

Механика материалов: прочность, ресурс, безопасность

УДК 620.178.3:543.46

ВЛИЯНИЕ МАЛОЦИКЛОВОЙ УСТАЛОСТИ НА ПАРАМЕТРЫ МЕХАНИКИ РАЗРУШЕНИЯ ПО ДАННЫМ МЕТОДА СПЕКЛ-ИНТЕРФЕРОМЕТРИИ¹

© В. С. Писарев², Ю. Г. Матвиенко³, С. И. Елеонский², И. Н. Одинцов³

Статья поступила 20 марта 2015 г.

Исследована эволюция параметров механики разрушения на различных этапах малоциклового повреждения. Разработанный подход основан на обработке результатов оптических интерференционных измерений деформационного отклика на малое приращение длины трещины. Тремя последовательными симметричными разрезами моделируют процесс распространения усталостной трещины через зону накопленных повреждений, вызванных малоцикловой усталостью. Исходная экспериментальная информация — величины тангенциальных компонент перемещений, которые измеряют в нескольких точках на берегах разреза методом электронной спекл-интерферометрии. Коэффициенты интенсивности напряжений (КИН) и T -напряжений определяются на основе решения Уильямса. Получены величины раскрытия, коэффициентов интенсивности напряжений и T -напряжений для трещин различной длины при фиксированных значениях циклов предварительного нагружения N_c , равных 0, 100, 1000, 1800, 2500 и 3300. Построены зависимости параметров механики разрушения для трещин фиксированной длины от N_c .

Ключевые слова: малоцикловая усталость; коэффициент интенсивности напряжений; T -напряжение; метод последовательного наращивания длины трещины; электронная спекл-интерферометрия.

Исследование процесса зарождения и распространения усталостных трещин в нерегулярных зонах металлических конструкций имеет выжное как научное, так и прикладное значения [1 – 5]. Особый интерес вызывают случаи, когда процесс распространения трещины инициируется наличием упругопластических деформаций в окрестности концентраторов напряжений типа сквозных отверстий, вызванных, например, кратковременными перегрузками. Концентрация напряжений (деформаций) около болта или заклепки представляет собой главную причину возникновения локальных упругопластических деформаций при циклическом нагружении авиационных конструкций в реальных условиях эксплуатации. Это приводит к существенному снижению долговечности соединений в соответствии с законами малоцикловой усталости.

Необходимость разнообразных экспериментальных исследований полей локальных упругопластических деформаций в нерегулярных зонах соединений при анализе процесса малоцикловой усталости обос-

новывается, например, в работах [2 – 4]. Применение оптических интерференционных методов является одним из наиболее эффективных способов исследования локальных упругопластических деформаций при переменных внешних нагрузках [6 – 8]. Существует ряд подходов к изучению процесса накопления повреждений в окрестности вершины надреза и/или определению коэффициентов интенсивности напряжений при малоцикловой усталости [9 – 13]. Все используемые методы основаны на регистрации полей перемещений, соответствующих пошаговым приращениям нагрузки, в окрестности реальной трещины фиксированной длины.

Другой способ исследования процессов локально-упругопластического деформирования заключается в замене пошаговой регистрации исходной экспериментальной информации на измерение деформационного отклика, вызванного локальным удалением материала при постоянной внешней нагрузке. Подобный подход представляет собой модифицированную версию метода последовательного наращивания длины трещины (ПНДТ) [14, 15]. Основным достоинством модифицированной версии метода ПНДТ является возможность определения коэффициентов интенсивности напряжений (КИН) и T -напряжений по данным оптических интерференционных измерений локальных компонент перемещений в ограниченном

¹ Работа выполнена в рамках Программы совместных фундаментальных исследований по авиационно-космическим технологиям ФГУП «ЦАГИ» и институтов РАН на 2014 – 2015 гг. и при поддержке РФФИ (проект № 14-08-00531).

² Центральный аэрогидродинамический институт им. проф. Н. Е. Жуковского, г. Жуковский, Московская область, Россия; e-mail: VSP5335@mail.ru

³ ИМАШ РАН им. А. А. Благонравова, Москва, Россия.

числе точек, которые расположены в ближайшей окрестности вершины трещины.

Наличие деформационных компонент перемещений, измеренных непосредственно на берегах трещины при малом приращении ее длины, открывает новые метрологические возможности для определения параметров механики разрушения. Это означает, что пропадает необходимость в создании и верификации численной модели на этапе обработки исходных экспериментальных данных. А наличие картин интерференционных полос, зарегистрированных непосредственно в окрестности вершины трещины, служит надежным индикатором типа напряженного состояния. Вследствие этого формулы для перехода от измеряемых величин к требуемым параметрам механики разрушения, которые не включают суммарную длину трещины, принимают достаточно простой и наглядный вид. Кроме того, разработанный метод универсален по отношению как к геометрической форме и материалу исследуемой конструкции, так и к этапу циклического нагружения. Таким образом, разработанный подход обеспечивает новый качественный уровень получения результатов, которые необходимы для надежного описания процесса распространения усталостной трещины в окрестности концентратора напряжений.

Основная цель данной работы — получение новых экспериментальных данных, описывающих процессы деформирования в окрестности вершины трещины на различных этапах циклического нагружения, характерного для элементов авиационных конструкций. Исследовали плоские образцы из алюминиевого сплава типа 2024 со сквозными симметричными трещинами, исходные точки которых расположены на контуре центрального сквозного отверстия. Величины параметров механики разрушения определяли на различных стадиях циклического растяжения-сжатия в малоцикловом диапазоне ($\Delta\sigma = 333,3$ МПа, $R = -0,33$).

Интерпретация исходных данных в терминах параметров механики разрушения

Сущность модифицированной версии метода последовательного наращивания длины трещины заключается в регистрации картин интерференционных полос, которые соответствуют разнице между двумя полями тангенциальных компонент перемещений [14, 15]. Каждое поле относится к трещине длиной, близкой к предыдущей. Первая экспозиция выполняется для исходной трещины длиной a_{n-1} (рис. 1). Затем исходная трещина увеличивается на Δa_n и ее длина становится $a_n = a_{n-1} + \Delta a_n$, после чего осуществляется второе экспонирование поверхности исследуемого объекта. Необходимые картины интерференционных полос визуализируются численным вычислением двух изображений, зарегистрированных для двух трещин различной длины [14–16]. Две интерфе-

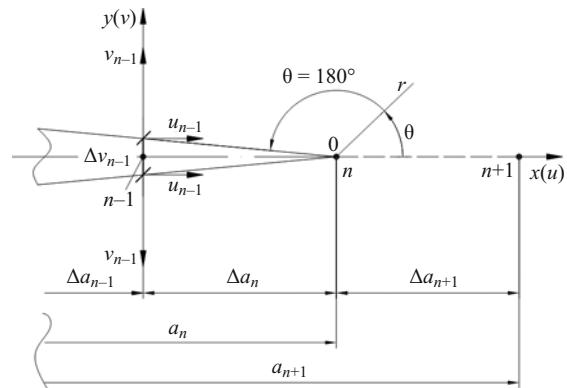


Рис. 1. Полярная система координат с началом в вершине трещины

rogramмы, которые получены таким способом для тонкой пластины со сквозной центральной трещиной нормального отрыва (типа I), показаны на рис. 2. Положительное направление оси x на рис. 1 и 2 совпадает с направлением распространения правой трещины.

Разработанная процедура извлечения требуемых параметров механики разрушения по данным количественных измерений порядков интерференционных полос в особых точках основана на формулировке Уильямса [17]. В соответствии с этим подходом компоненты перемещений в окрестности вершины трещины выражаются в виде бесконечного ряда для каждой тангенциальной компоненты перемещений. Когда направление оси x совпадает с линией трещины, выражения для трещины типа I (трещины нормального отрыва) принимают следующий вид:

$$\begin{aligned} u &= \sum_{m=1}^{\infty} \frac{r^{m/2}(1+\mu)}{E} \times \\ &\quad \times A_m \left\{ \left[k + \frac{m}{2} + (-1)^m \right] \cos \frac{m\theta}{2} - \frac{m}{2} \cos \frac{(m-4)\theta}{2} \right\}, \\ v &= \sum_{m=1}^{\infty} \frac{r^{m/2}(1+\mu)}{E} \times \\ &\quad \times A_m \left\{ \left[k - \frac{m}{2} - (-1)^m \right] \sin \frac{m\theta}{2} + \frac{m}{2} \sin \frac{(m-4)\theta}{2} \right\}, \end{aligned} \quad (1)$$

где u и v — плоские компоненты перемещений в направлении осей x и y ; E — модуль упругости материала; μ — коэффициент Пуассона; $k = (3 - \mu)/(1 + \mu)$ для условий плоской деформации; $k = (3 - 4\mu)$ для плоского напряженного состояния; A_m — постоянные коэффициенты, подлежащие определению; r и θ — радиальное и угловое расстояния от вершины трещины (см. рис. 1).

