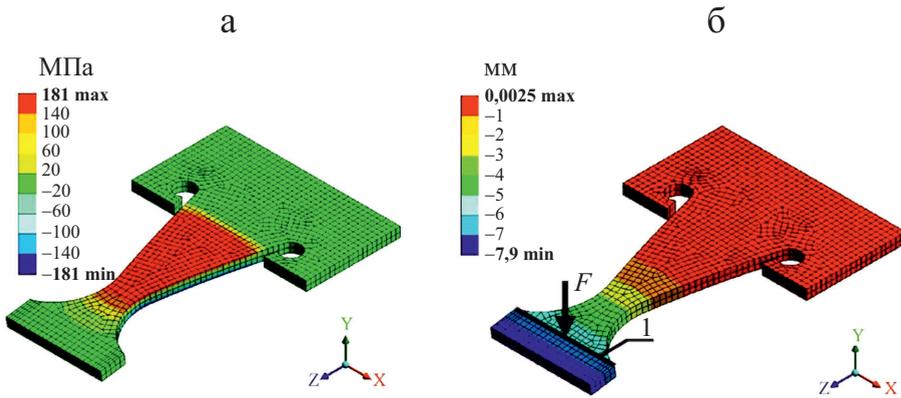


Рис. 5. Численно рассчитанные главные напряжения (а) и распределение перемещений (б) в образце при амплитуде изгиба 7 мм. Линия 1 — линия приложения силы F .

стоянное значение изгибающих напряжений по всей длине его рабочей части. Геометрические параметры и размеры образца определяли путем конечно-элементного моделирования в программном обеспечении ANSYS Workbench. По результатам конечно-элементных расчетов приняли решение о смещении галтельной части образца внутрь захвата для обеспечения более равномерного распределения деформации на рабочей поверхности в районе захвата. Размеры образца выбирали исходя из предположения о том, что максимальная амплитуда напряжений не превышает половины предела прочности (см. раздел 1.1). На рис. 5 представлены численно полученные распределения перемещений и главных напряжений в образце при амплитуде изгиба 7 мм.

2.3. Экспериментальная установка. Испытания образцов из стеклопластика на циклический изгиб проводили на модернизированном электродинамическом вибростенде LDS V780 с установленным на нем специальным приспособлением [34]. Данная установка позволяет реализовать

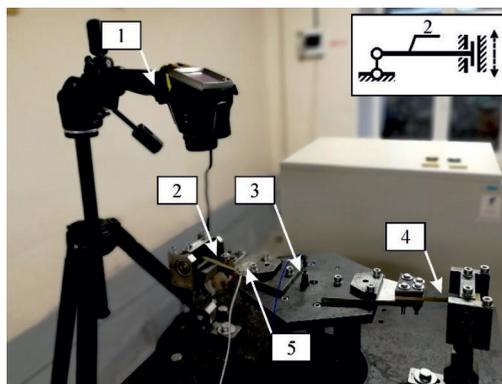


Рис. 6. Экспериментальная установка: 1 — термокамера; 2 — образец; 3 — акселерометр; 4 — вспомогательный образец; 5 — датчик нагрузки

знакопеременный изгиб консольных плоских образцов путем приложения поперечной нагрузки в заданной точке через цилиндрический шарнир (рис. 6).

Принцип работы экспериментальной установки следующий. Два образца симметрично закрепляли в специальных захватах четырьмя болтами М8 с моментом затяжки 20 Н·м. Для регистрации процесса уменьшения жесткости в силу накопления микрповреждений и саморазогрева в один из зажимов встроены датчик нагрузки. Толщину измерительного элемента зажима выбирали из условия, что относительная деформация на поверхности должна быть менее 0,03%. Сигнал возбуждения измеряли пьезоэлектрическим акселерометром ВСР Т333В32 (с чувствительностью 100 мВ/г), подключенным к системе управления.

2.4. Методика испытаний на саморазогрев. Циклические испытания провели при частоте 10, 15 и 20 Гц и амплитуде колебаний 4, 5, 6 и 7 мм. Частоту колебаний выбирали исходя из возможностей испытательного оборудования. Для каждой комбинации амплитуды и частоты испытали по три образца с регистрацией изменения их жесткости и температуры. Полученные результаты усредняли.

