Писарев, В.С. Экспериментальное определение величин раскрытия берегов искусственного надреза при растяжении композитной пластины с отверстием / В.С. Писарев, С.И. Елеонский. – DOI: 10.15593/perm.mech/2025.4.11 // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Механика. – 2025. – № 4. – С. 139–153.

Perm Polytech Style: Pisarev V.S., Eleonsky S.I. Experimental determination of artificial notch opening displacements for tension of composite plate with a hole. *PNRPU Mechanics Bulletin,* 2025, no. 4, pp. 139-153. DOI: 10.15593/perm.mech/2025.4.11

пермский политех

ВЕСТНИК ПНИПУ. МЕХАНИКА
№ 4, 2025
PNRPU MECHANICS BULLETIN
https://ered.pstu.ru/index.php/mechanics/index



Научная статья

DOI: 10.15593/perm.mech/2025.4.11
УДК 639.3

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВЕЛИЧИН РАСКРЫТИЯ БЕРЕГОВ ИСКУССТВЕННОГО НАДРЕЗА ПРИ РАСТЯЖЕНИИ КОМПОЗИТНОЙ ПЛАСТИНЫ С ОТВЕРСТИЕМ

В.С. Писарев, С.И. Елеонский

Центральный аэрогидродинамический институт имени профессора Н.Е. Жуковского, Жуковский, Российская Федерация

О СТАТЬЕ

Получена: 22 мая 2025 г.
Одобрена: 26 сентября 2025 г.
Принята к публикации: 30 сентября 2025 г.

Ключевые слова:

композиционные материалы, экспериментальная механика разрушения, искусственный надрез, раскрытие надреза, электронная спекл-интерферометрия.

АННОТАЦИЯ

Представлены результаты определения величин раскрытия искусственного надреза, моделирующего трещину в реальном композиционном материале, с помощью метода электронной спекл-интерферометрии (ESPI). Главная особенность представленного подхода заключается в том, что прецизионные оптико-интерференционные измерения величин раскрытия проводятся непосредственно на берегах надреза. Визуализированы картины интерференционных полос высокого качества, вызванные локальным удалением материала между двумя экспозициями. Полученные данные обеспечивают количественное описание полей чисто деформационных перемещений, как в «ближнем поле», так и в дальней окрестности вершины надреза. На этой основе построены распределения раскрытия надреза по его длине при растяжении прямоугольной композитной пластины с отверстием. Надрез состоит из двух ветвей, которые направлены в противоположных направлениях от точек пересечения контура отверстия и короткой оси симметрии прямоугольной пластины. Растягивающая нагрузка действует перпендикулярно линии надреза. Показано, что последовательность нанесения двустороннего надреза практически не влияет на результаты измерений компонент перемещений. Экспериментальные данные получены для надрезов различной длины при различных уровнях внешней нагрузки. Построены зависимости средних значений раскрытия надреза в его начальных точках от усредненной длины надреза и величин внешних растягивающих напряжений. Полученные зависимости, демонстрируют явную нелинейность процесса деформирования в нерегулярной зоне образцов как при изменении длины надреза, так и внешней нагрузки. Приведенные данные представляют значительный интерес с точки зрения верификации расчетных методов, используемых при определении параметров механики разрушения для трещин в композитных конструкциях.

© **Писарев Владимир Сергеевич** – к. т. н., в. н. с., отделения статической и тепловой прочности центра прочности летательных аппаратов, e-mail: VSP5335@mail.ru.
Елеонский Святослав Игоревич – к. т. н., с. н. с., отделения статической и тепловой прочности центра прочности летательных аппаратов, e-mail: juzzepka@mail.ru.

Vladimir S. Pisarev – Candidate of Technical Sciences, Leading Researcher, TsAGI FAU, e-mail: VSP5335@mail.ru.
Svyatoslav I. Eleonsky – Candidate of Technical Sciences, Senior Researcher, TsAGI FAU, e-mail: juzzepka@mail.ru.

Эта статья доступна в соответствии с условиями лицензии Creative Commons Attribution-NonCommercial 4.0 International License (CC BY-NC 4.0)
This work is licensed under a Creative Commons Attribution-NonCommercial 4.0 International License (CC BY-NC 4.0)

EXPERIMENTAL DETERMINATION OF ARTIFICIAL NOTCH OPENING DISPLACEMENTS FOR TENSION OF COMPOSITE PLATE WITH A HOLE

V.S. Pisarev, S.I. Eleonsky

Central Aero-Hydrodynamics Institute named after N.E. Zhukovsky, Zhukovsky, Russian Federation

ARTICLE INFO

Received: 22 May 2025
Approved: 26 September 2025
Accepted for publication:
30 September 2025

Keywords:

composite materials, experimental fracture mechanics, artificial notch, notch opening, electronic speckle-pattern interferometry.

ABSTRACT

The results of determining the opening values of an artificial notch, which simulates a crack in a real composite material by using the electronic speckle interferometry (ESPI) method are presented. The main feature of the presented approach is that precision optical interference measurements of the opening values are carried out directly on the borders of the notch. High-quality interference fringe patterns caused by local removal of material between two exposures are visualized. The data obtained provide a quantitative description of the fields of purely deformational displacements, both in the "close field" and in the far vicinity of the notch top. On this basis, the distribution of the notch opening along its length is constructed when a rectangular composite plate with a hole is stretched. The notch consists of two branches that are directed in opposite directions from the intersection points of the contour of the hole and the short symmetry axis of the rectangular plate. The tensile load acts perpendicular to the notch line. It is shown that the sequence of applying a two-sided notch has practically no effect on the measurement results of the displacement components. Experimental data were obtained for notches of different lengths at different levels of external load. The dependences of the notch opening average values at notch initial points on the notch average length and the values of external tensile stresses are constructed. The obtained dependences demonstrate the obvious nonlinearity of the deformation process in the irregular zone of the coupons, both with a change in the length of the notch and the external load. These data are of considerable interest from the point of view of verifying the calculation methods used to determine the parameters of fracture mechanics for cracks in composite structures.

Введение

Аналитические и расчетные методы определения параметров механики разрушения для трещин, распространяющихся в металлических, как стандартных образцах, так и элементах конструкций достигли высокой степени совершенства [1–7]. Коэффициенты интенсивности напряжений (КИН), используемые для характеристики сингулярности упругого поля напряжений в окрестности вершины трещины, поддаются аналитическому анализу для достаточно простых геометрий при определенных схемах приложения внешней нагрузки [3–7]. В силу указанной причины для оценки величин КИН и Т-напряжений в элементах конструкций сложной формы применяются вычислительные технологии [8–16]. Экспериментальные методы, показавшие высокую надежность и эффективность, также получили широкое распространение [17–28]. Большинство этих подходов основано на измерении полей перемещений и напряжений в окрестности вершины трещины оптико-интерференционными методами.

Типичная процедура, относящаяся к определению КИН и Т-напряжений по данным оптико-интерференционных измерений, как полей напряжений (голографическая фотоупругость), так и полей тангенциальных компонент перемещений (методы Муара, ESPI, корреляции цифровых изображений (DIC)), которые извлекаются на близком и/или удаленном расстоянии от вершины трещины, включает следующие основные этапы. Во-первых, необходимо получить исходные экспериментальные данные для значительного числа точек измерений до и после нагружения образца с трещиной фиксированной длины. Это число может достигать нескольких сотен (фотоупругость, муаровые методы, ESPI) или нескольких тысяч (DIC) точек. Во-вторых, необходимо выбрать аналитическую функцию, которая способна описывать искомые поля напряжений и/или перемещений количественным образом. Значения этой функции, полученные для всех реперных точек, должны быть сопоставлены с соответствующими измеренными параметрами, что позволяет получить значения SIF и Т-напряжений. Большинство подходов для достижения этой цели основаны на различных версиях метода наименьших квадратов. Наиболее широко используется представление полей компонент перемещений и напряжений в окрестности вершины трещины в виде асимптотического разложения М. Уильямса [14–16; 27; 28].

Описанная выше методика имеет ряд очевидных недостатков. Первый из них заключается в использовании большого количества точек измерения. На данный момент это никак не влияет на сложность экспериментальной процедуры. Наличие высококачественных цифровых камер с высоким разрешением, а также надежных алгоритмов и программного обеспечения для быстрого сбора и обработки больших массивов экспериментальных данных практически устраняет все технические проблемы, связанные с получением исходной информации для большого количества точек с приемлемой точностью. Проблема заключается в том, что точки измерения, которые расположены на различных расстояниях от вершины трещины, дают исходные данные различной информативности. Информационная ценность увеличива-

ется при уменьшении расстояния от каждой конкретной точки измерения до вершины трещины. Разница в информационной ценности может негативно сказаться на точности конечных результатов.

Действительно, точки, расположенные в «дальнем поле», содержат информацию, которая в основном относится к достаточно однородным напряжениям и полям смещений. Такая информация не отличается высоким качеством в смысле надежного определения сингулярных параметров механики разрушения. С другой стороны, количество точек, расположенных на соответствующем расстоянии от вершины трещины, где можно получить надежную исходную информацию высокого качества, всегда ограничено. Более того, область, представляющая наибольший интерес, которая расположена в непосредственной близости от вершины трещины, практически не доступна для измерений. Это объясняется, во-первых, низкой корреляцией между исходным состоянием поверхности объекта и деформированным состоянием той же поверхности, вызванным большими градиентами перемещений и, как следствие, значительными градиентами деформаций. Второй фактор связан с наличием пластической зоны в ближайшей окрестности вершины трещины. Эти утверждения в меньшей степени относятся к методу голографической фотоупругости, но данное обстоятельство нивелируется тем фактом, что измерения проводятся с использованием прозрачного оптически активного полиметилметакрилата, механические свойства которого существенно отличаются от свойств реальных металлических и композиционных материалов [27; 28]. Тем не менее в работе [28] вопрос рационального выбора позиции точек измерения обсуждается достаточно подробно, а однозначный ответ так и не получен.