Коэффициенты интенсивности напряжений (КИН) K_1 и T -напряжений T связаны с коэффициентами A_m из (1) следующим образом [18]:

$$K_1 = A_1 \sqrt{2\pi}, \quad T = 4A_2. \quad (2)$$

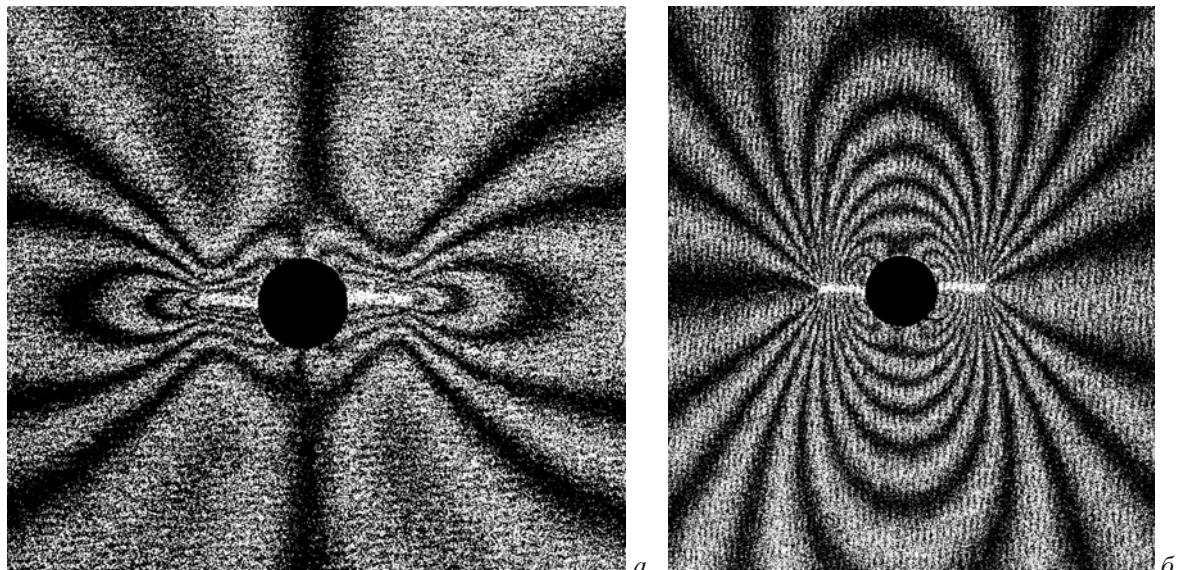


Рис. 2. Картинки интерференционных полос, полученные для образца T4_08 в терминах плоских компонент u (а) и v (б): исходная длина трещины $a_0 = 0$ с приращениями $\Delta a_1^- = 1,90$ мм (левая) и $\Delta a_1^+ = 2,11$ мм (правая)

В общем случае исходная экспериментальная информация представляет собой разницу абсолютных величин плоских компонент перемещений для двух трещин — a_n и a_{n-1} :

$$U_n = u_n(r, \theta) - u_{n-1}(r, \theta), \quad V_n = v_n(r, \theta) - v_{n-1}(r, \theta), \quad (3)$$

где (r, θ) — полярные координаты рассматриваемых точек для системы координат, начало которой расположено в точке n (см. рис. 1); $u_{n-1}(r, \theta)$, $v_{n-1}(r, \theta)$ — абсолютные значения плоских компонент перемещений в точке с координатами (r, θ) для трещины длиной a_{n-1} ; $u_n(r, \theta)$, $v_n(r, \theta)$ — абсолютные значения плоских компонент перемещений в точке с координатами (r, θ) для трещины длиной a_n .

Соотношения (3) справедливы для любой точки в окрестности вершины трещины, расположенной в точке n . Однако в правой части уравнений (3) содержатся относительные величины компонент перемещений, которые не могут быть использованы для непосредственного определения требуемых величин A_m из разложения (1). Главная особенность разработанного подхода заключается в том, что каждая интерференционная картина типа, показанного на рис. 2, содержит несколько особых точек, расположенных непосредственно на границе трещины. В этих точках могут быть определены абсолютные величины тангенциальных компонент перемещений, а затем величины коэффициентов A_m из формул (1) для трещины длиной a_n .

Определение величин коэффициентов интенсивности напряжений

При определении величины КИН используют особые точки, расположенные вдоль линии трещины между точками $n-1$ и n , где компоненты перемещений v_{n-1} равны нулю перед увеличением длины тре-

щины. Таким образом, картина полос на рис. 2, б обеспечивает определение абсолютных величин v -компонент для каждой точки с полярными координатами $0 \leq r \leq \Delta a_n$ и $\theta = \pi$. В данном исследовании процедура эксперимента организована таким образом, чтобы получить интерферограммы с пригодной для количественной обработки плотностью полос на всех трех этапах приращения длины трещины. Это означает, что количество интерференционных полос на первом шаге относительно невелико. Поэтому при обработке экспериментальных данных для всех первых приращений длины трещины $\Delta a_1 \equiv a_1$ во всех образцах используют первые три нечетных коэффициента разложения (1).

Компонента перемещений, которая соответствует первым пятью членам бесконечного ряда (1), распределяется следующим образом:

$$v(r, \theta = \pi) = \frac{4\sqrt{r}}{E} A_1 - \frac{4r\sqrt{r}}{E} A_3 + \frac{4r^2\sqrt{r}}{E} A_5. \quad (4)$$

Соотношение (4) показывает, что определение K_I из (2) требует измерения компоненты v как минимум в трех точках интервала $0 \leq r \leq \Delta a_n$, $\theta = \pi$. Экспериментальные измерения величин раскрытия трещины Δv_{n-p}^1 (p равно 1,0, 5,0, 25) проводят в точках $n-1$, $n-0,5$ и $n-0,25$ с координатами $r = \Delta a_1$, $r = \Delta a_1/2$ и $r = \Delta a_1/4$ (рис. 3).

В табл. 1 приведены основные обозначения и формулы, которые связывают экспериментально определяемые величины раскрытия трещины в различных точках с искомой величиной КИН. При этом коэффициенты разложения (1) для трещины длиной $\Delta a_1 \equiv a_1$ обозначают, как \bar{A}_1^1 , \bar{A}_3^1 и \bar{A}_5^1 .

Соотношения (5) – (7), приведенные в табл. 1, получены последовательной подстановкой координат

точек измерения в разложение (4) и представляют собой систему линейных алгебраических уравнений для определения коэффициентов A_1^1 , A_3^1 и A_5^1 . Решение этой системы уравнений дает следующие результаты:

$$K_I^1 = \sqrt{2\pi} A_1^1 = \frac{\sqrt{2\pi}E}{6\sqrt{a_1}} \left[\frac{\Delta v_{n-1}^1}{4} - \frac{3\sqrt{2}\pi v_{n-0,5}^1}{2} + 4\Delta v_{n-0,25}^1 \right], \quad (8)$$

$$A_3^1 = \frac{E}{4} \Delta a_1 \sqrt{a_1} [\Delta v_{n-1}^1 - 5\sqrt{2}\Delta v_{n-0,5}^1 + 8\Delta v_{n-0,25}^1]. \quad (9)$$

Коэффициенты \bar{A}_1^1 и \bar{A}_3^1 (9) используются для вычисления T -напряжений T^1 .

Для приращений длин трещин Δa_n с номерами $n = 2$ и $n = 3$ применяют процедуру определения КИН и T -напряжений по значениям только двух первых нечетных коэффициентов ряда (4), а именно A_1^n и A_3^n . Величины раскрытия трещины измеряют в точках $n - 1$ и $n - 0,5$ (см. рис. 3). Данная процедура подробно описана в работах [14, 15]. Соотношения, которые связывают экспериментально определяемые параметры с коэффициентами разложения (1), имеют следующий вид:

$$K_I^n = \sqrt{2\pi} A_1^n = \frac{\sqrt{2\pi}E}{8\sqrt{\Delta a_n}} [2\sqrt{2}\pi v_{n-0,5} - \Delta v_{n-1}], \quad (10)$$

$$A_3^n = -\frac{E}{4\Delta a_n \sqrt{\Delta a_n}} [\Delta v_{n-1} - \sqrt{2}\Delta v_{n-0,5}]. \quad (11)$$

Коэффициенты A_1^2 и A_3^2 используют для вычисления T -напряжений T^2 .

Определение величин T -напряжений

Процедура определения T -напряжений T соответствует методике, разработанной в работах [14, 15]. Величины T^n для трещин длиной a_n связаны с коэффициентом A_2^n из разложения (1) вторым соотношением (2). Коэффициент A_2^n определяют из решения системы линейных алгебраических уравнений следующего вида:

$$u_{n-1} = -\frac{4\Delta a_n}{E} A_2^n + \frac{4(\Delta a_n)^2}{E} A_4^n, \quad (12)$$

$$-u_{n+1} = \frac{2\sqrt{\Delta a_{n+1}}(1-\mu)}{E} A_1^n + \frac{4\Delta a_{n+1}}{E} A_2^n +$$

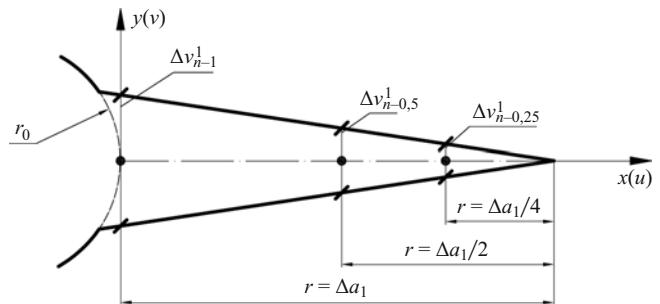


Рис. 3. Точки измерения раскрытия первой трещины

$$+ 2\Delta a_{n+1} \sqrt{\Delta a_{n+1}} \frac{(1-\mu)}{E} A_3^n + \frac{4(\Delta a_{n+1})^2}{E} A_4^n. \quad (13)$$

Для формирования уравнения (12) необходимо использовать компоненту перемещений u , направленную вдоль трещины (см. рис. 2, a). Экспериментально определяемым параметром является тангенциальная компонента u_{n-1} , которую измеряют в точке $n - 1$ с полярными координатами $r = \Delta a_n$ и $\theta = \pi$. Эта точка, которая совпадает с началом приращения длины трещины Δa_n , показана на рис. 1.