На рис. 7 приведены зависимости нагрузка—время $P-t$, полученные датчиком нагрузки при частоте 15 Гц и амплитудах 4—7 мм. Зависимости нагрузка—время при других частотах и амплитудах аналогичны. Изменение жесткости образцов характеризовало процесс накопления рассеянных микрповреждений и саморазогрев композита. При максимальной амплитуде колебаний изменение жесткости не превышало 10%, тогда как в остальных случаях наблюдали изменение не более 5%. Максимальные напряжения в рабочей части образца определили по стандартной балочной формуле

$$\sigma = \frac{Pl}{W_x} = \frac{6Pl}{b\delta^2}, \quad (11)$$

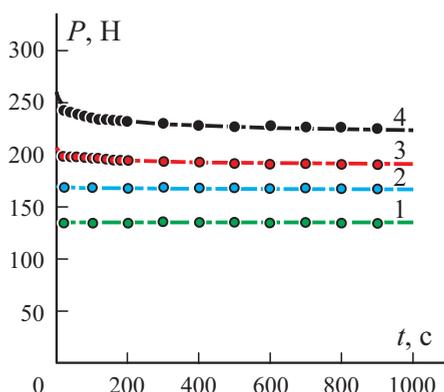


Рис. 7. Зависимости нагрузка—время $P-t$, полученные при частоте 15 Гц и амплитуде 4 (1); 5 (2); 6 (3); 7 мм (4). Подгоночные кривые: зеленая — $P(t) = -0,02 \ln(t) + 135,6$; голубая — $P(t) = -0,58 \ln(t) + 171,5$; красная — $P(t) = -2,295 \ln(t) + 207,3$; черная — $P(t) = -5,089 \ln(t) + 259,66$.

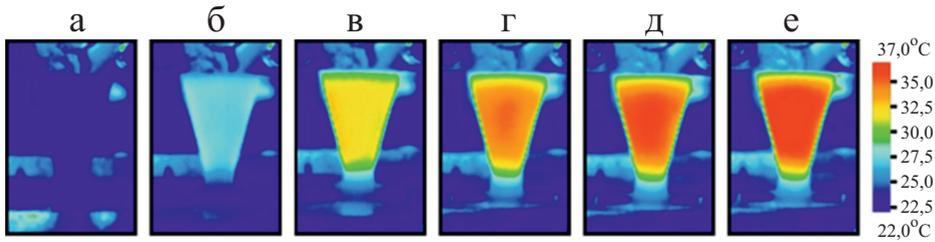


Рис. 8. Поле температуры на поверхности образца в моменты времени 0 (а); 60 (б); 120 (в); 180 (г); 240 (д); 300 с (е) при изгибе с амплитудой 7 мм (напряжение 172 МПа) и частоте 20 Гц.

где P — сила, полученная на силоизмерителе; l и b — длина и ширина образца соответственно. В начальный момент циклических испытаний напряжение на образцах было равно 95, 120, 145 и 172 МПа при амплитуде колебаний 4, 5, 6 и 7 мм соответственно. При этих условиях максимальные напряжения не превышали 1/3 предела прочности стеклопластика при растяжении.

Поверхность образцов покрыли черной матовой краской для снижения их отражательной способности. Тепловизор Testo 882 устанавливали на штатив; скорость съемки — шесть кадров в минуту, продолжительность эксперимента $t = 900$ с. Все термограммы обработали в программе Testo IR [35].

2.5. Результаты циклических испытаний на знакопеременный изгиб.

На рис. 8 показано распределение температуры на поверхности образца из стеклопластика при амплитуде 7 мм (напряжение 172 МПа) и частоте 20 Гц в разные моменты времени. Видно, что выбранная форма образца позволила добиться равномерного тепловыделения практически по всей рабочей части образца.

При обработке термограмм для всех образцов выбирали одну и ту же точку в центре рабочей части и строили кривые изменения температуры во времени. Приращения температуры усредняли по трем образцам для каждой частоты и амплитуды. Усредненные кривые саморазогрева образцов из стеклопластика для всех амплитуд и частот колебаний представлены на рис. 9. Во всех случаях зависимость изменения температуры от времени имела два ярко выраженных участка. В течение первых 200—250 с происходило быстрое увеличение температуры, а затем наблюдали установившийся режим, при котором температура практически не изменялась. Чем выше частота колебаний, тем больше повышение температуры образца. Максимальное изменение температуры составило 14 °С при частоте 20 Гц и амплитуде колебаний 7 мм (см. рис. 9—а—в).