Таким образом, традиционная процедура, основанная на оптико-интерференционных измерениях полей перемещений в окрестности трещины фиксированной длины при приложении внешней нагрузки между экспозициями, всегда требует преодоления ряда внутренних проблем. Первая из них связана с рациональным выбором количества и расположения точек измерения. Однако главная проблема заключается в том, что оптико-интерференционные методы (ESPI, DIC), пригодные для исследования металлических образцов, измеряют суммарные перемещения, которые состоят из смещений, удаленных от трещины частей нагружаемого элемента конструкции как жесткого целого, и чисто деформационных компонент перемещений, вызванных влиянием трещины. Достаточно очевидно, что «жесткие» смещения существенно превышают деформационные перемещения, уменьшая, таким образом, соотношение «полезный сигнал/шум» Применение метода DIC в «ближнем поле», то есть для измерения компонент перемещений непосредственно на берегах трещины практически невозможно. Это объясняется тем, что измерительная процедура требует нанесения на исследуемую поверхность массива черных точек, расположенных случайным образом. Поэтому экспериментальные данные, которые относятся к ближайшей окрестности вершины трещины, могут быть получены только на основе различных аппроксимационных процедур [20; 25; 26; 28].

Подобных проблем можно избежать, если изменить экспериментальную процедуру. А именно вместо измерения перемещений, возникающих в окрестности вершины трещины при изменении условий нагружения исследуемого объекта, определять перемещения, которые обусловлены нанесением искусственного надреза при постоянной внешней нагрузке [29]. Подобный подход представляет собой один из вариантов метода последовательного наращивания длины трещины (the crack compliance technique). Его сущность заключается в определении тангенциальных компонент перемещений, которые возникают при локальном удалении материала в форме узкого надреза между двумя экспозициями. Измерения деформационного отклика проводятся методом электронной спекл-интерферометрии. Исходная экспериментальная информация извлекается в пяти точках. Четыре из них расположены на берегах надреза, а пятая совпадает с его вершиной. На этой основе определяются четыре первых коэффициента разложения М. Уильямса, по которым вычисляются величины КИН и Т-напряжений. Наличие деформационных компонент перемещений, свободных от «жестких» смещений исследуемого объекта как целого тела, которые измеряются непосредственно на границах разреза, открывает новые возможности для определения параметров механики разрушения. Во-первых, этот факт означает, что нет необходимости в создании подробной численной модели, необходимой для интерпретации экспериментальных данных. Во-вторых, интерференционные полосы, регистрируемые вблизи вершины трещины, служат надежным индикатором реального типа исследуемого напряженного состояния.

Сопоставление теоретических и расчетных данных с соответствующими результатами, полученными с помощью экспериментальных методов, свидетельствует о наличии надежной методологии исследования параметров механики разрушения в конструкционных металлических материалах. Несколько иная ситуация имеет место применительно к описанию трещин в композиционных материалах. Дело в том, что количество задач механики разрушения для композиционных ортотропных материалов, решение которых можно представить в виде достаточно простых формул, как это имеет место для металлических сплавов [5], весьма ограничено [30].

Аналитические решения большинства проблем, связанных с определением параметров механики разрушения в композитных конструкциях даже самой простой геометрии, основаны на получении асимптотических выражений для бесконечных рядов, которые описывают напряженно-деформированное состояние в окрестности вершины трещины конечной длины, которая находится в бесконечной анизотропной плоскости [31–34]. Например, формулировка и решение задачи, основанные на анализе функции напряжений, используется для получения коэффициентов рядов, которые описывают поля

напряжений, деформаций и перемещений для трещин, нагружаемых по типу I и II, представлена в работе [31]. Эта статья содержит также сравнительный анализ аналитических и полуаналитических методов, которые широко используются при определении параметров механики разрушения для трещин в композиционных материалах. Также рассмотрено влияние членов разложения высокого порядка на определяемые величины T-напряжений. Следует также отметить, что все формулы, используемые для вычисления коэффициентов асимптотических разложений полей перемещений, деформаций и напряжений, получены для бесконечной анизотропной плоскости. Таким образом, влияние конечных размеров исследуемых образцов не учитывается.

Сравнительный анализ сопоставимых результатов, полученных экспериментальным и аналитическим путем, практически отсутствует. Дело в том, что наблюдается существенный дефицит экспериментальных данных, которые необходимы для надежной верификации как аналитических методов, так и численных алгоритмов. Экспериментальные подходы в большинстве случаев используют метод корреляции цифровых изображений (DIC) [35–39]. К сожалению, метрологические характеристики метода корреляции цифровых изображений ограничены внутренними проблемами, которые не обеспечивают прямые измерения тангенциальных компонент перемещений непосредственно на берегах трещины вследствие его корреляционной, а не интерференционной сущности. В данной работе предлагается для определения компонент перемещений в окрестности вершины трещины в композитных образцах, начало которой расположено на контуре сквозного отверстия, использовать модифицированную версию метода наращивания длины трещины [29]. Экспериментальные данные, относящиеся к данной задаче механики разрушения, в литературе отсутствуют. Имеются только аналитические решения, точность и надежность которых оценивается путем сравнения полученных данных с аналогичными результатами метода конечных элементов [31–34].

Объекты исследования и схема эксперимента

В качестве объектов исследования служат семь плоских прямоугольных образцов с размерами 180×30×4,8 мм, которые изготовлены из композиционного материала с продольно-поперечной укладкой типа $[0/90]_{6S}$. Все образцы, вырезанные из одного листа с размерами в плане 320×320 мм, имеют центральное сквозное отверстие диаметром $2r_0$ = 3,0 мм, как это показано на рис. 1. Первоначальные отверстия выполнены твердосплавным сверлом диаметром 2.75 мм и затем развернуты до окончательного диаметра $2r_0$ = 3,0 мм. Механические свойства ортотропного материала равны: E_1 = 73 100 МПа; E_2 = 73 100 МПа; G_{12} = 5300 МПа; $\nu_{12} = \nu_{21}$ = 0,25. Обобщенные механические характеристики композиционного материала определялись на основе итерационного численного анализа форм колебаний прямоугольных пластин, вызванных точечным импульсным ударом [40]. Вертикальная ось симметрии образцов совпадает с направлением продольного модуля упругости E_1.

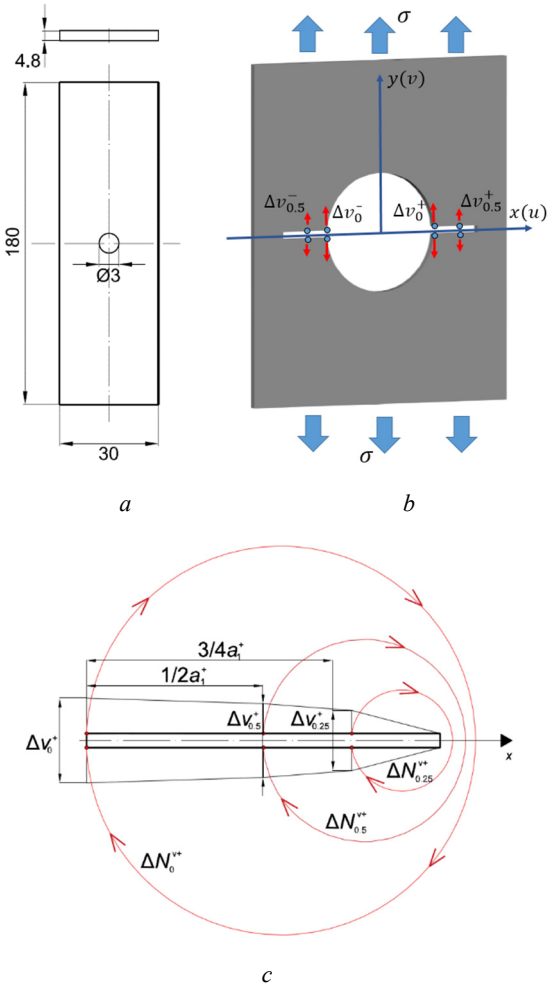


Рис. 1. Исследуемые образцы и экспериментальная процедура: *a* – чертеж; *b* – нанесение искусственного надреза после приложения номинальных напряжений σ; *c* – схема извлечения исходной экспериментальной информации

Fig. 1. Studied coupons and experimental procedure: *a* – drawing; *b* – inserting of artificial notch after applying remote stress σ; *c* – scheme of initial experimental information deriving

Для выполнения надреза при постоянной растягивающей нагрузке каждый образец устанавливается в захватах испытательной машины walter+bai ag, Type LFM-L 25, с диапазоном нагружения 0–25 кН. Важный момент состоит в том, что нагружающее устройство включено в оптическую схему интерферометра, как это показано на рис. 2. Ключевой особенностью, которая необходима для получения картин интерференционных полос высокого качества, является использование мобильного модуля. Подробное описание данного устройства, которое удаляется из оптической схемы интерферометра для нанесения надреза и затем с интерференционной точностью возвращается на исходную позицию, представлено в работе [29].