Формирование второго уравнения (13) требует привлечения дополнительной экспериментальной информации, которой является интерференционная картина типа представленной на рис. 2, a, но полученная для следующего приращения длины трещины на величину Δa_{n+1} (см. рис. 1). При этом в качестве второй точки измерения необходимо использовать точку, в которой после увеличения длины трещины компонента u равна нулю. Этому условию соответствует положение точки $n + 1$ на рис. 1. При этом нет необходимости измерения пространственных координат, так как $n + 1$ является конечной точкой приращения длины трещины Δa_{n+1} и легко идентифицируется на интерференционной картине, полученной для этого приращения. Картинны интерференционных полос, которые соответствует увеличению длины трещины от точки $n = 1$ до точки $n + 1 = 2$ на величину Δa_2 , показаны на рис. 4.

Экспериментально определяемая величина тангенциальной компоненты u_{n+1} для трещины длиной Δa_n в точке $n + 1$ с координатами ($r = \Delta a_{n+1}$ и $\theta = 0$) зависит от всех четырех первых коэффициентов рядов (1). Это следует из структуры уравнения (13).

Таблица 1. Связь измеряемых величин раскрытия трещины с тремя нечетными коэффициентами рядов Уильямса

| Точки измерения | Полярная координата r | Величина раскрытия трещины $2v(r, \theta = \pi) \equiv \Delta v_{n-p}^1, p = 1, 0,5, 0,25$ |
|-----------------|-------------------------|---|
| $n - 1$ | Δa_1 | $\Delta v_{n-1}^1 = 8 \frac{\sqrt{\Delta a_1}}{E} A_1^1 - \frac{8\Delta a_1 \sqrt{\Delta a_1}}{E} A_3^1 + \frac{8(\Delta a_1)^2 \sqrt{\Delta a_1}}{E} A_5^1$ (5) |
| $n - 0,5$ | $\Delta a_1/2$ | $\Delta v_{n-0,5}^1 = \frac{8\sqrt{\Delta a_1}}{\sqrt{2}E} A_1^1 - \frac{8\Delta a_1 \sqrt{\Delta a_1}}{2\sqrt{2}E} A_3^1 + \frac{8(\Delta a_1)^2 \sqrt{\Delta a_1}}{4\sqrt{2}E} A_5^1$ (6) |
| $n - 0,25$ | $\Delta a_1/4$ | $\Delta v_{n-0,25}^1 = \frac{4\sqrt{\Delta a_1}}{E} A_1^1 - \frac{\Delta a_1 \sqrt{\Delta a_1}}{E} A_3^1 + \frac{(\Delta a_1)^2 \sqrt{\Delta a_1}}{4E} A_5^1$ (7) |

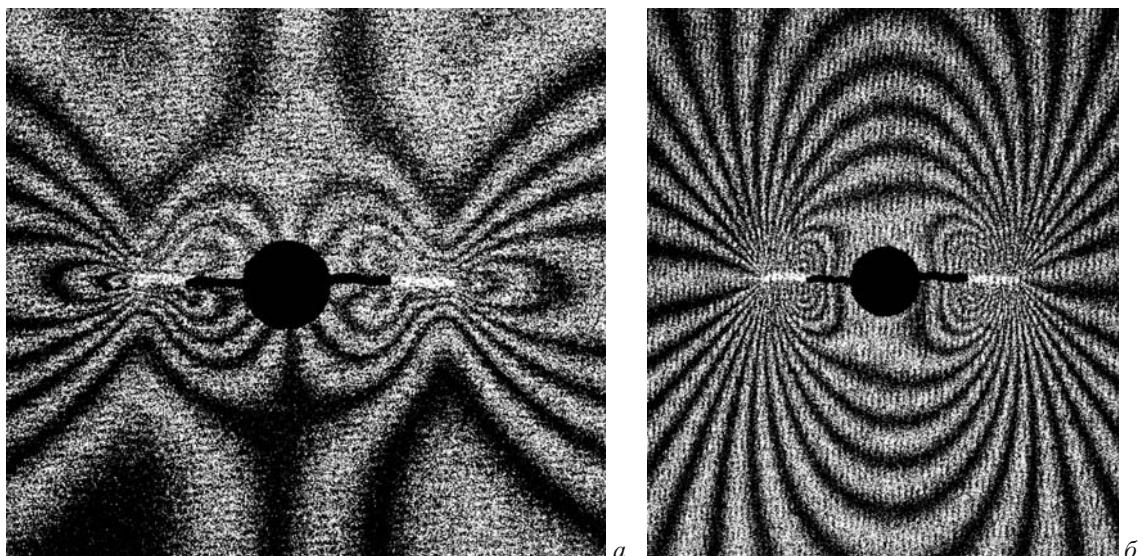


Рис. 4. Картинки интерференционных полос, полученные для образца T4_08 в терминах плоских компонент u (а) и v (б): исходная длина трещины $a_1^- = 1,90$ мм с приращением $\Delta a_2^- = 2,00$ мм (левая) и $a_1^+ = 2,11$ мм с приращением $\Delta a_2^+ = 2,21$ мм (правая)

Неизвестными в данном уравнении являются коэффициенты разложения (1) A_2^n и A_4^n , а коэффициенты A_1^n и A_3^n уже найдены из соотношений (8) и (9) или (10) и (11) в зависимости от используемого подхода.

Метрологическая верификация

Оценим точность определения величин силовых параметров механики разрушения и сравним аналогичные результаты, которые получены согласно соотношениям (8), (9) и (10), (11). Исследуемый образец в исходном состоянии, обозначенный как T4_08, имеет размеры $180 \times 30 \times 4$ мм³ и изготовлен из алюминиевого сплава типа 2024 с модулем упругости $E = 74\,000$ МПа и коэффициентом Пуассона $\mu = 0,33$. Точка начала симметричной трещины находится на пересечении контура отверстия диаметром $2R_0 = 3,0$ мм, расположенного в геометрическом центре прямоугольной пластины, с горизонтальной осью симметрии образца. Отсутствие остаточных напряжений во всех исследованных объектах было установлено с помощью совместного применения метода сверления отверстия и измерений приращений диаметров зондирующего отверстия в направлении главных напряжений методом электронной спекл-интерферометрии [19]. Для одноосного растяжения этого и всех последующих образцов при моделировании процесса продвижения трещины использовали электромеханическую испытательную машину *walter + bai ag LFM-L 22* с диапазоном прикладываемой нагрузки 0 – 25 кН. Пошаговый процесс увеличения длины трещины выполняли ювелирным лобзиком с полотном толщиной $\Delta b = 0,20$ мм. При этом заданную величину внешней нагрузки P на каждом этапе приращения трещины с гарантией находили в интервале $P - 0,02P$. Регистрацию изображений, необходимых для получения требуемых интерферограмм, проводили специа-

лизированным спекл-интерферометром с мобильным модулем. Мобильный модуль устанавливали на станине испытательной машины.

Две интерференционные картины, полученные на первом этапе продвижения трещины в образце T4_08 для нагрузки $P = 6,37$ кН (номинальные напряжения $\sigma_0 = 53,1$ МПа), приведены на рис. 2. Аналогичные изображения, зарегистрированные на втором этапе увеличения длины трещины для нагрузки $P = 6,31$ кН (номинальные напряжения $\sigma_0 = 52,6$ МПа), показаны на рис. 4. Необходимо отметить высокое качество всех интерферограмм, визуализированных методом электронной спекл-интерферометрии. Все картины интерференционных полос демонстрируют также идеальную симметрию относительно линии трещины нормального отрыва. Эти факты означают, что искомые величины параметров механики разрушения могут быть надежно определены согласно представленным выше соотношениям.

Исходная экспериментальная информация, которая необходима для определения коэффициентов A_1^n и A_3^n из разложения (1) и дальнейшего вычисления величин КИН по формуле (10) на всех этапах приращения длины трещины, приведена в табл. 2, а для определения коэффициентов \bar{A}_1^1 , \bar{A}_3^1 и \bar{A}_5^1 из разложения (1) и уточненного вычисления величины \bar{K}_1^1 по формуле (8) — в табл. 3.