Снижение температуры по достижении максимального значения на некоторых кривых (см. рис. 9) наблюдали только в испытаниях с высокими частотами и амплитудами, которое могло быть связано с теплопередачей от внешних слоев к внутренним при переходе к стационарному режиму. Та-

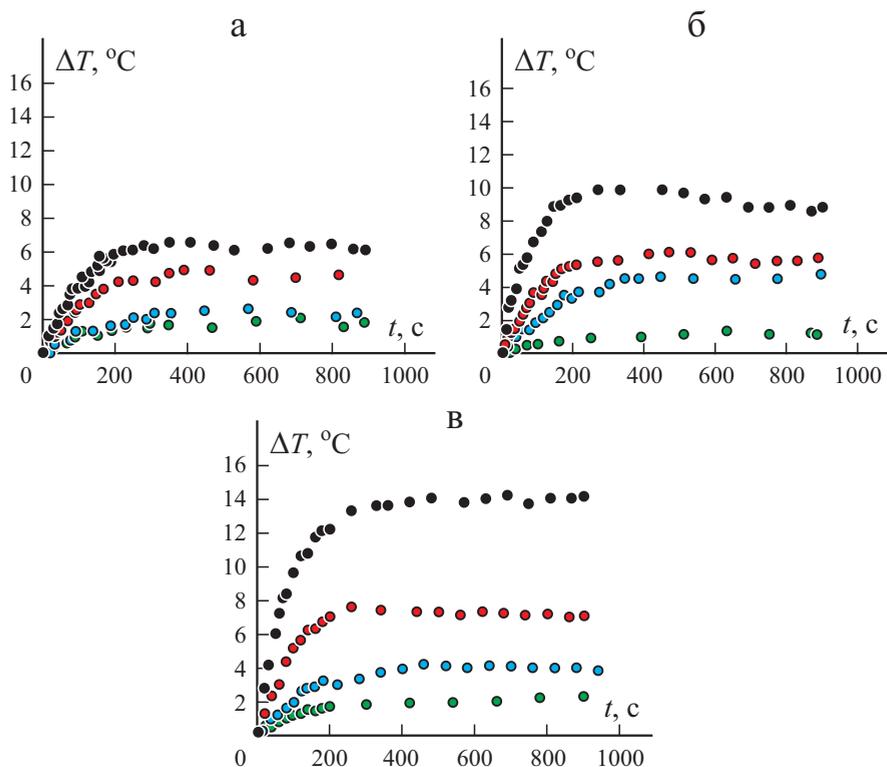


Рис. 9. Увеличение температуры ΔT со временем t при циклическом знакопеременном изгибе образцов стеклопластика с частотой 10 (а); 15 (б); 20 Гц (в) с разной амплитудой. Зеленые, голубые, красные и черные кружки соответствуют амплитуде 4, 5, 6 и 7 мм.

ким образом, эти случаи можно рассматривать как запас для предлагаемой модели.

2.6. Определение коэффициента конвекции стеклопластика при циклическом нагружении. В [36] приведено значение коэффициента кон-

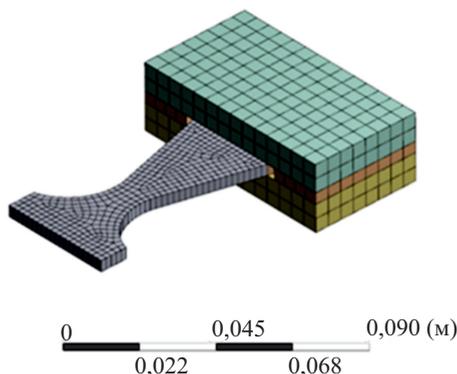


Рис. 10. Конечно-элементная модель образца для моделирования охлаждения.

Табл. 1

Термические свойства материалов образца и захватов

Параметр	Образец	Захват
	GFRP	Сталь
Плотность, кг/м ³	1760	7850
Удельная теплоемкость, Дж/(кг·°C)	940	434
Изотропная теплопроводность, Вт/(м·°C)	0,36	60,5

векции воздух—гладкая поверхность при продольном обтекании воздуха в нормальных условиях:

$$\alpha(V) = 5,6 + 4,0V, \quad (12)$$

где V — скорость обтекания. При поперечных колебаниях максимальная скорость воздушного потока при циклическом изгибе образца равна $V = 2\pi fA$, где f и A — частота и амплитуда колебаний соответственно. Высокочастотный знакопеременный изгиб сопровождается вихревыми явлениями, не соответствующими условиям продольного обдува. В литературных источниках отсутствуют сведения о теплообмене при поперечных колебаниях. По этой причине коэффициент конвекции определяли путем решения обратной задачи охлаждения образца при поперечных колебаниях.