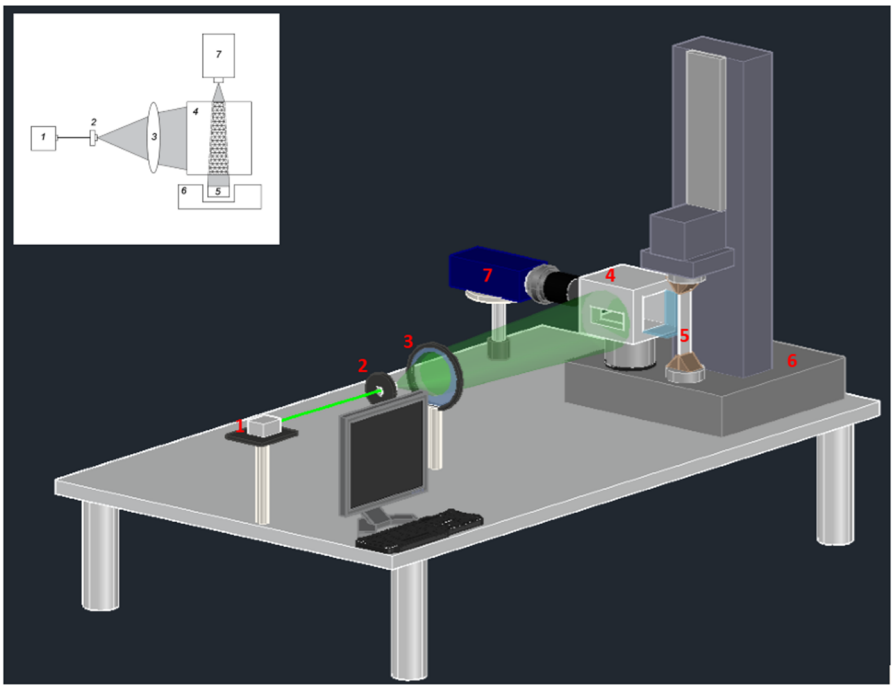


Рис. 2. Оптическая схема интерферометра: *1* – диодный лазер; *2* – микрообъектив; *3* – коллимирующая линза; *4* – мобильный модуль; *5* – образец в захватах испытательной машины; *6* – испытательная машина; *7* – видеокамера

Fig. 2. Schematic diagram of the interferometer optical system: (*1*) Diode laser, (*2*) Micro lens, (*3*) Expanding lens, (*4*) Mobile module; (*5*) Specimen, (*6*) Testing machine, and (*7*) Video camera

Перед нанесением искусственного надреза шириной Δb = 0,2 мм каждый образец нагружается растягивающим усилием вдоль направления модуля упругости E_1. Это усилие соответствует номинальному напряжению σ. Величина этого напряжения должна быть выбрана так, чтобы создать плотность интерференционных полос, которая обеспечивает надежное определение величин раскрытия надреза в заданных точках. Перемещения как минимум необходимо определять в исходной точке надреза, а также в его середине. Одной из целей данной работы является исследование влияния величин номинальных напряжений σ на плотность интерференционных полос, которые возникают при удалении материала в форме надреза различной длины a_1. Номенклатура исследованных образцов, условия их нагружения, усредненные значения длины симметричного надреза, а также некоторые экспериментально полученные данные приведены в табл. 1.

Таблица 1

Номенклатура образцов и условия их нагружения

Table 1

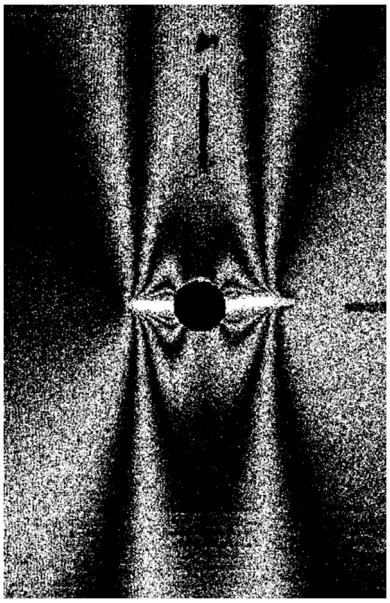
Nomenclature of coupons and conditions of their loading

Параметр	Значение						
Образец	№ 1	№ 2	№ 3	№ 4	№ 5	№ 6	№ 7
σ, МПа	6,5	25,4	40,7	33,0	33,1	33,3	26,3
$\tilde{a}_1$, мм	2,70	2,66	2,66	2,25	2,54	2,98	2,85
$\tilde{\Delta}v_0$, мкм	3,99	9,9	14,25	9,98	10,64	12,54	10,36
$\tilde{\Delta}v_{05}$, мкм	3,16	7,9	11,02	7,03	8,17	11,40	8,74

Начальные точки надрезов расположены на пересечении горизонтальной (короткой) оси симметрии образцов с контуром сквозного отверстия (рис. 1, *b*). Ветви симметричного надреза наносятся последовательно. Первым выполнятся правый надрез в положительном направлении оси *x*. Затем допиливается симметричная ветвь в противоположном направлении. Естественно, что при реализации такой процедуры достаточно сложно обеспечить одинаковую длину обеих частей симметричного надреза. Поэтому вторая цель работы заключается в оценке влияния последовательности локального удаления материала и разницы в линейных размерах обеих ветвей на распределение величин раскрытия по длине надрезов.

Исходная экспериментальная информация

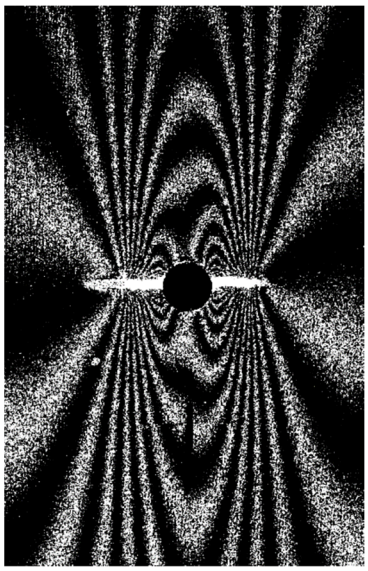
Исходная экспериментальная информация имеет вид картин интерференционных полос, которые возникают при нанесении узкого надреза в поле действующих напряжений. Эти интерферограммы описывают распределение тангенциальной компоненты перемещений v (раскрытия надреза) в направлении координатной оси *y*, которая направлена перпендикулярно линии надреза. Подробное описание экспериментального подхода приведено в работе [29]. Отметим только, что первым всегда выполняется правый надрез, обозначенный далее как a_1^+. Картины интерференционных полос, полученные в результате нанесения надреза шириной Δb = 0,2 мм в образцах 1, 2, 3, 5 и 6, показаны на рис. 3, 4, 5, 6 и 7 соответственно.



$\Delta N_0^- = 10{,}5;\ \Delta N_{0.5}^- = 9{,}5;\ \Delta N_0^+ = 10{,}5;\ \Delta N_{0.5}^+ = 9{,}0$

Рис. 3. Картина интерференционных полос, полученная в результате локального удаления материала в образце № 1. Исходная длина надреза $a_0 = 0$ с приращениями $a_1^- = 2{,}50$ мм (левая ветвь) и $a_1^+ = 2{,}90$ мм (правая ветвь)

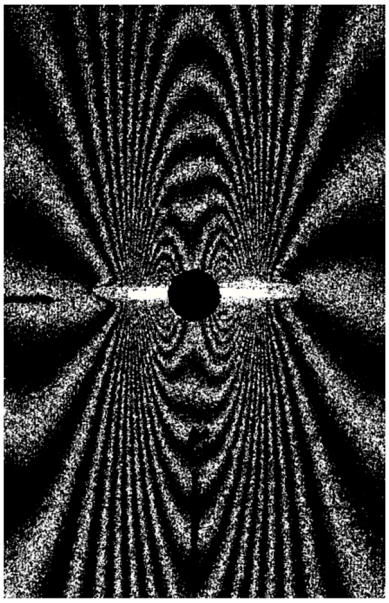
Fig. 3. Interference fringe pattern generated by local material removal in specimen № 1. Initial notch length $a_0 = 0$ with increment $a_1^- = 2.50$ mm (left) and $a_1^+ = 2.90$ mm (right)



$\Delta N_0^- = 24{,}0;\ \Delta N_{0.5}^- = 19{,}5;\ \Delta N_0^+ = 24{,}5;\ \Delta N_{0.5}^+ = 20{,}5$

Рис. 4. Картина интерференционных полос, полученная в результате локального удаления материала в образце № 2. Исходная длина надреза $a_0 = 0$ с приращениями $a_1^- = 2{,}52$ мм (левая ветвь) и $a_1^+ = 2{,}80$ мм (правая ветвь)

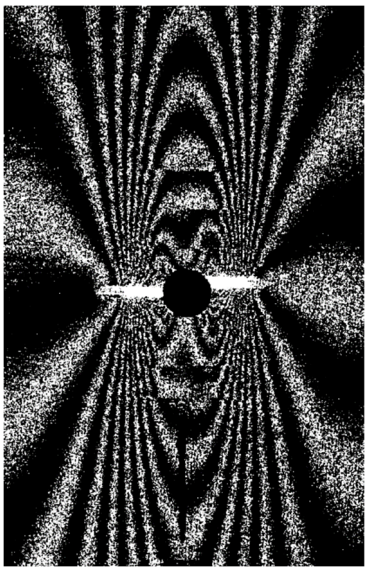
Fig. 4. Interference fringe pattern generated by local material removal in specimen #2. Initial notch length $a_0 = 0$ with increment $a_1^- = 2.52$ mm (left) and $a_1^+ = 2.80$ mm (right)



$\Delta N_0^- = 37{,}0;\ \Delta N_{0.5}^- = 28{,}0;\ \Delta N_0^+ = 38{,}0;\ \Delta N_{0.5}^+ = 30{,}0$

Рис. 5. Картина интерференционных полос, полученная в результате локального удаления материала в образце № 3. Исходная длина надреза $a_0 = 0$ с приращениями $a_1^- = 2{,}52$ мм (левая ветвь) и $a_1^+ = 2{,}80$ мм (правая ветвь)

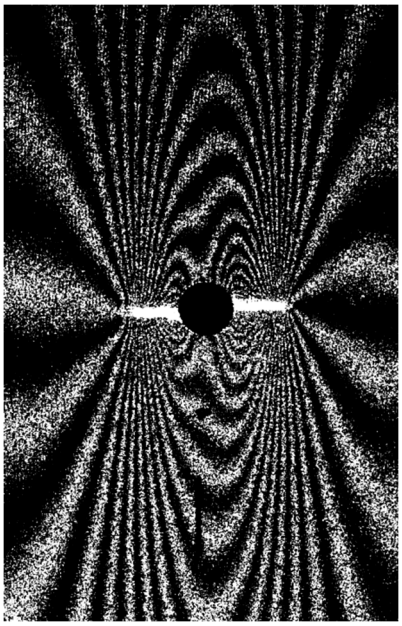
Fig. 5. Interference fringe pattern generated by local material removal in specimen № 3. Initial notch length $a_0 = 0$ with increment $a_1^- = 2.52$ mm (left) and $a_1^+ = 2.80$ mm (right)