Следует отметить, что разница в величинах КИН для первого этапа приращения длины трещины, полученных по формулам (10) и (8), не превосходит шести процентов (см. табл. 2 и 3). Поэтому при сравнении экспериментальных и теоретических данных используют величину \bar{K}_1^1 . Анализ точности экспериментально полученных величин КИН основан на сравнении с аналогичными данными, которые представлены в

Таблица 2. Исходная экспериментальная информация и результаты определения КИН для образца T4_08 с учетом коэффициентов A_1^n и A_3^n

| Экспериментальные параметры | Номер этапа | | | | | |
|----------------------------------|-------------|-------|-------|-------|-------|-------|
| | 1- | 2- | 3- | 1+ | 2+ | 3+ |
| Δa_n , мм | 1,90 | 2,00 | 1,50 | 2,11 | 2,21 | 1,73 |
| a_n , мм | 1,90 | 3,90 | 5,40 | 2,11 | 4,32 | 6,05 |
| Δv_{n-1} , мкм | 8,74 | 12,16 | 12,54 | 9,69 | 12,92 | 12,73 |
| $\Delta v_{n-0,5}$, мкм | 6,65 | 9,50 | 10,64 | 6,84 | 10,26 | 9,88 |
| A_1^n , кгс/мм ^{3/2} | 6,76 | 9,62 | 13,26 | 6,15 | 10,02 | 10,70 |
| A_3^n , кгс/мм ^{5/2} | 0,47 | 0,83 | 2,53 | 0 | 0,89 | 1,00 |
| K_1^n , кгс/мм ^{3/2} | 17,00 | 24,10 | 33,23 | 15,40 | 25,1 | 26,82 |
| K_1^n , МПа · м ^{1/2} | 5,38 | 7,63 | 10,53 | 4,87 | 7,95 | 8,50 |

Таблица 3. Исходная экспериментальная информация и результаты определения КИН для образца T4_08 с учетом коэффициентов A_1^1 , A_3^1 и A_5^1

| Экспериментальные параметры | $\Delta a_l^- = 1,90$ мм | | | | $\Delta a_l^+ = 2,11$ мм | | | |
|----------------------------------|--------------------------|-------|------|------|--------------------------|-------|------|------|
| | 0,25 | 0,50 | 0,75 | 1,00 | 0,25 | 0,50 | 0,75 | 1,00 |
| Δv_{n-p} , мкм | 4,94 | 6,65 | 8,36 | 8,74 | 4,94 | 6,84 | 9,12 | 9,69 |
| A_1^1 , кгс/мм ^{3/2} | | 7,09 | | | | 6,53 | | |
| A_3^1 , кгс/мм ^{5/2} | | 0,90 | | | | 0,50 | | |
| K_1^1 , кгс/мм ^{3/2} | | 17,76 | | | | 16,36 | | |
| K_1^1 , МПа · м ^{1/2} | | 5,62 | | | | 5,18 | | |

справочнике [20]. В рассматриваемом случае используют усредненные экспериментальные величины КИН, как это показано в табл. 4. Это сделано специально, чтобы избежать технических проблем, связанных с выполнением приращений правого (+) и левого (-) разрезов одинаковой длины. В табл. 4 параметр a_n — усредненные величины длин трещин; ниже — усредненные значения параметров механики разрушения; теоретические КИН определены по соотношению, которое приведено в разделе 5.1 справочника [20],

$$K_1^T = F\sigma_0 \sqrt{\Delta a_n}; \quad (14)$$

F — коэффициенты; σ_0 — номинальные напряжения; $\delta(K_1)/K_1$ — разница между экспериментальными и теоретическими величинами КИН, которая не превышает восьми процентов для первых двух этапов приращения длины трещины. Последний результат приемлем, если принять во внимание то, что формула (14) получена для растяжения бесконечной плоскости с отверстием, а используемый образец имеет конечную ширину $W = 30$ мм.

Влияние упругопластического деформирования на процесс распространения трещины

Исследовали плоские образцы размером $180 \times 30 \times 4$ мм³, изготовленные из алюминиевого сплава 2024, с центральным свободным отверстием диаметром $2R_0 = 3,0$ мм. Один из образцов (T4_08) служил для определения параметров механики раз-

Таблица 4. Экспериментальные и теоретические величины КИН для образца T4_08 ($A_1^1 \equiv A_1^n$, $K_1^1 \equiv K_1^n$)

| Экспериментальные параметры | Номер этапа | | |
|--|-------------|-------|-------|
| | 1 | 2 | 3 |
| $\tilde{a}_n = R + \frac{a_n^- + a_n^+}{2}$, мм | 3,51 | 5,61 | 7,23 |
| σ_0 , МПа | 53,1 | 52,6 | 52,0 |
| Δv_{n-1}^n , мкм | 9,22 | 12,54 | 12,64 |
| A_1^n , кгс/мм ^{3/2} | 6,81 | 9,82 | 11,98 |
| A_3^n , кгс/мм ^{5/2} | 0,70 | 0,86 | 1,77 |
| K_1^n , МПа · м ^{1/2} | 5,40 | 7,78 | 9,50 |
| F | 1,028 | 1,01 | 1,00 |
| K_1^T , МПа · м ^{1/2} | 5,84 | 7,19 | 7,61 |
| $\delta(K_1)/K_1$ | 0,075 | 0,076 | 0,20 |

рушения для трещин в материале, который не подвергался упругопластическому деформированию вследствие циклического нагружения. Перед выполнением первого разреза образец находился под действием номинальных растягивающих напряжений $\sigma_0 = 53,1$ МПа (табл. 4). Далее проводили циклическое нагружение образца-свидетеля вплоть до разрушения, которое произошло после приложения $N_{cF} = 3800$ полных циклов с параметрами $\Delta\sigma = 333,3$ МПа, $R = -0,33$. Количество циклов нагружения для каждого объекта исследования приведено в табл. 5.

Параметры цикла выбирали исходя из следующих соображений. Дело в том, что зависимости макси-

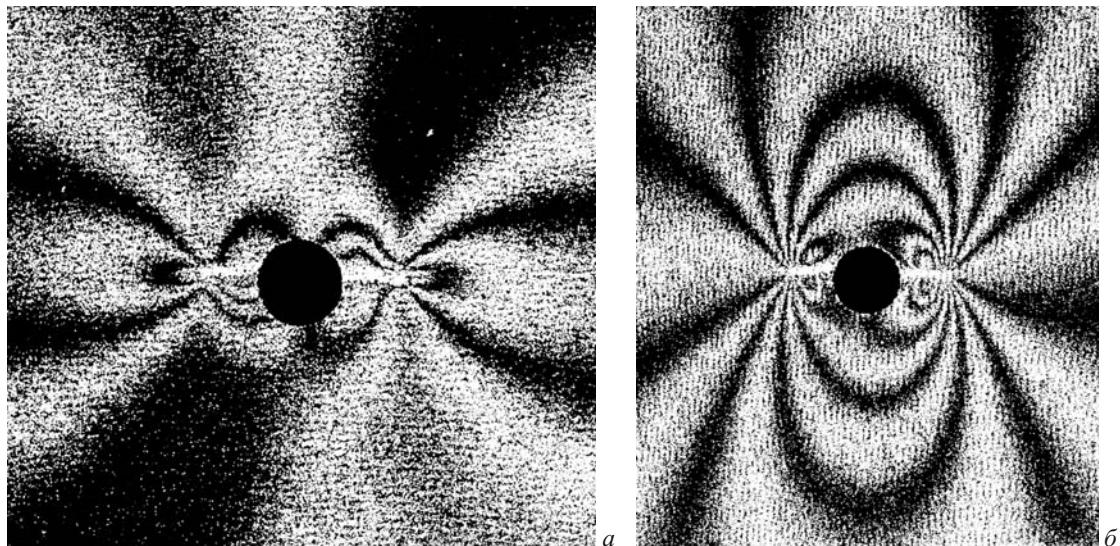


Рис. 5. Картинки интерференционных полос, полученные для образца T4_03 в терминах плоских компонент u (а) и v (б): исходная длина трещины $a_0 = 0$ с приращениями $\Delta a_l^- = 2,18$ мм (левая) и $\Delta a_l^+ = 2,31$ мм (правая)

мальных локальных деформаций от номинальных напряжений σ_0 на контуре отверстия диаметром 12 мм в прямоугольной пластине размерами $240 \times 60 \times 6$ мм³ при ее одноосном циклическом растяжении-сжатии с параметрами цикла $\Delta\sigma = 350$ МПа, $R = -0,52$ представлены в книге [8]. Исследованный образец изготовлен из алюминиевого сплава 1163Т, механические характеристики которого практически совпадают с аналогичными параметрами сплава 2024. Эксперименты проводили методом отражательной голографической интерферометрии с пошаговой регистрацией процесса деформирования. Зависимости локальных деформаций на контуре отверстия от номинальных напряжений были получены для циклов N_c , равных 1, 2, 3, 14, 218, 521 и 1017. Количество циклов до разрушения $N_{cF} = 1400$.

Установлено, что максимальная деформация на контуре отверстия, соответствующая максимальному значению номинальных напряжений $\sigma_0 = 230$ МПа, составляет $\varepsilon_x^{\max 1} = 1,2 \cdot 10^{-2}$, величина остаточной деформации после первого цикла — $\varepsilon_1^{\text{res}1} = 0,3 \cdot 10^{-2}$. Процесс накопления остаточных деформаций заканчивается для цикла $N_c = 14$. Это означает, что петля гистерезиса в координатах $\sigma_0 - \varepsilon_x^{\max}$ начинается и заканчивается в одной точке. Минимальная остаточная деформация, накопленная с 1-го по 14-й циклы, $\varepsilon_1^{\text{res}1-14} = 0,8 \cdot 10^{-2}$. Для циклов N_c , равных 218, 521 и

1017, упомянутая выше петля вырождается в прямую линию. Приведенная выше информация с учетом влияния масштабного фактора является основанием выбора номеров циклов нагружения, для которых определяют параметры механики разрушения.

Остальные пять образцов подвергали одноосному периодическому растяжению-сжатию с параметрами цикла $\Delta\sigma = 333,3$ МПа, $R = -0,33$. После этого определяли величины КИН и T -напряжений для трещин в материале, который подвергался упругопластическому деформированию в окрестности отверстия. Перед выполнением первого разреза все образцы находились под действием номинальных растягивающих напряжений $\sigma_0 = 53,1$ МПа. Начальные точки центральных симметричных трещин располагались в точках пересечения контура отверстия с центральным поперечным сечением, перпендикулярным линии приложения нагрузки. На всех пяти исследованных этапах циклического нагружения выполняли три последовательных разреза, которые моделировали трещины различной длины. Процедуры получения картин интерференционных полос, их дальнейшей обработки для извлечения исходной экспериментальной информации и преобразования этих данных в величины параметров механики разрушения полностью совпадали с аналогичной процедурой для образца T4_08.