Образец закрепляли только на подвижной части вибратора, а затем нагревали до 90 °C. Нагретый образец испытывали при разных амплитудах и частотах колебаний. Тепловизор измерял температуру образца в ходе охлаждения. Полученные кривые изменения температуры в зависимости от времени использовали в качестве исходных данных для численного моделирования.

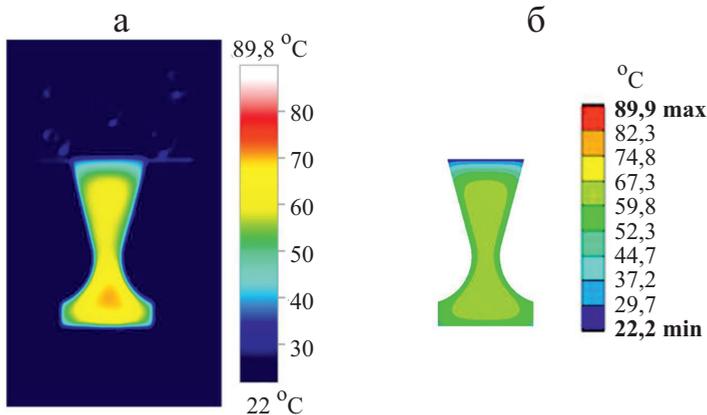


Рис. 11. Экспериментальное (а) и расчетное (б) поле температуры на образце.

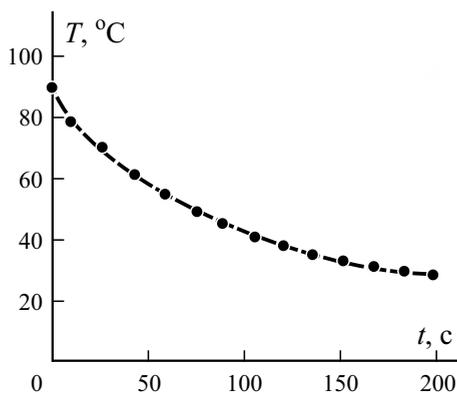


Рис. 12. Расчетная кривая температура—время $T-t$ (---) и экспериментальные значения (\bullet).

Для определения коэффициента конвекции образца стеклопластика при разных амплитудах и частотах колебаний была построена численная конечно-элементная модель (рис. 10). Анализ переходных процессов выполнили с помощью программного обеспечения ANSYS Workbench Transient Thermal. Термические свойства образца и захватов приведены в табл. 1. Температуру металлических захватов приняли равной температуре окружающей среды $22\text{ }^{\circ}\text{C}$, поскольку экспериментально установлено, что повышение их температуры при разогреве образца незначительно.

В соответствии с данными эксперимента температуру образца в начальный момент установили равной $90\text{ }^{\circ}\text{C}$. Теплоотдачу в окружающую среду задали на всех свободных поверхностях образца. Для упрощения модели отверстия, через которые образец закрепляли в захватах, были исключены. Расчетную продолжительность охлаждения выбрали равной 300 с . На рис. 11 проведено сравнение экспериментальных и расчетных полей температуры на поверхности образца в начальный момент. Видно, что распределение температуры в рабочей части равномерное.

Совпадение расчетных и экспериментальных кривых зависимости температуры от времени достигли путем варьирования эффективного коэффициента конвекции для четырех частот колебаний и четырех разных амплитуд. На рис. 12 показана расчетная кривая температура—время $T-t$ с реальными тестовыми измерениями для частоты 20 Гц и амплитуды 5 мм .

Расчеты показали, что эффективный коэффициент конвекции линейно зависит от скорости колебаний и изменяется в пределах от 12 до $50\text{ Вт}/(\text{м}^2\cdot^{\circ}\text{C})$. Полученные значения значительно превышают условный коэффициент $\alpha = 5,6\text{ Вт}/(\text{м}^2\cdot^{\circ}\text{C})$ [36, 37], использованный в [25] при расчетах саморазогрева образцов из стеклопластика при циклическом растяжении. Рассчитанные значения коэффициента конвекции аппроксимировали с помощью линейной зависимости, аналогичной уравнению (12) (рис. 13):