$\Delta N_0^- = 28{,}0;\ \Delta N_{0.5}^- = 17{,}5;\ \Delta N_0^+ = 28{,}0;\ \Delta N_{0.5}^+ = 16{,}5$

Рис. 6. Картина интерференционных полос, полученная в результате локального удаления материала в образце № 5. Исходная длина надреза $a_0 = 0$ с приращениями $a_1^- = 2{,}45$ мм (левая ветвь) и $a_1^+ = 2{,}63$ мм (правая ветвь)

Fig. 6. Interference fringe pattern generated by local material removal in specimen № 5. Initial notch length $a_0 = 0$ with increment $a_1^- = 2.45$ mm (left) and $a_1^+ = 2.63$ mm (right)



$\Delta N_0^{v-} = 30{,}0;\ \Delta N_{0.5}^{v-} = 27{,}0;\ \Delta N_0^{v+} = 36{,}0;\ \Delta N_{0.5}^{v+} = 33{,}0$

Рис. 7. Картина интерференционных полос, полученная в результате локального удаления материала в образце № 6. Исходная длина надреза $a_0 = 0$ с приращениями $a_1^- = 2{,}80$ мм (левая ветвь) и $a_1^+ = 3{,}16$ мм (правая ветвь)

Fig. 7. Interference fringe pattern generated by local material removal in specimen № 6. Initial notch length $a_0 = 0$ with increment $a_1^- = 2.80$ mm (left) and $a_1^+ = 3.16$ mm (right)

Практически идеальное качество представленных интерферограмм не требует комментариев. Особо следует отметить надежное разрешение полос высокой плотности непосредственно на берегах надрезов, которые выполнены путем пропила ювелирным лобзиком шириной $\Delta b = 0{,}2$ мм в слоистом композиционном материале.

Величины раскрытия надреза Δv определяются с помощью основного соотношения метода спекл-интерферометрии [41]:

$$\Delta v = \Delta N^v \frac{\lambda}{2\sin\Psi}, \qquad (1)$$

где $\lambda = 532$ нм – длина волны лазерного излучения; $\Psi = \pi/4$ – угол между наклонным направлением освещения и нормальным к поверхности объекта направлением наблюдения; ΔN^v представляет собой разность абсолютных порядков полос, которые подсчитываются по одной картине полос между точками, расположенными на противоположных берегах надреза.

Определение компонент перемещений

В данной работе для всех образцов используются две точки измерения, а именно исходная точка надреза и точка, расположенная в его середине. Для образцов 1, 2, 5, 6 и 7 измерения проводились также на расстоянии 0,25 a_1 (a_1 – длина надреза) от вершины надреза. Соответствующие величины раскрытия обозначены как Δv_0, $\Delta v_{0.5.}$ и $\Delta v_{0.25}$ для первого второго и третьего случая. Результаты количественной обработки картин интерференционных полос, полученные для образцов 1, 2, 5, 6 и 7, приведены в сводной табл. 2. Величины разностей абсолютных порядков полос определяются прямым подсчетом на изображениях увеличенного масштаба для точек с одинаковыми значениями координаты x. Длина надреза и координаты точек измерений определяются с помощью пиксельной линейки. Исходные изображения в течение первой и второй экспозиции регистрируются камерой pco-4000 с разрешением 4008×2672 пикселей (размер одного пикселя составляет 9,0×9,0 мкм). Таким образом, масштаб интерференционных изображений характеризуется соотношением: 1 px = 0,0175 мм. Это означает, что надрез минимальной длины $a_1 = 2{,}50$ мм включает 142 пикселя, а $a_1/2 = 76$; $a_1/4 = 38$ пикселей. Такие величины легко задаются на увеличенном изображении интерференционных полос подвижной пиксельной линейкой, и затем проводится подсчет полос от верхней до нижней точек надреза.

Практически идеальное качество приведенных выше интерферограмм при высоком разрешении изображения означает, что значения разностей абсолютных порядков полос в начальной точке надреза (ΔN_0^v) и в его средней точке ($\Delta N_{0.5}^v$) можно надежно идентифицировать в пределах погрешности $\delta(\Delta N) = 0{,}5$ полосы. Эта величина составляет различие между соседними черной и белой полосами. Погрешность определения значения $\Delta N_{0.25}^v$ возрастает до значения $\delta(\Delta N) = 1{,}0$ полосы. Это связано с высокой плотностью полос в окрестности вершины надреза. Возьмем в качестве примера изображение, которое получено для образца № 5 и характеризуется практически оптимальной плотностью полос (см. рис. 6). В данном случае оценка погрешности выглядит следующим образом: $\Delta\tilde{N}_0^v = 28$ полос, $\delta(\Delta N)/\Delta\tilde{N}_0^v = 0{,}5/28 = 0{,}017$; $\Delta\tilde{N}_{0.5}^v = 21{,}5$ полосы, $\delta(\Delta N)/\Delta\tilde{N}_{0.5}^v = 0{,}5/21{,}5 = 0{,}023$; $\Delta\tilde{N}_{0.25}^v = 17{,}0$ полос, $\delta(\Delta N)/\Delta\tilde{N}_{0.25}^v = 1{,}0/17{,}0 = 0{,}06$. Таким образом, неопределенность конечного результата лежит в диапазоне от 2,0 до 6,0 процентов. Это весьма неплохая оценка, которая свидетельствует о перспективности используемого подхода в области экспериментальной механики разрушения композиционных материалов.

Значения вертикальной компоненты перемещения вдоль берега надреза, полученные как половина величины раскрытия в соответствующей точке измерения, приведены в табл. 3–7 для образцов 1, 2, 5, 6 и 7 соответственно.

Таблица 2

Результаты обработки картин интерференционных полос

Table 2

The results of quantitative interpretation of interference fringe patterns

Образец № 1	a_1^-	a_1^+
σ, МПа	6,5	
a_1, мм	2,50	2,90
ΔN_0^v, полос	10,5	10,5
Δv_0, мкм	4,0 ± 0,2	4,0 ± 0,2
$\Delta N_{0.5}^v$, полос	9,5	9,0
$\Delta v_{0.5}$, мкм	3,6 ± 0,2	3,4 ± 0,2
$\Delta N_{0.25}^v$, полос	7,5	7,5
$\Delta v_{0.25}$, мкм	3,0 ± 0,4	3,0 ± 0,4

Образец № 5	a_1^-	a_1^+
σ, МПа	33,1	
a_1, мм	2,45	2,63
ΔN_0^v, полос	28,0	28,0
Δv_0, мкм	10,6 ± 0,2	10,64
$\Delta N_{0.5}^v$, полос	22,0	21,0
$\Delta v_{0.5}$, мкм	8,4 ± 0,2	8,0 ± 0,2
$\Delta N_{0.25}^v$, полос	17,5	16,5
$\Delta v_{0.25}$, мкм	6,7 ± 0,4	6,3 ± 0,4

Образец № 2	a_1^-	a_1^+
σ, МПа	24.6	
a_1, мм	2.52	2.80
ΔN_0^v, полос	24.0	24.5
Δv_0, мкм	9.1 ± 0.2	9.3 ± 0.2
$\Delta N_{0.5}^v$, полос	19.5	20.5
$\Delta v_{0.5}$, мкм	7.4 ± 0.2	7.8 ± 0.2
$\Delta N_{0.25}^v$, полос	15.0	16.0
$\Delta v_{0.25}$, мкм	5.7 ± 0.2	6.1 ± 0,2

Образец № 6	a_1^-	a_1^+
σ, МПа	33,3	
a_1, мм	2,80	3,16
ΔN_0^v, полос	30,0	36,0
Δv_0, мкм	11,4 ± 0,2	13,7 ± 0,2
$\Delta N_{0.5}^v$, полос	27,0	33,0
$\Delta v_{0.5}$, мкм	10,3 ± 0,2	12,6 ± 0,2
$\Delta N_{0.25}^v$, полос	21,0	25,5
$\Delta v_{0.25}$, мкм	8,0 ± 0,4	8,6 ± 0,4

Образец № 7	a_1^-	a_1^+
σ, МПа	26,3	
a_1, мм	2,87	2,84
ΔN_0^v, полос	25,5	29,0
Δv_0, мкм	9,7 ± 0,2	11,0 ± 0,2
$\Delta N_{0.5}^v$, полос	21,0	25,0
$\Delta v_{0.5}$, мкм	8,0 ± 0,2	9,5 ± 0,2
$\Delta N_{0.25}^v$, полос	16,0	19,0
$\Delta v_{0.25}$, мкм	6,1 ± 0,4	7,2 ± 0,4

Таблица 3

Величины вертикальной компоненты перемещений $\Delta v_n / 2$, полученные для левой и правой ветвей надреза в образце № 1

Table 3

The values of vertical displacement component $\Delta v_n / 2$ obtained for left and right notch branch in Specimen no. 1

Параметр	Значение			
Точка измерения	0	$a_1^- / 2$	$3a_1^- / 4$	a_1^-
Индекс перемещения n	0	0,5	0,25	
Расстояние от начала надреза x, мм	0	1,25	1,88	2,50
Перемещения $\Delta v_n / 2$, мкм	2,0 ± 0,2	1,8 ± 0,2	1,5 ± 0,4	0

Окончание табл. 3

Параметр	Значение			
Точка измерения	0	$a_1^+ / 2$	$3a_1^+ / 4$	a_1^+
Индекс перемещения n	0	0,5	0,25	
Расстояние от начала надреза x, мм	0	1,58	2,10	2,90
Перемещения $\Delta v_n / 2$, мкм	2,0 ± 0,2	1,7 ± 0,2	1,5 ± 0,4	0

Таблица 4

Величины вертикальной компоненты перемещений $\Delta v_n / 2$, полученные для левой и правой ветвей надреза в образце № 2