Картинки интерференционных полос, полученные для образца T4_03 после приложения $N_c = 2500$ цик-

Таблица 5. Номенклатура исследуемых образцов и усредненные длины трещин

| Экспериментальные параметры | T4_08 | T4_06 | T4_02 | T4_05 | T4_03 | T4_07 |
|------------------------------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| Количество циклов нагружения N_c | 0 | 100 | 1000 | 1800 | 2500 | 3300 |
| $\log N_c$ | 0 | 2 | 3 | 3,26 | 3,40 | 3,52 |
| \tilde{a}_1 , мм | 3,51 | 3,44 | 3,61 | 3,71 | 3,75 | 3,64 |
| \tilde{a}_2 , мм | 5,61 | 5,58 | 5,38 | 5,48 | 5,68 | 5,50 |
| \tilde{a}_3 , мм | 7,23 | 7,10 | 7,45 | 7,28 | 7,53 | 7,34 |

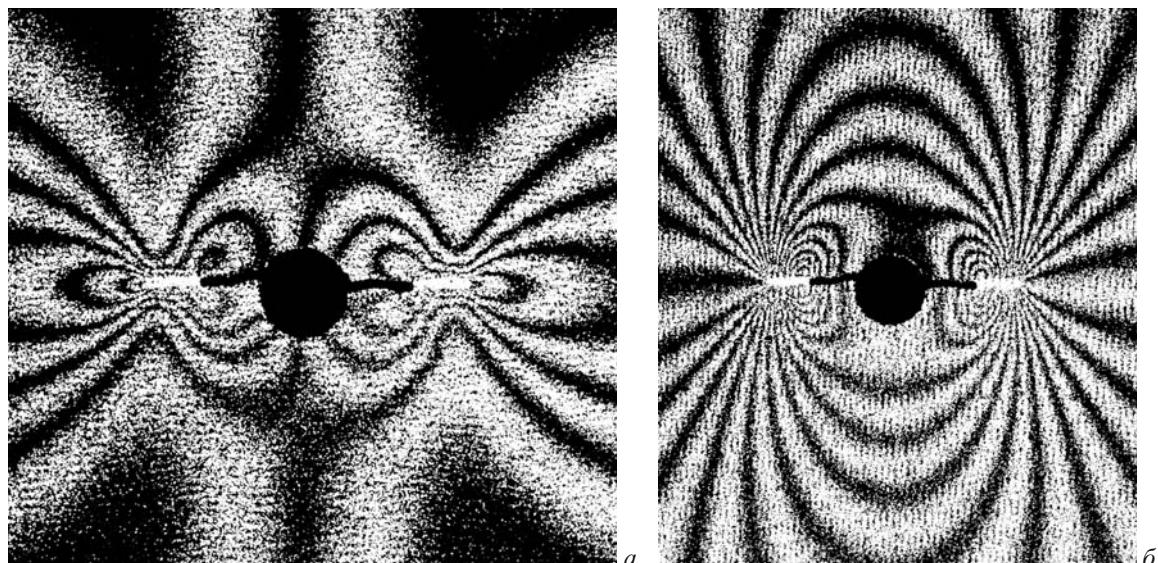


Рис. 6. Картинки интерференционных полос, полученные для образца T4_03 в терминах плоских компонент u (а) и v (б): исходная длина трещины $a_1^- = 2,18$ мм с приращением $\Delta a_2^- = 1,90$ мм (левая); исходная длина трещины $a_1^+ = 2,31$ мм с приращением $\Delta a_2^+ = 1,90$ мм (правая)

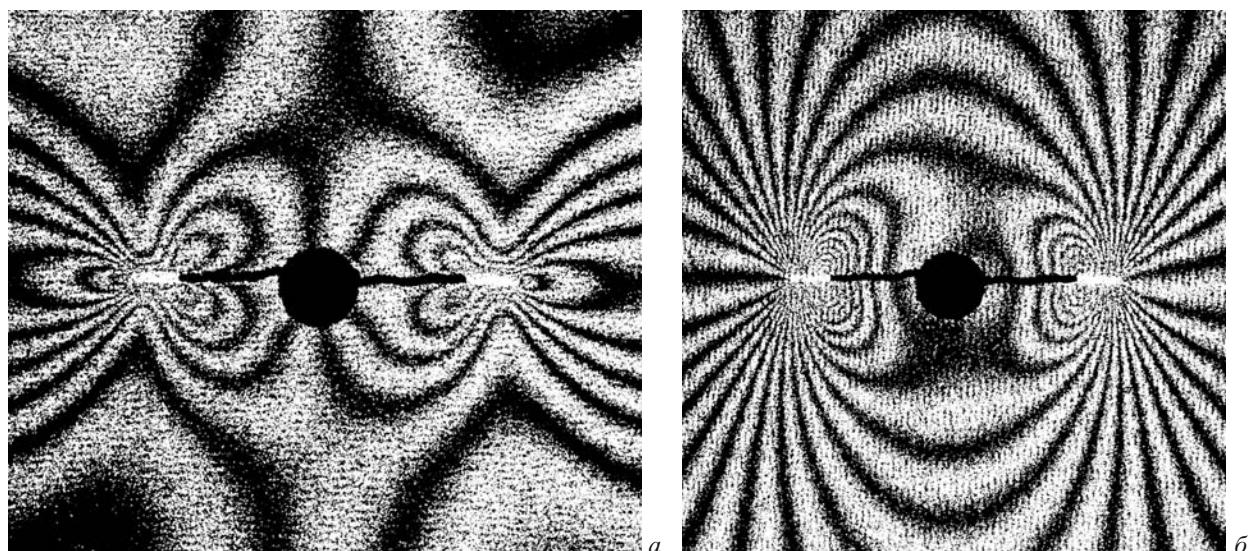


Рис. 7. Картинки интерференционных полос, полученные для образца T4_03 в терминах плоских компонент u (а) и v (б): исходная длина трещины $a_2^- = 4,08$ мм с приращением $\Delta a_3^- = 1,80$ мм (левая); исходная длина трещины $a_2^+ = 4,31$ мм с приращением $\Delta a_3^+ = 1,97$ мм (правая)

лов предварительного нагружения, показаны на рис. 5, 6 и 7 для трещин длиной a_1 , a_2 и a_3 соответственно.

Конечная точка исследования (образец T4_07) выбрана потому, что при $N_c = 3300$ полных циклов визуально наблюдается выход короткой трещины на поверхность образца в окрестности контура отверстия.

Деформационные параметры механики разрушения и их зависимости от количества циклов нагружения

Полученная экспериментальная информация может быть представлена в виде раскрытия берегов трещины. Распределения величин раскрытия по дли-

нам левой и правой первых трещин для всех исследованных этапов циклического нагружения показаны на рис. 8.

Распределения относительных раскрытий правой (a_1^+) и левой (a_1^-) первых трещин от количества циклов нагружения N_c в логарифмических координатах представлены на рис. 9. Главной особенностью этих зависимостей является выраженный «всплеск» величин относительных раскрытий, который соответствует количеству циклов предварительного нагружения $N_c = 1800$. Объяснение причин возникновения этого «всплеска» требует привлечения дополнительной экспериментальной информации. Возможно, данный факт имеет большое значение с точки зрения форму-

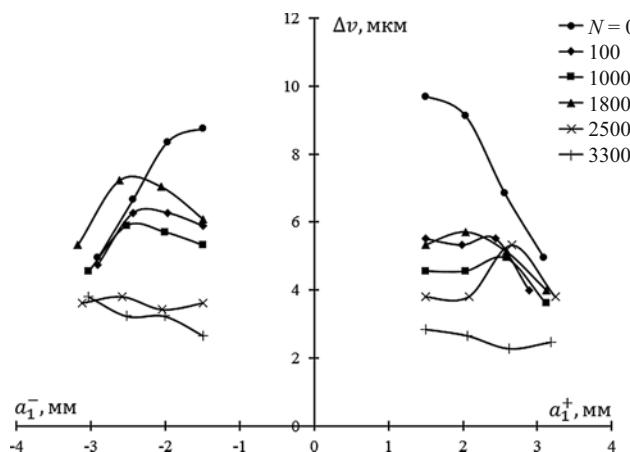


Рис. 8. Распределения величин раскрытия Δv_{n-p}^1 ($p = 1, 0,75, 0,5, 0,25$) по длине первой трещины для различных этапов циклического нагружения

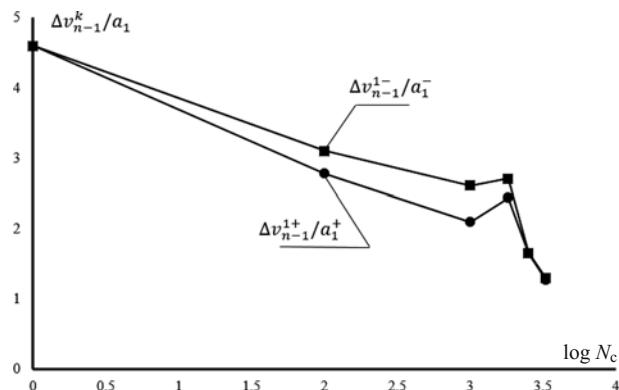


Рис. 9. Распределения величин относительных раскрытий правой (+) и левой (-) первых трещин от логарифма циклов нагрузления $\log N_c$

лировки и верификации деформационных критериев разрушения. Поэтому в ближайшее время он будет проверяться как в рамках исследованного цикла нагружения для величин N_c , близких к значению 1800, так и для других программ внешнего циклического нагружения.