$$\alpha_{\text{eff}}(V) = 12 + 40,7V. \quad (13)$$

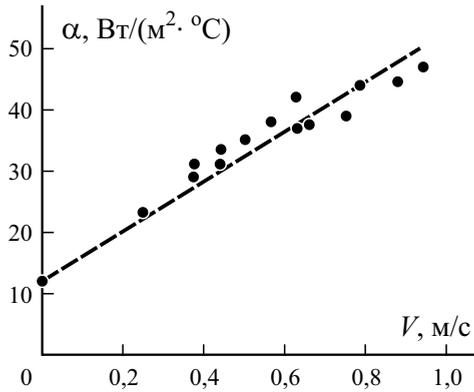


Рис. 13. Зависимость эффективного коэффициента конвекции α от скорости колебаний V : точки — расчет; линия — аппроксимация линейной зависимостью (13).

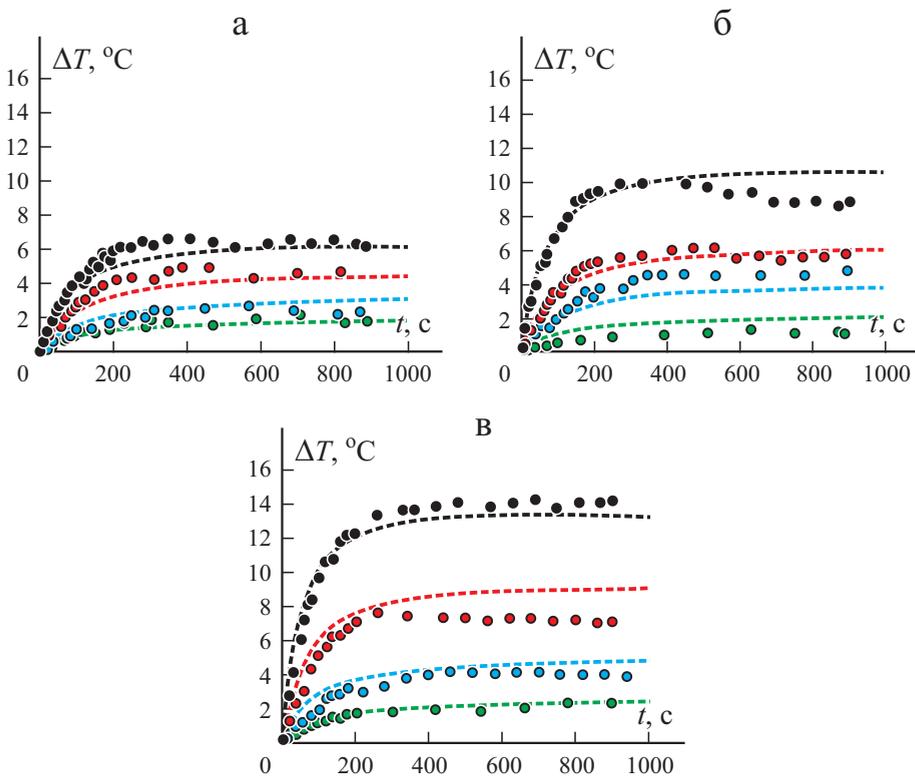


Рис. 14. Сравнение экспериментальных (●) и расчетных (---) зависимостей увеличения температуры со временем $\Delta T-t$ образцов стеклопластика при циклическом знакопеременном изгибе с частотой 10 (а); 15 (б); 20 Гц (в) с разными амплитудами. Зеленые, голубые, красные и черные кружки и линии соответствуют амплитуде 4, 5, 6 и 7 мм.

3. Сравнение экспериментальных и расчетных кривых саморазогрева

При расчете посредством уравнения (6) использовали значения физико-механических свойств стеклопластика (см. раздел 1.1), зависимости коэффициента потерь от напряжений (см. раздел 1.2) и коэффициента конвекции от скорости колебаний (см. раздел 2.6). На рис. 14 представлены расчетные кривые саморазогрева $\Delta T-t$ и экспериментальные значения для образцов из стеклопластика при знакопеременном изгибе.

Модель предсказала установившийся режим саморазогрева в интервале от 200 до 250 с на частотах от 10 до 20 Гц соответственно, что хорошо согласуется с экспериментальными данными. В то же время практически во всех случаях аналитическая модель предсказывала температуру в установившемся режиме на 2—6 °С выше, чем в эксперименте (табл. 2). Такое расхождение может быть обусловлено влиянием различных факторов. Прежде всего, модель разработали в предположении о том, что энергия гистерезиса полностью преобразуется в тепловую энергию.