Table 4

The values of vertical displacement component $\Delta v_n / 2$ obtained for left and right notch branch in Specimen no. 2

Параметр	Значение			
Точка измерения	0	$a_1^- / 2$	$3a_1^- / 4$	a_1^-
Индекс перемещения n	0	0,5	0,25	
Расстояние от начала надреза x, мм	0	1,26	1,89	2,52
Перемещения $\Delta v_n / 2$, мкм	4,6 ± 0,2	3,7 ± 0,2	2,9 ± 0,4	0
Точка измерения	0	$a_1^+ / 2$	$3a_1^+ / 4$	a_1^+
Индекс перемещения n	0	0,5	0,25	
Расстояние от начала надреза x, мм	0	1,40	2,10	2,80
Перемещения $\Delta v_n / 2$, мкм	4,7 ± 0,2	3,9 ± 0,2	3,0 ± 0,4	0

Таблица 5

Величины вертикальной компоненты перемещений $\Delta v_n / 2$, полученные для левой и правой ветвей надреза в образце № 5

Table 5

The values of vertical displacement component $\Delta v_n / 2$ obtained for left and right notch branch in Specimen no. 5

Параметр	Значение			
Точка измерения	0	$a_1^- / 2$	$3a_1^- / 4$	a_1^-
Индекс перемещения n	0	0,5	0,25	
Расстояние от начала надреза x, мм	0	1,23	1,85	2,46
Перемещения $\Delta v_n / 2$, мкм	5,3 ± 0,2	4,2 ± 0,2	3,3 ± 0,4	0
Точка измерения	0	$a_1^+ / 2$	$3a_1^+ / 4$	a_1^+
Индекс перемещения n	0	0,5	0,25	
Расстояние от начала надреза x, мм	0	1,32	1,98	2,64
Перемещения $\Delta v_n / 2$, мкм	5,5 ± 0,2	4,0 ± 0,2	3,1 ± 0,4	0

Таблица 6

Величины вертикальной компоненты перемещений $\Delta v_n / 2$, полученные для левой и правой ветвей надреза в образце № 6

Table 6

The values of vertical displacement component $\Delta v_n / 2$ obtained for left and right notch branch in Specimen no. 6

Параметр	Значение			
Точка измерения	0	$a_1^- / 2$	$3a_1^- / 4$	a_1^-
Индекс перемещения n	0	0,5	0,25	
Расстояние от начала надреза x, мм	0	1,40	2,10	2,80
Перемещения $\Delta v_n / 2$, мкм	5,7 ± 0,2	5,1 ± 0,2	4,0 ± 0,4	0
Точка измерения	0	$a_1^+ / 2$	$3a_1^+ / 4$	a_1^+
Индекс перемещения n	0	0,5	0,25	
Расстояние от начала надреза x, мм	0	1,58	2,37	3,16
Перемещения $\Delta v_n / 2$, мкм	6,8 ± 0,2	6,3 ± 0,2	4,3 ± 0,4	0

Таблица 7

Величины вертикальной компоненты перемещений $\Delta v_n / 2$, полученные для левой и правой ветвей надреза в образце № 7

Table 7

The values of vertical displacement component $\Delta v_n / 2$ obtained for left and right notch branch in Specimen no. 7

Параметр	Значение			
Точка	0	$a_1^- / 2$	$3a_1^- / 4$	a_1^-
Индекс перемещения n	0	0,5	0,25	
Расстояние от начала надреза x, мм	0	1,44	2,16	2,88
Перемещения $\Delta v_n / 2$, мкм	4,9 ± 0,2	4,0 ± 0,2	3,0 ± 0,4	0
Точка	0	$a_1^+ / 2$	$3a_1^+ / 4$	a_1^+
Индекс перемещения n	0	0,5	0,25	
Расстояние от начала надреза x, мм	0	1,42	2,13	2,84
Перемещения $\Delta v_n / 2$, мкм	5,5 ± 0,2	4,8 ± 0,2	3,6 ± 0,4	0

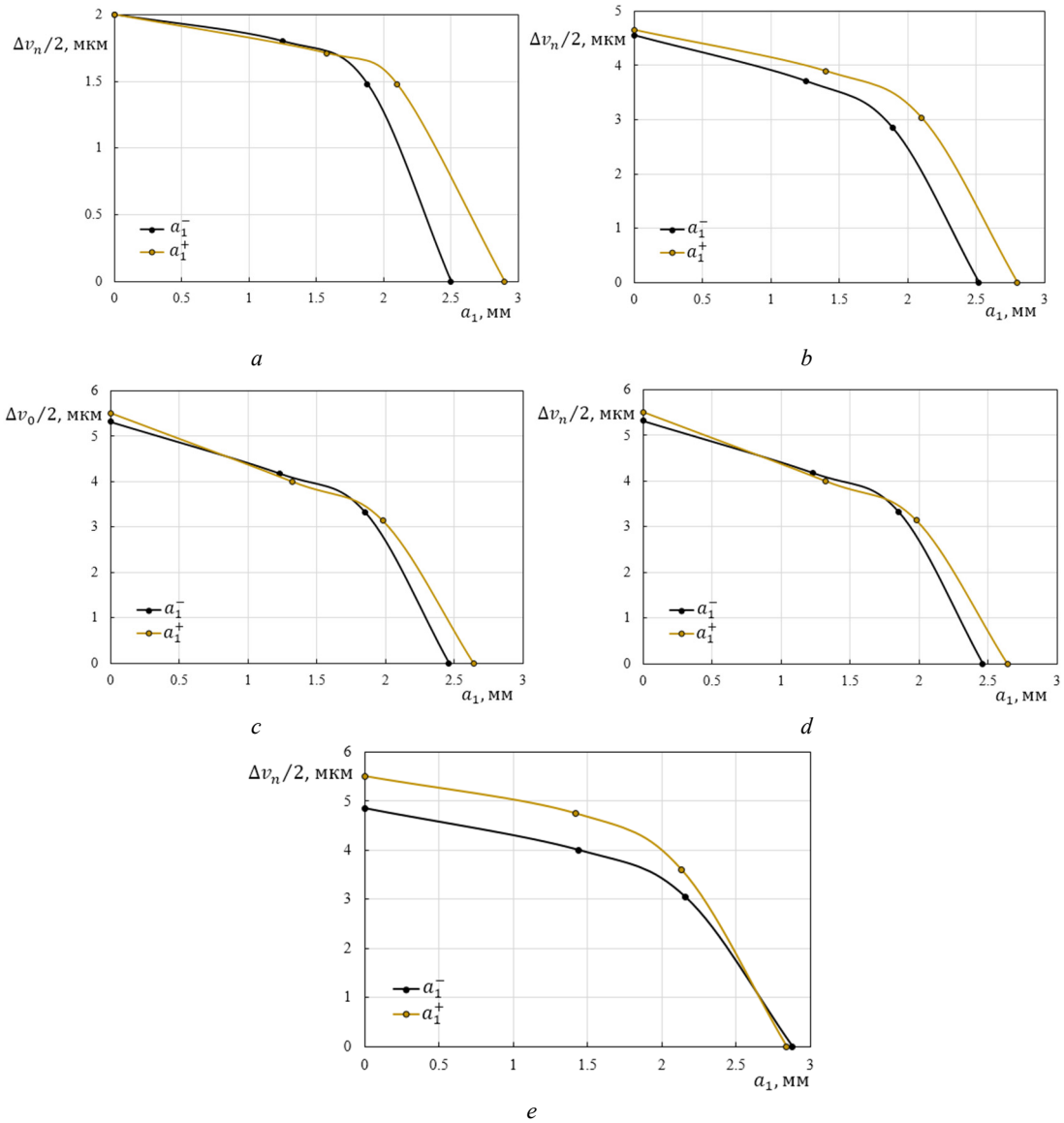


Рис. 8. Распределения вертикальной компоненты перемещения вдоль левой и правой ветвей надреза в образце № 1 (*a*), № 2 (*b*), № 5 (*c*), № 6 (*d*) и № 7 (*e*)

Fig. 8. Distributions of vertical displacement component along left and right notch branch in Specimen no. 1 (*a*), no. 2 (*b*), no. 5 (*c*), no. 6 (*d*) и no. 7 (*e*)

Графическая иллюстрация экспериментальных данных, которые содержатся в табл. 3–7, представлена на рис. 8.

Конфигурация каждой пары графиков, приведенных на рис. 8, имеет весьма близкий вид. Раскрытие в начальной точке правой ветви надреза Δv_0^+, который наносится первым, во всех случаях превышает аналогичную величину для левой ветви Δv_0^-. При этом длины левой и правой ветви связаны соотношением $a_1^- \le a_1^+$. Знак равенства в этом соотношении относится только к образцу № 7. Но и в этом случае значение раскрытия Δv_0^+ превышает величину Δv_0^- (рис. 8, *е*). Таким образом, можно утверждать, что во всех рассмотренных случаях величина раскрытия более короткого надреза не превышает аналогичный параметр для более длинного надреза. Этот факт дает основания использовать усредненные величины раскрытия, чтобы, во-первых, построить зависимости величин $\tilde{\Delta} v_0$ и $\tilde{\Delta} v_{05}$ от усредненной длины надреза $\tilde{a}_1$ при фиксированных значениях номинальных напряжений σ. Во-вторых, можно получить зависимости величин $\tilde{\Delta} v_0$ и $\tilde{\Delta} v_{05}$ от значений номинальных напряжений σ для одинаковой длины надреза $\tilde{a}_1$. $\{\tilde{\Delta} v_0 = (\Delta v_0^- + \Delta v_0^+)/2$, $\tilde{\Delta} v_{05} = (\Delta v_{0.5}^- + \Delta v_{0.5}^+)/2\}$. Графики первого и второго типа показаны на рис. 9 и 10 соответственно. Использованные для их построения исходные данные содержатся в табл. 1.