Зависимости величин усредненного суммарного раскрытия трещины $\sum_{k=1}^3 \Delta \tilde{v}_{n-1}^k$ от усредненной длины

трещины \tilde{a} , полученные на различных стадиях локального упругопластического деформирования окрестности отверстия вследствие приложения циклической нагрузки, приведены на рис. 10. Подобные данные также необходимы для создания деформационных критериев разрушения. Детальное осмысление представленной информации, которая получена впервые, требует некоторого периода времени. Однако следует отметить, что разница между величинами суммарного раскрытия, соответствующая различному количеству периодов нагружения, достаточно заметна.

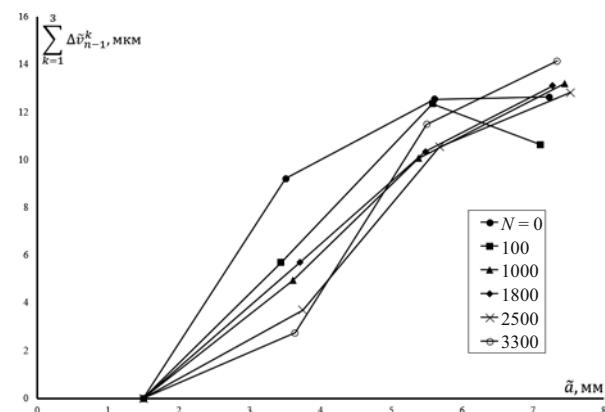


Рис. 10. Зависимости величин усредненного суммарного раскрытия трещины от усредненной длины трещины

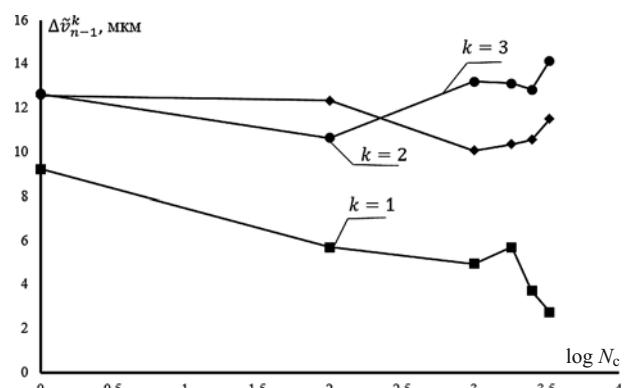


Рис. 11. Распределения величин абсолютных раскрытий для трех приращений длин трещин от количества циклов нагрузления $\log N_c$

Зависимости, представленные на рис. 10, построены по усредненным данным, которые содержатся в табл. 5. Сравнение усредненных длин трещин \tilde{a}_i ($i = 1, 2, 3$) свидетельствует, что они отличаются друг от друга на восемь, пять и шесть процентов для величин \tilde{a}_1 , \tilde{a}_2 и \tilde{a}_3 соответственно. Данный факт позволяет построить зависимости деформационных параметров механики разрушения, соответствующих фиксированным длинам трещин, от количества циклов предварительного малоциклового нагружения образца с отверстием. Эти зависимости для величин абсолютных раскрытий в начале каждого из трех приращений длины трещины $\Delta \tilde{v}_{n-1}^k$ ($k = 1, 2, 3$) показаны на рис. 11.

Силовые параметры механики разрушения на различных этапах предварительного циклического нагружения

Переход от измеренных компонент перемещений к величинам КИН и T -напряжений осуществляется на основе модифицированной версии метода последовательного наращивания длины трещины согласно соотношениям, приведенным выше. Зависимости K_I^n от длины трещины, полученные на различных стадиях локального упругопластического деформирования

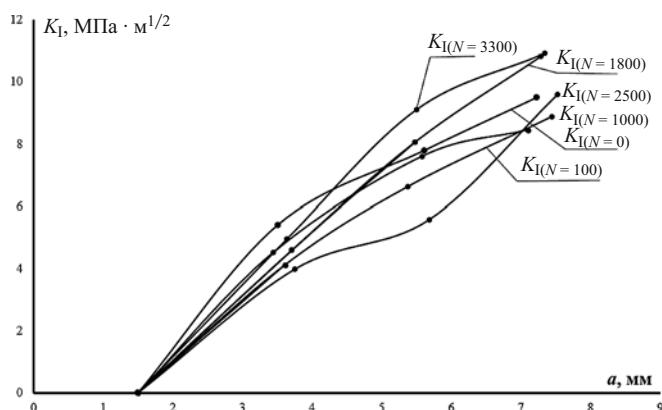


Рис. 12. Зависимости величин K_I^n от длины трещины для различных этапов циклического нагружения

окрестности отверстия вследствие приложения циклической нагрузки, представлены на рис. 12. Следует отметить, что разница между величинами K_I^n , соответствующими различным циклам нагружения, достаточно заметна. Разработанный подход позволяет оперативно получить данные для любого количества циклов нагружения. Кроме того, аналогичным образом можно проводить подобные исследования для различных программ внешнего циклического нагружения, что важно с критериальной точки зрения.

Зависимости несингулярных величин T -напряжений T^n от длины трещины, полученные на различных стадиях локального упрогопластического деформирования окрестности отверстия вследствие приложения предварительной циклической нагрузки, приведены на рис. 13. Напряжения T^n , соответствующие различному количеству циклов нагружения, заметно отличаются. Особый интерес представляет сравнение закономерностей этих отличий и различий в величинах K_I^n .

Зависимости сингулярных параметров механики разрушения КИН K_I^n , соответствующих фиксированным длинам трещин, от количества циклов предварительного нагружения показаны на рис. 14. Главной особенностью этих распределений является «всплеск» исследуемых величин (K_I^1, K_I^2 и K_I^3), соответствующий количеству циклов нагружения $N_c = 1800$. Данный факт, не имеющий однозначного объяснения, интересен с точки зрения формулировки и верификации силовых критерии разрушения. При этом необходимо отметить, что аналогичные «всплески» на зависимостях величин раскрытия в вершине трещины от количества циклов нагружения (см. рис. 9 и 11) наблюдаются только для первой трещины.

Зависимости несингулярных величин T -напряжений T^n , соответствующих фиксированным длинам трещин, от количества циклов предварительного циклического нагружения в различных координатах представлены на рис. 15. Данные распределения

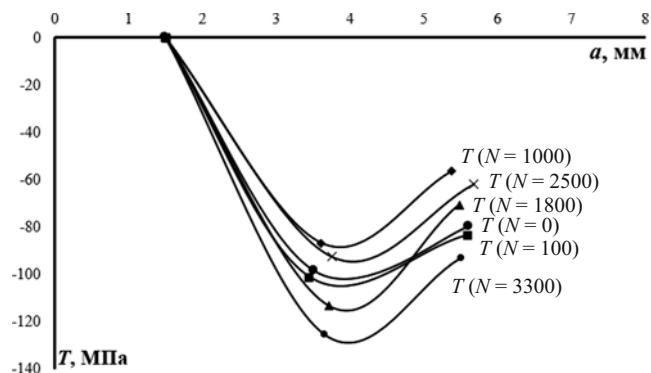


Рис. 13. Зависимости величин T -напряжений T^n от длины трещины для различных этапов циклического нагружения

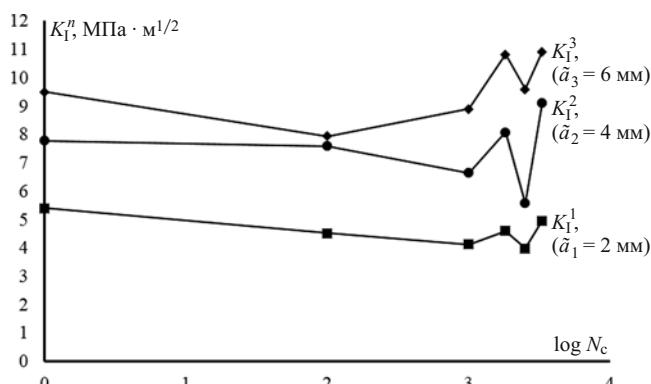


Рис. 14. Зависимости величин КИН K_I^n от количества циклов нагружения N_c для фиксированных величин длин трещин

также имеют «всплески» при $N_c = 1800$ как для T^1 , так и для T^2 .

Влияние зоны пластичности в вершине трещины на точность определения компонент перемещений

Все представленные выше результаты определения величин КИН и T -напряжений по данным измерения тангенциальных компонент перемещений основаны на соотношениях линейной механики разрушения. Поэтому необходимо оценить возможную погрешность, которая связана с размером пластической зоны в окрестности вершины трещины.