Важно отметить, что коэффициент конверсии теплообразования k , представляющий собой отношение механической энергии, преобразованной в тепло, в [31] приняли равным 0,8, тогда как в [38] использовали $k = 0,5$. По этой причине провели дополнительное расчетное исследование и варьировали параметр коэффициента конверсии теплообразования. В настоящей работе наилучшее совпадение расчетных и экспериментальных данных для всех тестовых частот и амплитуд наблюдали при $k = 0,6$

Табл. 2

Экспериментальные результаты и расчетные значения, полученные при разных значениях коэффициента конверсии теплообразования

Частота, Гц	Амплитуда, мм	Максимальное увеличение температуры ΔT , °С			
		Эксперимент	Модель		
			оригинальная ($k = 1,0$)	модифицированная ($k = 0,6$)	модифицированная ($k = k(A, f)$)
10	4	1,8	3,9	2,4	1,6
	5	2,3	6,6	3,9	2,7
	6	4,6	9,5	5,7	3,9
	7	6,1	12,6	7,5	5,5
15	4	1,1	4,4	2,7	1,8
	5	4,5	7,4	4,5	3,4
	6	5,8	10,0	6,0	5,5
	7	8,8	14,8	8,9	10,1
20	4	2,3	4,4	2,6	2,1
	5	4,0	7,0	4,2	4,4
	6	7,1	10,3	6,2	8,9
	7	14,1	11,6	6,9	13,6

(см. данные табл. 2). В то же время можно сделать вывод о том, что коэффициент конверсии теплообразования нелинейно зависит от амплитуды и частоты. С увеличением амплитуды колебаний возросло количество микрповреждений в материале, таких как расслоения и трещины. Кроме того, увеличение частоты колебаний приводит к увеличению количества энергии, выделяемой за счет сухого трения (дополнительного теплообразования на вновь образованных поверхностях). При сопоставлении расчетных данных с экспериментальными была получена аппроксимационная зависимость для коэффициента конверсии теплообразования

$$k(A, f) = 2,06(2\pi fA)^2 - 1,23(2\pi fA) + 0,63. \quad (14)$$

Максимальное значение повышения температуры, рассчитанное с учетом уравнения (14), также приведено в табл. 2. На рис. 14 представлены кривые самонагрева, рассчитанные с учетом $k = k(A, f)$ при частотах 10, 15 и 20 Гц и амплитудах 4, 5, 6 и 7 мм.

Видно, что введение зависимости коэффициента конверсии теплообразования от частоты и амплитуды позволяет существенно уменьшить различия между экспериментальной и расчетной максимальными температурами самонагрева. Отметим, что коэффициент конверсии теплообразования k также может компенсировать ошибки, связанные с определением коэффициента потерь.

Заключение

В работе представлены расчетные и экспериментальные результаты исследования кинетики саморазогрева стеклопластика при циклическом знакопеременном изгибе. По результатам работы можно сделать следующие выводы.

1. Аналитическую модель, основанную на уравнениях теплового баланса, адаптировали для циклического знакопеременного изгиба. Модель учитывает влияние амплитуды и частоты колебаний, а также наличие конвективного теплообмена между композитом и окружающей средой.

2. Коэффициент потерь для стеклопластика определили с использованием аппроксимации Рамберга—Осгуда диаграммы статического напряжения—деформации. Установлено, что коэффициент потерь при знакопеременном изгибе вдвое больше, чем при повторном растяжении.

3. Образец клиновидной формы был разработан для изучения кинетики саморазогрева композита при циклическом знакопеременном изгибе. Клиновидная форма позволила добиться равномерного распределения температуры в рабочей части образца.

4. Экспериментально установлено, что коэффициент конвекции существенно зависит от скорости колебаний. Он изменялся почти линейно от 12 до 50 Вт/(м²·°C) при изменении скорости колебаний от 0 до 1 м/с соответственно.

5. Сравнение расчетных и экспериментальных кривых саморазогрева показало, что разработанная модель предсказывает более высокую скорость саморазогрева, чем наблюдали в экспериментах. Наилучшего соответствия расчетных и экспериментальных кривых саморазогрева достигли при введении в модель коэффициента конверсии теплообразования, нелинейно зависящего от амплитуды и частоты. Ошибка предсказания посредством модифицированной модели (см. табл. 2) во всех случаях не превышала 2 °С.