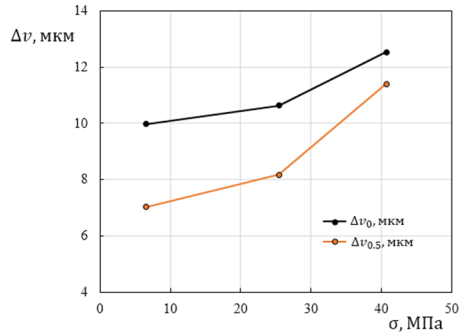


Рис. 9. Величины усредненных раскрытий надреза как функция номинальных напряжений

Fig. 9. The values of notch opening as the function of remote stress

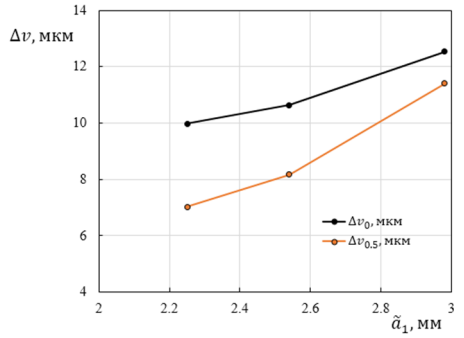


Рис. 10. Величины усредненных раскрытий надреза как функция его длины

Fig. 10. The values of notch opening as the function of its length

Анализ результатов

При анализе исходных экспериментальных данных особое внимание следует обратить на интерференционное изображение, полученное для образца № 3, которое характеризуется очень высокой плотностью полос, а именно: $\Delta N_0^- = 37{,}0$; $\Delta N_{0.5}^- = 28{,}0$; $\Delta N_0^+ = 38{,}0$; $\Delta N_{0.5}^+ = 30{,}0$. Такое количество полос, распределенное вдоль надрезов длиной $a_1^- = 2{,}52$ мм и $a_1^+ = 2{,}80$ мм, находится на пределе разрешения метода ESPI (см. рис. 5). Основной причиной этого является явно избыточное значение номинальных растягивающих напряжений $\sigma = 40{,}7$ МПа. Данный факт сильно затрудняет надежное определение величины раскрытия $\Delta v_{0.25}$. Тем не менее величины раскрытия Δv_0 и $\Delta v_{0.5}$ можно определить в пределах указанных ранее погрешностей.

Снижение номинальных напряжений на 38 % до $\sigma = 25{,}4$ МПа при тех же самых размерах левого и правого надрезов ($a_1^- = 2{,}52$ мм, $a_1^+ = 2{,}80$ мм), что имеет место для образца № 2, обеспечивает получение интерференционной картины с приемлемой плотностью полос, а именно: $\Delta N_0^{v-} = 30{,}0$; $\Delta N_{0.5}^{v-} = 27{,}0$; $\Delta N_0^{v+} = 36{,}0$; $\Delta N_{0.5}^{v+} = 33{,}0$ (см. рис. 4). Сразу же следует отметить, что уменьшение номинальных напряжений на 38 % приводит к снижению величин раскрытия Δv_0 только на {(37–30)/37 = 0,19 (левый надрез); (38–36) /38 = 0,053 (правый надрез)}, 12,2 % в среднем. Остальные интерферограммы, полученные в ходе данного исследования, характеризуются меньшей плотностью полос и все три величины раскрытия, а именно Δv_0, $\Delta v_{0.5}$ и $\Delta v_{0.25}$, могут быть определены в пределах указанных ранее погрешностей.

Распределения величин раскрытия берегов искусственного надреза, моделирующего поведение трещины нормального отрыва различной длины, начало которой находится на контуре сквозного отверстия в композитной пластине, полученные для различных значений растягивающей нагрузки, представляют значительный интерес с двух точек зрения. Во-первых, эти данные необходимы для верификации расчетных методов, используемых в механике разрушения композиционных материалов. Дело в том, что метод конечных элементов широко применяется для оценки точности и достоверности различных аналитических подходов. Однако подтвержденные характеристики погрешностей конечно-элементного определения параметров механики разрушения в литературе отсутствуют. Очевидный дефицит подобной экспериментальной информации, полученной с высокой точностью для реального композитного материала (см. рис. 8), уже отмечался во введении.

Во-вторых, зависимости, представленные на рис. 9 и 10, демонстрируют явную нелинейность процесса деформирования в нерегулярной зоне образцов как при изменении длины надреза, так и внешней нагрузки.

Необходимо отметить, что все компоненты перемещений получены на основе прямых физических измерений, выполненных на поверхности реального композитного образца, и для их интерпретации не нужно применять каких-либо предположений и моделей механического поведения.

Заключение

Впервые получены распределения раскрытия надреза по его длине при растяжении прямоугольной композитной пластины с отверстием. Надрез состоит из двух ветвей, которые направлены в противоположных направлениях от точек пересечения контура отверстия и короткой оси симметрии пластины. Растягивающая нагрузка действует перпендикулярно линии надреза. Эти результаты получены для надрезов различной длины при различных уровнях внешней нагрузки. Эти данные представляют значительный интерес с точки зрения верификации расчетных методов, используемых при определении параметров механики разрушения для трещин в композиционных материалах. Следует отметить, что информация, которая подтверждает достоверность самих конечно-элементных подходов, полученная на основе надежных экспериментальных методов для трещин в реальных композиционных материалах, в литературе отсутствует.

Важной целью данной работы является желание показать, как использование достаточно простого метода, основанного на корректном планировании и утонченной технике эксперимента, может обеспечить получение надежных данных о раскрытии трещины при растяжении реального композитного образца с отверстием. Главной особенностью предложенного подхода является то, что измерения чисто деформационных компонент перемещений проводятся в нескольких точках, расположенных непосредственно на берегах надреза, обеспечивая, таким образом, максимальную информационную ценность результатов. Таким образом, необходимость использования переопределенных методов для извлечения коэффициентов асимптотического разложения М. Уильямса отпадает. Это означает, что реализация разработанной процедуры не требует сложного и дорогостоящего оборудования для автоматической регистрации больших массивов исходных данных, а также мощных программных комплексов, необходимых для их обработки.

Главная особенность представленного исследования заключается в том, что прецизионные оптико-интерференционные измерения величин раскрытия проводятся непосредственно на берегах надреза, что принципиально невозможно сделать с помощью других методов, в частности DIC. Однако полученная экспериментальная информация обладает более значительным потенциалом. Действительно, картины интерференционных полос высокого качества, приведенные на рис. 3–7, дают количественное описание полей чисто деформационных перемещений, как в «ближнем поле», так и в дальней окрестности вершины надреза, моделирующего трещину в композитной пластине с отверстием. Современные средства обработки изображений и программное обеспечение дают возможность оцифровать эти интерферограммы и, учитывая симметрию задачи относительно линии каждого надреза, получить надежное количественное описание полного поля вертикальных перемещений. Это поле свободно от влияния «жестких» смещений. Подобная информация позволяет провести уточненный анализ распределений перемещений как в ближайшей окрестности, так и на больших расстояниях от вершины трещины, что необходимо для верификации переопределенных методов определения коэффициентов асимптотического разложения М. Уильямса, особенно высоких порядков.

Библиографический список

1. Морозов, Е.М. Метод конечных элементов в механике разрушения / Е.М. Морозов, Г.П. Никишков. – М.: Наука. Главная редакция физико-математической литературы, 1980. – 256 с.

2. Партон, В.З. Механика упругопластического разрушения / В.З. Партон, Е.М. Морозов. – 2-е изд. – М.: Наука. Главная редакция физико-математической литературы, 1985. – 504 с.

3. Матвиенко, Ю.Г. Двухпараметрическая механика разрушения / Ю.Г. Матвиенко. – М.: Физматлит, 2021. – 208 с.

4. Матвиенко, Ю.Г. Основы физики и механики разрушения / Ю.Г. Матвиенко. – М.: Физматлит, 2022. – 144 с.

5. Murakami, Y. editor. Stress intensity factors handbook / Y. Murakami. – Oxford: Pergamon, 1987. – 1456 p.

6. Ritchie, R.O. Introduction to fracture mechanics / R.O. Ritchie, D. Liu. – Amsterdam: Elsevier, 2021. – 168 p.

7. Saxena, A. Basic fracture mechanics and its applications / A. Saxena. – Boca Raton: CRC Press, 2022. – 342 p.

8. Dugnani, R. Stress intensity factor by combined perturbation method and universal weight functions / R. Dugnani, L. Ma // Theoretical and Applied Fracture Mechanics. – 2023. – Vol. 126. – 103994. DOI: 10.1016/j.tafmec.2023.103994

9. A data-driven model for predicting the mixed-mode stress intensity factors of a crack in composite / X. Zhang, T. Zhao, Y. Liu, Q. Chen, Z. Wang, Z. Wang // Engineering Fracture Mechanics. – 2023. – Vol. 288. – 109385. DOI: 10.1016/j.engfracmech.2023.109385

10. Ru, M. On enrichment strategies and methods to extract stress intensity factors using extended finite element method for biomaterials / M. Ru, C. Liu, Y. Wei // Engineering Fracture Mechanics. – 2023. – Vol. 281. – 109060. DOI: 10.1007/978-3-319-70365-7_41

11. Stress intensity factor calculation of the cracks interacted by the oval-holes in anisotropic elastic solids under remote and non-uniform surface stresses / Q-h. Rao, C-c. Zhao, W. Yi, D. Sun, Z. Liu // Theoretical and Applied Fracture Mechanics. – 2022. – Vol. 121. – 103475. DOI: 10.2478/ijame-2020-0044

12. Assessment of amplitude factors of asymptotic expansion at the crack tip in flexoelectric solid under mode I and II loadings / T. Profant, J. Sladek, V. Sladek, M. Kotoul // International Journal of Solids and Structures. – 2023. – Vol. 269. – 112194. DOI: 10.21495/51-2-317

13. Melching, D. Advanced crack tip characterization using conjugate work integrals / D. Melching, E. Breitbarth // International Journal of Fatigue. – 2023. – Vol. 169. – 107501. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2023.107501