Качественный анализ всех картин интерференционных полос, полученных для материала как в исходном состоянии (см. рис. 2 и 4), так и претерпевшего упрогопластическое деформирование в окрестности отверстия (см. рис. 5, 6 и 7) свидетельствует, что размер пластической зоны в вершинах всех исследованных трещин очень мал. Действительно, структура полос по всей длине трещины на всех представленных интерферограммах соответствует упругому деформированию. Это следует из того, что каждая отдельная полоса имеет вид гладкой кривой, а выходы всех полос на берега разреза отчетливо разрешаются на каждой интерферограмме. Картинами интерференционных

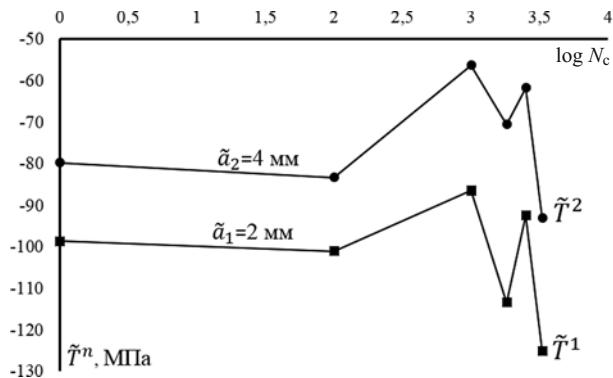


Рис. 15. Зависимости величин T -напряжений T^n от количества циклов нагружения N_c для фиксированных величин длин трещин

полос, имеющие характерные признаки наличия упругопластического деформирования в зоне концентрации напряжений, приведены, например, в книге [8] и статье [21].

Диаграмма деформирования алюминиевого сплава 2024 позволяет оценить размер пластической зоны в вершине трещины. По формуле (2.1), приведенной в работе [22], величина пластической зоны в вершине трещины

$$r_p^* = \frac{1}{2\pi} \frac{K_I}{\sigma_\tau}, \quad (15)$$

где σ_τ — предел текучести материала. В качестве примера рассмотрим три последовательных разреза в образце T4_02, которые выполнены после приложения $N_c = 1000$ циклов. Предположим, что на данном этапе циклического деформирования материал в окрестности отверстия достаточно сильно упрочнился. По крайней мере можно утверждать, что зависимость максимальных локальных деформаций на контуре отверстия от номинальных напряжений имеет линейный характер [8]. Соответствующие величины усредненных длин трещин \tilde{a}_i ($i = 1, 2, 3$) и коэффициентов интенсивности напряжений K_1^n ($n = 1, 2, 3$) приведены в табл. 6. Предел текучести для сплава 2024 $\sigma_\tau = 350$ МПа. Поставив эти данные в формулу (15), получим размер пластической зоны в вершине трещины r_p^* (см. табл. 6).

Первой точкой измерения компонент перемещений, которые используются для вычисления параметров механики разрушения, является точка начала при-

ращения длины трещины, расположенная на расстоянии $\Delta\tilde{a}_i$ от ее вершины. Минимальная величина приращения длины трещины $\Delta\tilde{a}_2 = 1,77$ мм (см. табл. 6). Совершенно очевидно, что пластическая зона размером от 0,02 до 0,1 мм оказывает несущественное влияние на точность измерения компонент перемещений в указанных выше точках.

По формуле (6.3) из работы [22] можно оценить влияние пластической зоны на раскрытие $2\nu^*$ центральной симметричной трещины в пластине при ее одноосном растяжении номинальными напряжениями σ_0 :

$$2\nu^* \approx 4 \frac{\sigma_0}{E} \sqrt{a^2 - x^2 + 2ar_p^*}, \quad (16)$$

где r_p^* определяется по формуле (15); $2a$ — длина трещины; E — модуль упругости материала; координата x отсчитывается от центра трещины в направлении ее распространения. В случае, когда симметричная упругая трещина длиной $2a$ находится под действием напряжений σ_0 , раскрытие трещины 2ν в точке x ($|x| \leq a$) можно представить в следующем виде:

$$2\nu^* \approx \frac{4\sigma_0}{E} \sqrt{a^2 - x^2}. \quad (17)$$

Комбинация выражений (16) и (17) позволяет оценить разницу между величинами раскрытия трещины в одной и той же точке с учетом и без учета влияния пластической зоны в вершине трещины (см. табл. 6):

$$\frac{2\nu^*}{2\nu} \approx \frac{\sqrt{a^2 - x^2 + 2ar_p^*}}{\sqrt{a^2 - x^2}}. \quad (18)$$

Данные табл. 6 показывают, что учет влияния пластической зоны для используемого материала и определяемых коэффициентов интенсивности напряжений дает результаты, которые отличаются от данных линейной механики разрушения не более чем на 3 % в исходных точках приращений длины трещины. Это означает, что используемый подход, который основан на соотношениях линейной механики разрушения, обеспечивает достаточную для большинства инженерных приложений точность определения величин КИН и T -напряжений.

Таким образом, разработан новый метод получения экспериментальных данных, описывающих процессы деформирования в окрестности вершины трещины на различных этапах предварительного циклического нагружения, характерного для элементов авиационных конструкций. Главная особенность предложенного подхода — измерение компонент локальных перемещений непосредственно на берегах узкого разреза, моделирующего трещину. Исходные экспериментальные данные преобразуют в величины силовых параметров механики разрушения с помощью модифицированной версии метода ПНДТ. В результате получены зависимости величин раскры-

Таблица 6. Параметры, необходимые для оценки зоны пластичности в образце T4_02

| Экспериментальные параметры | a_i , нм | | |
|----------------------------------|------------|------|------|
| | 2,11 | 3,88 | 5,95 |
| $\Delta\tilde{a}_i$, мм | 2,11 | 1,77 | 2,07 |
| K_1^n , МПа · м ^{1/2} | 4,12 | 6,63 | 8,88 |
| r_p^* , мм | 0,02 | 0,06 | 0,1 |
| $2\nu^*/2\nu$ | 1,009 | 1,02 | 1,03 |

тия берегов трещины, КИН и T -напряжений от длины трещины для фиксированных циклов предварительного нагружения, а также от количества циклов предварительного нагружения N_c для трещин фиксированной длины. Полученная информация, которая отражает влияние процесса накопления усталостных повреждений на величины КИН и T -напряжений, необходима для формулировки и верификации критерии разрушения.

ЛИТЕРАТУРА

1. Osgood C. C. Fatigue Design. 2nd edition. — Oxford, U.K.: Pergamon Press, 1982. — 606 p.
2. Махутов Н. А. Деформационные критерии разрушения и расчет элементов конструкций на прочность. — М.: Машиностроение, 1981. — 271 с.
3. Collins J. A. Failure of Materials in Mechanical Design: Analysis, Prediction, Prevention, 2nd edition. — NY, Chichester, Brisbane, Toronto, Singapore: John Wiley & Sons, 1993. — 672 p.
4. Воробьев А. З., Олькин Б. И., Стебенев В. Н. Сопротивление усталости элементов конструкций. — М.: Машиностроение, 1990. — 240 с.
5. Makhutov N., Matvienko Yu., Chernyakov S. A unified methodological approach to calculation analysis of the stages of nucleation and growth of low-cycle fatigue cracks / Materials Science. 1993. Vol. 29. N 2. P. 109 – 114.
6. Chiang F.-P. Moiré and speckle methods applied to elastic-plastic fracture studies. In: Experimental Techniques in Fracture mechanics, 3rd edition / Edited by J. S. Epstein. — NY: VCH, 1993. P. 291 – 325.
7. Post D., Han B., Ifju P. High Sensitivity Moiré. Experimental Analysis for Mechanics and Materials. — Berlin: Springer Verlag, 1994. — 444 p.
8. Shchepinov V. P., Pisarev V. S., Novikov S. A., Balalov V. V., Odintsev I. N., Bondarenko M. M. Strain and Stress Analysis by Holographic and Speckle Interferometry. — Chichester: John Wiley, 1996. — 483 p.
9. Lee C., Chao Y. J., Sutton M. A., Peters W. H., Ranson W. E. Determination of plastic strains at notches by image-processing methods / Experimental Mechanics. 1989. Vol. 29. N 2. P. 214 – 220.
10. Steckenrider J., Wagner J. Computed speckle decorrelation (CSD) for the study of fatigue damage / Optics & lasers in Engineering. 1995. Vol. 22. N 1. P. 3 – 15.
11. Diaz E. V., Kaufmann G. H., Armas A. E., Galizzi G. E. Optical measurement of the plastic zone size in a notched metal specimen subjected to low-cycle fatigue / Optics & lasers in Engineering. 2001. Vol. 35. N 6. P. 325 – 333.
12. Diaz E. V., Armas A. E., Kaufmann G. H., Galizzi G. E. Fatigue damage accumulation around a notch using a digital image measurement system / Experimental Mechanics. 2004. Vol. 44. N 3. P. 241 – 246.
13. 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 / Experimental Mechanics. 2009. Vol. 49. N 4. P. 551 – 559.
14. Писарев В. С., Матвиенко Ю. Г., Одинцов И. Н. Определение параметров механики разрушения при малом приращении длины трещины / Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2012. Т. 78. № 4. С. 45 – 51.
15. Matvienko Y. G., Pisarev V. S., Eleonsky S. I., Chernov A. V. Determination of fracture mechanics parameters by measurements of local displacements due to crack length increment / Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures. 2014. Vol. 37. N 12. P. 1306 – 1318.
16. Digital Speckle Pattern Interferometry and Related Techniques / P. Rastogi (editor). — West Sussex: John Wiley, 2001. — 384 p.
17. Williams M. L. On the stress distribution at the base of a stationary crack / ASME Journal of Applied Mechanics. 1957. Vol. 24. N 1. P. 109 – 114.
18. Yates J. R., Zanganeh M., Tai Y. H. Quantifying crack tip displacement fields with DIC / Engineering Fracture Mechanics. 2010. Vol. 77. N 11. P. 2063 – 2076.
19. Pisarev V. S., Odintsev I. N., Apalkov A. A., Chernov A. V. Role of high-quality interference fringe patterns for the residual stress determi-
- nation by the hole-drilling method / Visualization of Mechanical Processes. 2011. Vol. 1. N 1. DOI: 10.1615/VisMechProc.v1.i1.40.
20. Справочник по коэффициентам интенсивности напряжений: В 2-х томах. Т. 1 / Пер. с англ.; под ред. Ю. Мураками. — М.: Мир, 1990. — 448 с.
21. Писарев В. С., Городниченко В. И., Гришин В. И. Объемное деформированное состояние в растягиваемой полосе с отверстием по данным экспериментального, расчетного и комбинированного методов / Ученые записки ЦАГИ. 1989. Т. 20. № 5. С. 67 – 75.
22. Сиратори М., Миёси Т., Мацусита Х. Вычислительная механика разрушения. — М.: Мир, 1986. — 334 с.