На следующем этапе исследований планируется экспериментальное определение коэффициента потерь и коэффициента конверсии теплообразования как при знакопеременном, так и при пульсирующем изгибе.

Работа выполнена при финансовой поддержке Российского научного фонда (проект №. 18-19-00377).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Barbero E. J. Introduction to Composite Materials Design. — N. Y.: CRC Press, 1998.
2. Voudouris G., Maio D. D., and Sever I. A. Experimental fatigue behaviour of CFRP composites under vibration and thermal loading // Int. J. Fatigue. — 2020. — Vol. 140, No. 105791.
3. Shojaei A. K. and Volgers P. Fatigue damage assessment of unfilled polymers including self-heating effects // Int. J. Fatigue. — 2017. — Vol. 100. — P. 367—376.
4. Katunin A. Thermal fatigue of polymeric composites under repeated loading // J. Reinf. Plast. Compos. — 2012. — Vol. 31, No. 15. — P. 1037—1044.
5. Goel A., Chawla K. K., Vaidya U. K., Chawla N. and Koopman M. Characterization of fatigue behavior of long fiber reinforced thermoplastic (LFT) composites // Mater. Characterization. — 2009. — Vol. 60, No. 6. — P. 537—544.
6. Oldyrev P. P. Long-cycle fatigue of a glass-plastic under soft and stiff load // Mech. Compos. Mater. — 1981. — Vol. 17. — P. 142—150.
7. Oldyrev P. P. Self-heating and failure of plastics under cyclic loading // Mekh. Polimer. — 1967. — No. 3. — P. 483—492.
8. Bellenger V., Tcharkhtchi A., and Castaing Ph. Thermal and mechanical fatigue of a PA66/glass fibers composite material // Int. J. Fatigue. — 2006. — Vol. 28, No. 10. — P. 1348—1352.
9. Kenny J. M. and Marchetti M. Elasto-plastic behavior of thermoplastic composite laminates under cyclic loading // Compos. Struct. — 1995. — Vol. 32. — P. 375—382.
10. Lahuerta F., Nijssen R. P. L., van der Meer F. P., and Sluys L. J. Experimental-computational study towards heat generation in thick laminates under fatigue loading // Int. J. Fatigue. — 2015. — Vol. 80. — P. 121—127.
11. Katunin A. and Fidali M. Self-heating of polymeric laminated composite plates under the resonant vibrations: Theoretical and experimental study // Polym. Compos. — 2012. — Vol. 33, No. 1. — P. 138—146.
12. Katunin A. Analysis of influence of fibre type and orientation on dynamic properties of polymer laminates for evaluation of their damping and self-heating // Sci. Eng. Compos. Mater. — 2017. — Vol. 24, No. 3. — P. 387—399.
13. Mortazavian S. and Fatemi A. Fatigue behavior and modeling of short fiber reinforced polymer composites including anisotropy and temperature effects // Int. J. Fatigue. — 2015. — Vol. 77. — P. 12—27.