14. Stepanova, L.V. Coefficients of the Williams power expansion of the near crack tip stress field in continuum linear elastic fracture mechanics at the nanoscale / L.V. Stepanova, O.N. Belova // Theoretical and Applied Fracture Mechanics. – 2022. – Vol. 119. – 103298. DOI: 10.1016/j.tafmec.2022.103298

15. Stepanova, L.V. Stress intensity factors, T-stresses and higher order coefficients of the Williams series expansion and their evaluation through molecular dynamics simulations / L.V. Stepanova, O.N. Belova // Mechanics of Advanced Materials and Structures. – 2022. – Vol. 30, iss. 19. – P. 3862–3884. DOI: 10.1080/15376494.2022.2084800

16. Степанова, Л.В. Идентификация коэффициентов интенсивности напряжений, Т-напряжений и коэффициентов регулярных слагаемых высокого порядка в разложении Уильямса с помощью молекулярно-динамического моделирования / Л.В. Степанова, О.Н. Белова // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Механика. – 2023. – № 2. – С. 47–77. DOI: 10.15593/perm.mech/2023.2.06

17. Roux, S. Stress intensity factor measurements from digital image correlation: post-processing and integrated approaches / S. Roux, F. Hild // International Journal Fracture. – 2006. – Vol.140. – P. 141–57. DOI: 10.1007/s10704-006-6631-2

18. Yoneyama, S. Automatic evaluation of mixed-mode stress intensity factors utilizing digital image correlation /S. Yoneyama, Y. Morimoto, M. Takashi // Strain. – 2006. – Vol. 42. – P. 21–29. DOI: 10.1111/j.1475-1305.2006.00246.x

19. Study of a crack at a fastener hole by digital image correlation / P. López-Crespo, R.L. Burguete, E.A. Patterson, A. Shterenlikht, P.J. Withers, J.R. Yates // Experimental Mechanics. – 2009. – Vol. 49. – P. 551–559. DOI: 10.1007/s11340-008-9161-1

20. Yates, J.R. Quantifying crack tip displacement fields with DIC / J.R. Yates, M. Zanganeh, Y.H. Tai // Engineering Fracture Mechanics. – 2010. –Vol. 77. – P. 2063–2076. DOI: 10.1016/j.engfracmech.2010.03.025

21. Some experimental observations on crack closure and crack-tip plasticity / P. Lopez-Crespo, A. Shterenlikht, J.R. Yates, E.A. Patterson, P.J. Withers // Fatigue and Fracture Engineering Materials and Structures. – 2009. – Vol. 32. − P. 418–429. DOI: 10.1111/j.1460-2695.2009.01345.x

22. Mathieu, F. Image-based identification procedure of a crack propagation law / F. Mathieu, F. Hild, S. Roux // Engineering Fracture Mechanics. – 2013. –Vol. 103. – P. 48–59. DOI: 10.1016/j.engfracmech.2012.05.007

23. Lopez-Crespo, P. Characterisation of crack-tip fields in biaxial fatigue based on high-magnification image correlation and electro-spray technique /P. Lopez-Crespo, B. Moreno, A. Lopez-Moreno, J. Zapatero // International Journal of Fatigue. – 2015. – Vol. 71. – P. 17–25. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2014.02.016

24. Evaluation of crack-tip fields from DIC data: a parametric study / M. Mokhtarishirazabad, P. Lopez-Crespo, B. Moreno, A. Lopez-Moreno, M. Zanganeh // International Journal of Fatigue. – 2016. – Vol. 89. – P. 11–19. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2016.03.006

25. Shuai, J. Simple crack tip and stress intensity factor determination method for mode I crack using digital image correlation/nanoscale / J. Shuai, J. Zhao, L. Lei // Theoretical and Applied Fracture Mechanics. – 2022. – Vol. 122. – 103621. DOI: 10.1016/j.tafmec.2022.103621

26. On the experimental characterization of the crack tip displacement fields on nonplanar elements: Numerical and experimental analysis / A. Camacho-Reyes, F.V. Antunes, J.M. Vasco-Olmo, F.A. Diaz, L.A. Felipe-Sese // Theoretical and Applied Fracture Mechanics. – 2023. – Vol. 124. – 103803. DOI: 10.1016/j.tafmec.2023.103803

27. Степанова, Л.В. Применение метода голографической интерферометрии для реконструкции ряда М. Уильямса у вершины трещины / Л.В. Степанова, Д.А. Семенов, Г.С. Анисимов // Вестник Самарского университета. Естественнонаучная серия. 2023. – Т. 29, № 1. – С. 15–46.

28. Анисимов, Г.С. Экспериментальное определение полей у вершины трещины: метод голографической интерферометрии и метод корреляции цифровых изображений / Г.С. Анисимов, Л.В. Степанова // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Механика. – 2024. – № 3. – С. 39–56. DOI: 10.15593/perm.mech/2024.3.03

29. Pisarev, V.S. Combining the crack compliance method and speckle interferometry data for determination of stress intensity factors and T-stresses / V.S. Pisarev, Yu.G. Matvienko, S.I. Eleonsky, I.N. Odintsev // Engineering Fracture Mechanics. – 2017. – Vol. 179. – P. 348–74. DOI: 10.1016/j.engfracmech.2017.04.029

30. Williams, J.G. Fracture Mechanics of Anisotropic Materials / J.G. Williams // Composite Materials Series. – 1989. – P. 3–38. DOI: 10.1016/b978-0-444-87286-9.50005-x

31. Nejati, M. Crack tip asymptotic fields in anisotropic planes: Importance of higher order terms / M. Nejati, S. Gholi, M.R. Ayatollahi // Applied Mathematical Modelling. – 2021. – Vol. 91. – P. 837–862.

32. Ayatollahi, M.R., Nejati, M. & Ghouli, S. Crack tip fields in anisotropic planes: a review / M.R. Ayatollahi, M. Nejati, S. Ghouli // International Journal Fracture. – 2022. – Vol. 234. – P. 113–139 DOI:10.1007/s10704-021-00559-2

33. Hajimohamadi, M. Stress intensity factors for cracks emanating from a circular hole in an infinite quasi-orthotropic plane / M. Hajimohamadi, R. Ghajar // Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct. – 2018. – Vol. 42, no. 1. – P. 1–9. DOI: 10.1111/ffe.12948

34. Seyyed Hassan Moussavian Analytical calculation of stress intensity factors for orthotropic plates containing cracks emanating from a circular hole using Schwarz integration / Seyyed Hassan Moussavian, Mohammad Jafari, Mojtaba Hajimohammadi // ZAMM – Journal of Applied Mathematics and Mechanics. – 2023. – Vol. 104, no. 2. DOI: 10.1002/zamm.202300429

35. Gajanan P. Mogadpalli. Determination of Stress Intensity Factor for Cracks in Orthotropic Composite Materials using Digital Image Correlation / Gajanan P. Mogadpalli, Venkitanarayanan Parameswaran // Strain. – Vol. 44, no. 6. – P. 446–452. DOI:10.1111/j.1475-1305.2007.00391.x

36. Anisotropic stress intensity factor ranges measurements with DIC / S. Rabbolini, G.J. Pataky, H. Sehitoglu, S. Beretta // Procedia Materials Science. – 2014. – Vol. 3. – P. 2104–2110. DOI: 10.1016/j.mspro.2014.06.340

37. Camanho. Determination of mode I dynamic fracture toughness of IM7-8552 composites by digital image correlation and machine learning / R.A. Cidade [et al.] // Composite Structures. – 2019. – Vol. 210. – P. 707–714. DOI: 10.1016/j.compstruct.2018.11.089

38. Experimental determination of mode I fracture parameters in orthotropic materials by means of Digital Image Correlation / R. Cappello, G. Pitarresi, J. Xavier, G. Catalanotti // Theoretical and Applied Fracture Mechanics. – Vol. 108. – 102663. DOI: 10.1016/j.tafmec.2020.102663

39. Fatima N.S., Rowlands R.E. DIC Determination of SIF in Orthotropic Composite. In: Lin, MT. [et al.] // Advancements in Optical Methods & Digital Image Correlation in Experimental Mechanics. – Vol. 3. Conference Proceedings of the Society for

Experimental Mechanics Series. – Springer, 2020, Cham. DOI: 10.1007/978-3-030-30009-8_10

40. Influence of plate thickness on the results of residual stresses determination by through hole drilling in orthotropic composites of different fiber orientation / Sviatoslav Eleonsky, Dmitry Kazantsev, Vladimir Pisarev, Eugene S. Statnik // Materials Today: Proceedings. DOI: 10.1016/j.matpr.2023.09.072

41. Digital Speckle Pattern Interferometry and Related Techniques / P. Rastogi (editor). – West Sussex: John Wiley, 2001. – 384 p.

References

1. Morozov E.M., Nikishkov G.P. Metod konechny`x e`lementov v mexanike razrusheniya [Finite element method in fracture mechanics]. Moscow, Nauka: Fizmatgiz, 1980, 256 p.

2. Parton V.Z., Morozov E.M. Mexanika uprugoplasticheskogo razrusheniya [Mechanics of elastoplastic fracture]. 2nd edition. Moscow, Nauka: Fizmatgiz, 1985, 504 p.

3. Matvienko Yu.G. Osnovy fiziki i mehaniki razrushenija [Basics of Physics and Fracture Mechanics]. Moscow, Fizmatlit, 2022, 144 p.

4. Matvienko Yu.G. Dvuhparametricheskaja mehanika razrushenija [Two-parametric fracture mechanics]. Moscow, Fizmatlit, 2021, 208 p.