REFERENCES

1. Osgood C. C. Fatigue Design. 2nd edition. — Oxford, U.K.: Pergamon Press, 1982. — 606 p.
2. Makhutov N. A. Deformatiionnye kriterii razrusheniya i raschet elementov konstruktsii na prochnost' [Deformation criteria of fracture and structures elements strength analysis]. — Moscow: Mashinostroenie, 1981 – 271 p. [in Russian].
3. Collins J. A. Failure of Materials in Mechanical Design: Analysis, Prediction, Prevention, 2nd edition. — NY, Chichester, Brisbane, Toronto, Singapore: John Wiley & Sons, 1993. — 672 p.
4. Vorob'ev A. Z., Ol'kin B. I., Stebenev V. N. Soprotivlenie ustalosti elementov konstruktsii [Fatigue resistance of structural elements]. — Moscow: Mashinostroenie, 1990. — 240 p. [in Russian].
5. Makhutov N., Matvienko Yu., Chernyakov S. A unified methodological approach to calculation analysis of the stages of nucleation and growth of low-cycle fatigue cracks / Materials Science. 1993. Vol. 29. N 2. P. 109 – 114.
6. Chiang F.-P. Moiré and speckle methods applied to elastic-plastic fracture studies. In: Experimental Techniques in Fracture mechanics, 3rd edition / Edited by J. S. Epstein. — NY: VCH, 1993. P. 291 – 325.
7. Post D., Han B., Ifju P. High Sensitivity Moiré. Experimental Analysis for Mechanics and Materials. — Berlin: Springer Verlag, 1994. — 444 p.
8. Shchepinov V. P., Pisarev V. S., Novikov S. A., Balalov V. V., Odintsev I. N., Bondarenko M. M. Strain and Stress Analysis by Holographic and Speckle Interferometry. — Chichester: John Wiley, 1996. — 483 p.
9. Lee C., Chao Y. J., Sutton M. A., Peters W. H., Ranson W. E. Determination of plastic strains at notches by image-processing methods / Experimental Mechanics. 1989. Vol. 29. N 2. P. 214 – 220.
10. Steckenrider J., Wagner J. Computed speckle decorrelation (CSD) for the study of fatigue damage / Optics & lasers in Engineering. 1995. Vol. 22. N 1. P. 3 – 15.
11. Diaz E. V., Kaufmann G. H., Armas A. E., Galizzi G. E. Optical measurement of the plastic zone size in a notched metal specimen subjected to low-cycle fatigue / Optics & lasers in Engineering. 2001. Vol. 35. N 6. P. 325 – 333.
12. Diaz E. V., Armas A. E., Kaufmann G. H., Galizzi G. E. Fatigue damage accumulation around a notch using a digital image measurement system / Experimental Mechanics. 2004. Vol. 44. N 3. P. 241 – 246.
13. 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 / Experimental Mechanics. 2009. Vol. 49. N 4. P. 551 – 559.
14. Pisarev V. S., Matvienko Yu. G., Odintsev I. N. Opredelenie parametrov mekhaniki razrusheniya pri malom prirashchenii dliny treshchiny [Determination of fracture mechanics parameters at a small increment of the crack length] / Zavod. Lab. Diagn. Mater. 2012. Vol. 78. N 4. P. 45 – 51 [in Russian].
15. Matvienko Y. G., Pisarev V. S., Eleonsky S. I., Chernov A. V. Determination of fracture mechanics parameters by measurements of local displacements due to crack length increment / Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures. 2014. Vol. 37. N 12. P. 1306 – 1318.
16. Digital Speckle Pattern Interferometry and Related Techniques / P. Rastogi (editor). — West Sussex: John Wiley, 2001. — 384 p.
17. Williams M. L. On the stress distribution at the base of a stationary crack / ASME Journal of Applied Mechanics. 1957. Vol. 24. N 1. P. 109 – 114.
18. Yates J. R., Zanganeh M., Tai Y. H. Quantifying crack tip displacement fields with DIC / Engineering Fracture Mechanics. 2010. Vol. 77. N 11. P. 2063 – 2076.
19. Pisarev V. S., Odintsev I. N., Apalkov A. A., Chernov A. V. Role of high-quality interference fringe patterns for the residual stress determi-

- nation by the hole-drilling method / Visualization of Mechanical Processes. 2011. Vol. 1. N 1. DOI: 10.1615/VisMechProc.v1.i1.40.
20. Murakami Y. (ed.). Stress Intensity Factors Handbook: in 2 Volumes. Vol. 1. — Oxford: Pergamon Press, 1987. — 624 p.
21. Pisarev V. S., Gorodnichenko V. I., Grishin V. I. Ob'emnoe deformirovannoe sostoyanie v rastyagivaemoi polose s otverstiem po dannym eksperimental'nogo, raschetnogo i kombinirovannogo metodov [Volume deformation state of the plate with hole under tension by data of experimental, numerical and combined methods] / Uch. Zap. TsAGI. 1989. Vol. 20. N 5. P. 67 – 75 [in Russian].
22. Siratori M., Miesi T., Matsusita Kh. Vychislitel'naya mekhanika razrusheniya [Computational fracture mechanics]. — Moscow: Mir, 1986. — 334 p. [Russian translation].

УДК 620.179.16

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВЕРОЯТНОСТИ ОБНАРУЖЕНИЯ ДЕФЕКТОВ ПРИ УЛЬТРАЗВУКОВОМ КОНТРОЛЕ ПРЯМЫМ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕМ

© С. О. Пилигин, В. П. Лунин¹

Статья поступила 21 января 2015 г.

Описана методика построения кривой вероятности обнаружения дефектов при их контроле в основном металле деталей из алюминия. Отмечены мешающие факторы, приведены конечно-элементная модель для получения эхо-сигналов, способ симуляции мешающих факторов, математический аппарат для построения кривой вероятности обнаружения дефектов. Представлен анализ результатов симулирования 350 различных дефектов и построена кривая вероятности их обнаружения.

Ключевые слова: ультразвуковой контроль; вероятность обнаружения дефектов; POD; эхо-метод; прямой преобразователь; симуляция; мешающие факторы.

Вероятность обнаружения дефекта — это вероятность того, что дефект определенных вида и размера может быть обнаружен с использованием конкретных методов неразрушающего контроля и оборудования. Знание вероятности обнаружения является важным показателем качества неразрушающего контроля. Оно позволяет уточнять надежность и прочность конструкций, что, в свою очередь, дает возможность управлять риском их разрушения и повреждения во время эксплуатации.

Наиболее ответственные элементы конструкций различных изделий авиакосмической отрасли выполняют из металлических материалов. Из сплавов на основе алюминия, титана и магния изготавливают корпуса космических аппаратов, ракетоносителей и самолетов (обечайки, шпангоуты, силовые рамы) и элементы двигательных установок (корпуса, топливные баки, баллоны высокого давления, лейнеры). В процессе изготовления детали подвергают обработке давлением, резке, сварке, пайке.

Для обеспечения высокой надежности и прочности весь объем ответственных деталей контролируют такими методами, как рентгеновский, ультразвуковой и вихревой.

В данной работе рассмотрена методика построения кривой вероятности обнаружения объемных дефектов (кривой POD) в случае их контроля в основном металле деталей из алюминия.

Для контроля объемных дефектов в основном металле обычно используют прямые совмещенные пьезоэлектрические преобразователи частотой от 2,5 до 10 МГц в эхо-импульсном режиме. Данное исследование проводили с помощью преобразователя П111-10-К4 частотой 10 МГц и диаметром пьезопластины 4 мм.

Объект контроля — плоский лист из алюминиевого сплава АМГб толщиной 10 мм. Из таких листов делают обечайки, лейнеры, топливные баки и многие другие детали.

В общем случае ультразвуковой контроль состоит из трех стадий: калибровка, поиск дефектов, измерение из параметров. Во время калибровки настраивают скорость ультразвука в материале объекта контроля, глубиномер, чувствительность.

Для калибровки применяют меры СО-2 и СО-3 (ГОСТ Р 55724–2013), для настройки чувствительности — образцы с зарубками, плоскодонными и боковыми отверстиями, которые являются эталонными отражателями. Полученные эхо-сигналы сравнивают с эхо-сигналом от эталонного отражателя и выражают в децибелах. Поисковый и браковочный уровни также отсчитывают от эталонного.

Выбор образца и эталонного отражателя для настройки чувствительности зависит от методики контроля. Материал образца и состояние его поверхности должны быть идентичны натурному объекту контроля. Это позволяет избавиться от погрешностей, вносимых неправильным определением скорости звука,

¹ Национальный исследовательский университет «МЭИ», Москва, Россия; e-mail: sopilyugin@gmail.com