14. *Naderi M. and Khonsari M. M.* Thermodynamic analysis of fatigue failure in a composite laminate // *Mech. Mater.* — 2012. — Vol. 46. — P. 113—122.
15. *Clay S. B. and Knoch P. M.* Experimental results of fatigue testing for calibration and validation of composite progressive damage analysis methods // *J. Compos. Mater.* — 2017. — Vol. 51, No. 15. — P. 2083—2100.
16. *Huang J., Li C., and Liu W.* Investigation of internal friction and fracture fatigue entropy of CFRP laminates with various stacking sequences subjected to fatigue loading // *Thin-Walled Struct.* — 2020. — Vol. 155, No. 106978.
17. *Esmaeillou B., Ferreira P., Bellenger V., and Tcharkhtchi A.* Fatigue behavior of polyamide 66/glass fiber under various kinds of applied load // *Polym. Compos.* — 2012. — Vol. 33, No. 4. — P. 540—547.
18. *Ueki Y.* High-speed bending-fatigue testing of composite materials // *IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng.* — 2018. — Vol. 388, No. 1. — P. 012008.
19. *Muller L., Roche J.-M., Hurmane A., Peyrac C., and Gornet L.* Experimental monitoring of the self-heating properties of thermoplastic composite materials during tensile and cyclic tests, // *MATEC Web of Conf.* — 2018. — Vol. 165. — P. 07003.
20. *Mortazavian S., Fatemi A., Mellott S. R., and Khosrovaneh A.* Effect of cycling frequency and self-heating on fatigue behavior of reinforced and unreinforced thermoplastic polymers // *Polym. Eng. Sci.* — 2015. — Vol. 55, No. 10. — P. 2355—2367.
21. *Gornet L., Westphal O., Burtin C., Bailleul J.-L., Rozycki P., and Stainier L.* Rapid determination of the high cycle fatigue limit curve of carbon fiber epoxy matrix composite laminates by thermography methodology: tests and finite element simulations // *Procedia Eng.* — 2013. — Vol. 66. — P. 697—704.
22. *Adam T. J. and Horst P.* Fatigue damage and fatigue limits of a GFRP angle-ply laminate tested under very high cycle fatigue loading // *Int. J. Fatigue.* — 2017. — Vol. 99, No. 1. — P. 202—214.
23. *Harizi W., Azzouz R., Martins A. T., Hamdi K., Aboura Z., and Khellil K.* Electrical resistance variation during tensile and self-heating tests conducted on thermoplastic polymer-matrix composites // *Compos. Struct.* — 2019. — Vol. 224. — P. 111001.
24. *Ratner S. B. and Korobov V. I.* Self-heating of plastics during cyclic deformation // *Mekh. Polimer.* — 1965. — Vol. 1. — P. 93—100.
25. *Sapozhnikov S. B., Shabley A. A., and Ignatova A. V.* Predicting the kinetics of hysteretic self-heating of GFRPs under high-frequency cyclic loading // *Compos. Struct.* — 2019. — Vol. 226, No. 15. — P. 111214.
26. *Katunin A. and Wronkiewicz A.* Characterization of failure mechanisms of composite structures subjected to fatigue dominated by the self-heating effect // *Compos. Struct.* — 2017. — Vol. 180. — P. 1—8.
27. *Katunin A.* Domination of self-heating effect during fatigue of polymeric composites // *Procedia Struct. Integrity.* — 2017. — Vol. 5. — P. 93—98.
28. *Katunin A.* Evaluation of criticality of self-heating of polymer composites by estimating the heat dissipation rate // *Mech. Compos. Mater.* — 2018. — Vol. 54, No. 1. — P. 53—60.
29. *Mahmoudi A. and Mohammadi B.* On the evaluation of damage-entropy model in cross-ply laminated composites // *Eng. Fracture Mech.* — 2019. — Vol. 219. — P. 106626.
30. *Lahuerta F., Westphal T., and Nijssen R. P. L.* Self-heating forecasting for thick laminate specimens in fatigue // *J. Physics: Conf. Ser.* — 2014. — Vol. 555. — P. 012062.
31. *Katunin A.* Finite element simulation of self-heating effect and thermal fatigue of viscoelastic polymer composites // *Computer Methods Mater. Sci.* — 2012. — Vol. 12, No. 3. — P. 225—230.

32. *Mahmoudi A. and Mohammadi B.* Theoretical-experimental investigation of temperature evolution in laminated composites due to fatigue loading // *Compos. Struct.* — 2019. — Vol. 225. — P. 110972.

33. *Ramberg W. and Osgood W. R.* Description of stress-strain curves by three parameters // Technical Note No. 902, National Advisory Committee for Aeronautics, Washington DC (1943).

34. *Erpalov A. V. and Peshkov R. A.* Probabilistic-based fatigue damage estimation of switching stationary gaussian random time histories // A. A. Radionov and V. R. Gasiyarov (eds), Proc. 6th Int. Conf. on Industrial Eng. (ICIE 2020), Lecture Notes in Mech. Eng., Springer, Cham, Switzerland — 2021. — P. 527—536.

35. URL: <https://www.testo.com/en/products/thermography-irsoft> (date of reference: 07.09.2021)

36. *Kuehling H.* Physics Handbook [in Russian]. — Moscow: Mir, 1985.

37. *Stöcker H.*, Taschenbuch der Physik: Formeln, Tabellen, Übersichten [in Deutsch]. — Frankfurt am Main: Wissenschaftlicher Verlag Harri Deutsch, 2005.

38. *Rittel D. and Rabin Y.* Investigation of the heat generated during cyclic loading of two glassy polymers. Part II: Thermal analysis // *Mech. Mater.* — 2000. — Vol. 32, No. 3. — P. 149—159.

Поступила в редакцию 20.04.2022

Окончательный вариант поступил 11.07.2022

Received Apr. 20, 2022 (July 11, 2022)