5. Murakami Y, editor. Stress intensity factors handbook. Oxford: Pergamon; 1987.

6. Ritchie R.O., Liu D. Introduction to fracture mechanics, Amsterdam: Elsevier, 2021, 168 p.

7. Saxena A. Basic fracture mechanics and its applications, Boca Raton: CRC Press, 2022, 342 p.

8. Dugnani R., Ma L. Stress intensity factor by combined perturbation method and universal weight functions. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 2023, vol. 126, 103994. DOI: 10.1016/j.tafmec.2023.103994

9. Zhang X. et al. A data-driven model for predicting the mixed-mode stress intensity factors of a crack in composite. *Engineering Fracture Mechanics*, 2023, vol. 288, 109385. DOI: 10.1016/j.engfracmech.2023.109385

10. Ru M., Liu C., Wei Y. On enrichment strategies and methods to extract stress intensity factors using extended finite element method for biomaterials. *Engineering Fracture Mechanics*, 2023, vol. 281, 109060. DOI: 10.1007/978-3-319-70365-7_41

11. Rao Q-h., Zhao C-c., Yi W., Sun D., Liu Z. Stress intensity factor calculation of the cracks interacted by the oval-holes in anisotropic elastic solids under remote and non-uniform surface stresses. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 2022, vol. 121, 103475. DOI: 10.2478/ijame-2020-0044

12. Profant T., Sladek J., Sladek V., Kotoul M. Assessment of amplitude factors of asymptotic expansion at the crack tip in flexoelectric solid under mode I and II loadings. *International Journal of Solids and Structures*, 2023, vol. 269, 112194. DOI: 10.21495/51-2-317

13. Melching D., Breitbarth E. Advanced crack tip characterization using conjugate work integrals. *International Journal of Fatigue*, 2023, vol. 169, 107501. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2023.107501

14. Stepanova L.V., Belova O.N. Coefficients of the Williams power expansion of the near crack tip stress field in continuum linear elastic fracture mechanics at the nanoscale. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 2022, vol. 119, 103298. DOI: 10.1016/j.tafmec.2022.103298

15. Stepanova L.V., Belova O.N. Stress intensity factors, T-stresses and higher order coefficients of the Williams series expansion and their evaluation through molecular dynamics simulations. *Mechanics of Advanced Materials and Structures*, 2022, vol. 30, no. 19, pp. 3862–3884. DOI: 10.1080/15376494.2022.2084800

16. Stepanova L.V., Belova O.N. Identifikacija kojefficientov intensivnosti naprjazhenij, T-naprjazhenij i kojefficientov reguljarnyh slagaemyh vysokogo porjadka v razlozhenii Uil'jamsa s pomoshh'ju molekuljarnodinamicheskogo modelirovanija [Identification of stress intensity factors, T-stresses and higher-order coefficients of regular terms in the Williams series expansion through molecular dynamics simulations]. PNRPU Mechanics Bulletin, 2023, no. 2, pp. 47-77. DOI: 10.15593/perm.mech/2023.2.06

17. Roux S, Hild F. Stress intensity factor measurements from digital image correlation: post-processing and integrated approaches. *Int. J. Fract.*, 2006, vol. 140, pp. 141–57. DOI: 10.1007/s10704-006-6631-2

18. Yoneyama S, Morimoto Y, Takashi M. Automatic evaluation of mixed-mode stress intensity factors utilizing digital image correlation. *Strain*, 2006, vol. 42, pp. 21–29. DOI: 10.1111/j.1475-1305.2006.00246.x

19. López-Crespo P, Burguete R.L., Patterson E.A., Shterenlikht A., Withers P.J., Yates J.R. Study of a crack at a fastener hole by digital image correlation. *Exp. Mech.*, 2009, vol. 49, pp. 551–559. DOI: 10.1007/s11340-008-9161-1

20. Yates J.R., Zanganeh M., Tai Y.H. Quantifying crack tip displacement fields with DIC. *Eng. Fract. Mech.*, 2010, vol. 77, pp. 2063–2076. DOI: 10.1016/j.engfracmech.2010.03.025

21. Lopez-Crespo P, Shterenlikht A, Yates JR, Patterson EA, Withers PJ. Some experimental observations on crack closure and crack-tip plasticity. *Fatigue and Fracture Engineering Materials Structures*, 2009, vol. 32, pp. 418—429. DOI: 10.1111/j.1460-2695.2009.01345.x

22. Mathieu F., Hild F., Roux S. Image-based identification procedure of a crack propagation law. *Engineering Fracture Mechanics*, 2013, vol.103, pp. 48–59. DOI: 10.1016/j.engfracmech.2012.05.007

23. Lopez-Crespo P., Moreno B., Lopez-Moreno A., Zapatero J. Characterisation of crack-tip fields in biaxial fatigue based on high-magnification image correlation and electro-spray technique. *International Journal of Fatigue*, 2015, vol. 71, pp. 17–25. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2014.02.016

24. Mokhtarishirazabad M., Lopez-Crespo P., Moreno B., Lopez-Moreno A., Zanganeh M. Evaluation of crack-tip fields from DIC data: a parametric study. *International Journal of Fatigue*, 2016, vol. 89, pp. 11–19. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2016.03.006

25. Shuai J., Zhao J., Lei L. Simple crack tip and stress intensity factor determination method for mode I crack using digital image correlation/nanoscale. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 2022, vol. 122, 103621. DOI: 10.1016/j.tafmec.2022.103621

26. Camacho-Reyes A., et al. On the experimental characterization of the crack tip displacement fields on nonplanar elements: Numerical and experimental analysis. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 2023, vol. 124, 103803. DOI: 10.1016/j.tafmec.2023.103803

27. Stepanova L.V., Semenov D.A., Anisimov G.S. Primenenie metoda golograficheskoj interferometrii dlja rekonstrukcii rjada M. Uil'jamsa u vershiny treshhiny [Application of holography method for the restoration of the Williams series near the crack tip]. Vestnik Samarskogo universiteta. Estestvennonauchnaiaseriia = Vestnik of Samara University. Natural Science Series, 2023, vol. 29, no. 1, pp. 15–45. DOI:10.18287/2541-7525-2023-29-1-15-45

28. Anisimov G.S., Stepanova L.V. E`ksperimental`noeopredeleniepolejuvershiny`treshhiny`: metod golograficheskoj interfero-

metrii i metod korrelyacii cifrovy`x izobrazhenij [Experimental determination of crack-tip fields: holographic interferometry method and digital image correlation method]. *PNRPU Mechanics Bulletin*, 2024, no. 3, pp. 39-56. DOI: 10.15593/perm.mech/2024.3.03

29. Pisarev V.S., Matvienko Yu.G., Eleonsky S.I., Odintsev I.N. Combining the crack compliance method and speckle interferometry data for determination of stress intensity factors and T-stresses. *Engineering Fracture Mechanics*, 2017, 179, pp. 348–374. DOI:10.1016/j.engfracmech.2017.04.029

30. Williams, J. G. (1989). *Fracture Mechanics of Anisotropic Materials.* Composite Materials Series, pp. 3–38. DOI: 10.1016/b978-0-444-87286-9.50005-x

31. Nejati M., Gholi S., Ayatollahi M.R. Crack tip asymptotic fields in anisotropic planes: Importance of higher order terms. *Applied Mathematical Modelling*, 2021, vol. 91, pp. 837–862.

32. Ayatollahi M.R., Nejati M. & Ghouli S. Crack tip fields in anisotropic planes: a review. *International Journal Fracture*, 2022, vol. 234, pp. 113–139. DOI:10.1007/s10704-021-00559-2.

33. Hajimohamadi M., Ghajar R. Stress intensity factors for cracks emanating from a circular hole in an infinite quasi-orthotropic plane. *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct*., 2018, vol. 42, no. 1. pp. 1–9. DOI: 10.1111/ffe.12948

34. Seyyed Hassan Moussavian, Mohammad Jafari, Mojtaba Hajimohammadi, Analytical calculation of stress intensity factors for orthotropic plates containing cracks emanating from a circular hole using Schwarz integration. *ZAMM - Journal of Applied Mathematics and Mechanics*, 2023, vol. 104, no. 2, DOI: 10.1002/zamm.202300429

35. Gajanan P. Mogadpalli and Venkitanarayanan Parameswaran. Determination of Stress Intensity Factor for Cracks in Orthotropic Composite Materials using Digital Image Correlation. *Strain*, vol. 44, no. 6, pp. 446–452. DOI: 10.1111/j.1475-1305.2007.00391.x

36. Rabbolini S., Pataky G.J., Sehitoglu H., Beretta S.. Anisotropic stress intensity factor ranges measurements with DIC. *Procedia Materials Science*, 2014, vol. 3, pp. 2104-2110. DOI: 10.1016/j.mspro.2014.06.340

37. Cidade R.A. et al. Camanho. Determination of mode I dynamic fracture toughness of IM7-8552 composites by digital image correlation and machine learning. *Composite Structures*, 2019, vol. 210, pp. 707-714. DOI:10.1016/j.compstruct.2018.11.089

38. Cappello R., Pitarresi G., Xavier J., Catalanotti G. Experimental determination of mode I fracture parameters in orthotropic materials by means of Digital Image Correlation. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, vol. 108, 102663. DOI: 10.1016/j.tafmec.2020.102663

39. Fatima N.S., Rowlands R.E. DIC Determination of SIF in Orthotropic Composite. In: Lin, MT., *et al. Advancements in Optical Methods & Digital Image Correlation in Experimental Mechanics*, Volume 3. Conference Proceedings of the Society for Experimental Mechanics Series. Springer, 2020, Cham. DOI: 10.1007/978-3-030-30009-8_10

40. Sviatoslav Eleonsky, Dmitry Kazantsev, Vladimir Pisarev, Eugene S. Statnik. Influence of plate thickness on the results of residual stresses determination by through hole drilling in orthotropic composites of different fiber orientation. Materials Today: Proceedings, http://doi.org/10.1016/j.matpr.2023.09.072.

41. Digital Speckle Pattern Interferometry and Related Techniques / P. Rastogi (editor) – West Sussex: John Wiley, 2001, 384 p.

Финансирование. Работа выполнена при финансовой поддержке РНФ (грант № 25-29-00049) https://rscf.ru/project/25-29-00049/.
Конфликт интересов. Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.
Вклад авторов равноценен.

Financing. The work was carried out with financial support from the Russian Science Foundation (grant No. 25-29-00049).
Conflict of interest. The authors declare no conflict of interest.
The authors' contributions are equal.