

ОЦІНЮВАННЯ ЗАЛИШКОВОЇ ДОВГОВІЧНОСТІ ТРИВИМІРНОГО ТВЕРДОГО ТІЛА З ПЛОСКОЮ ВТОМНОЮ ТРІЩИНОЮ ЗА ЦИКЛІЧНОГО НАВАНТАЖЕННЯ

Д. В. РУДАВСЬКИЙ

За енергетичним підходом механіки руйнування побудовано розрахункову модель поширення плоскої втомної макротріщини у тривимірному деформівному пружно-пластичному тілі. Отримано кінетичне рівняння, яке дає можливість визначати період докритичного росту втомної макротріщини, що відповідає залишковій довговічності елемента металоконструкції із тріщиною під зовнішнім циклічним навантаженням. Для апробації моделі і знаходження невідомих фізико-механічних констант матеріалу досліджено зразки ділянок зварного з'єднання алюмінієвого сплаву 1201-Т. Одержані кінетичні діаграми втомного руйнування цих зразків засвідчили добре узгодження розрахунку із експериментом. За результатами теоретико-експериментальних досліджень побудовано номограми залишкової довговічності металу шва та основного металу зварного з'єднання сплаву.

Ключові слова: втомна тріщина, залишкова довговічність, пластична зона, тріщиностійкість матеріалу, енергія руйнування.

Втомне руйнування – одне з найпоширеніших видів сповільненого руйнування металевих матеріалів [1–3], за якого відбувається поступовий ріст найбільших початкових тріщин, аж до досягнення ними критичного розміру. Виявлено, що воно спричиняє експлуатаційні пошкодження більшості сучасних металоконструкцій та їх зварних з'єднань, зокрема, виготовлених із алюмінієвих сплавів.

Незважаючи на те, що відповідальні елементи таких конструкцій підлягають періодичному технічному огляду, їх втомне руйнування часто протікає без видимих ознак і здавалося б непередбачувано. Тому необхідно розробити ефективні методики оцінювання залишкового ресурсу металевих матеріалів залежно від початкових розмірів тріщини, яка є найнебезпечнішим для втрати міцності і пришвидшення руйнування дефектом.

Визначити докритичний період поширення втомних тріщин – одна з найважливіших та складних задач теорії втоми. Її розв'язання відомими методами сучасної теорії пружно-пластичності пов'язано зі значними математичними труднощами, зокрема, із розв'язками складних нелінійних рівнянь у часткових похідних, математичні методи реалізації яких ще не розроблені. Енергетичний підхід механіки руйнування матеріалів, який пропонуємо, залишається найбільш ефективним [2–5]. На його основі побудуємо розрахункову модель для оцінювання періоду докритичного росту втомної плоскої макротріщини у металевому матеріалі.

Формулювання теоретичної моделі. Якщо відома залежність швидкості V поширення втомної тріщини від її площі S , то докритичний період N_f її росту від початкових S_0 до кінцевих S_* розмірів, що рівний залишковій довговічності елемента металоконструкції, легко визначити за відомим співвідношенням [6]:

$$N_l = \int_{S_*}^{S_0} V^{-1}(S) dS, \text{ де } V \equiv dS/dN. \quad (1)$$

Отже, для встановлення періоду N_l необхідно знайти функцію швидкості росту втомної тріщини $V(S)$, яка в цьому випадку визначає кінетику втомного руйнування. Для цього пропонуємо розрахункову модель, що ґрунтується на енергетичному підході механіки руйнування матеріалів. В її основі – рівняння балансу енергій у термодинаміці (перший закон термодинаміки) [7, 8], а також припущення, що сумарне розсіювання енергії пружно-пластичних деформацій у матеріалі, що припадає на одиницю площі новоутвореної поверхні внаслідок росту втомної тріщини, є константою матеріалу, коли задані зовнішні умови і температура.

Розглянемо нескінченне пружно-пластичне тіло, послаблене плоскою макротріщиною, для якої виконуються умови автомодельності [3, 5], а її область площею S обмежена деяким контуром L (рис. 1).

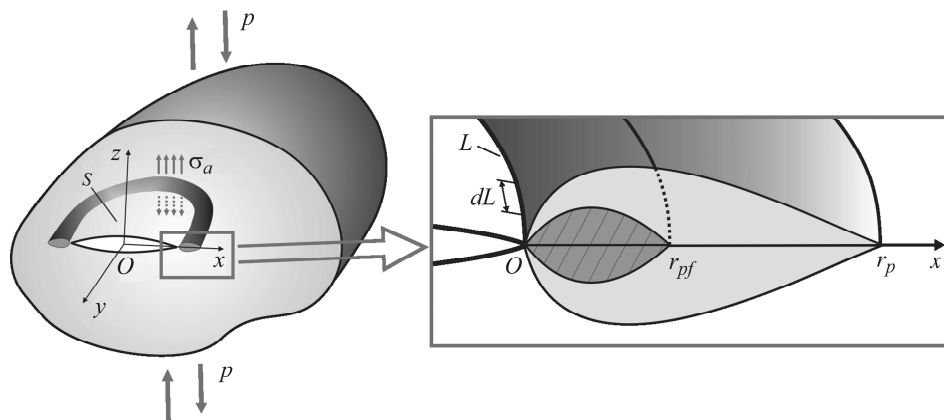


Рис. 1. Схема навантаження тіла із плоскою тріщиною та пластичної зони біля контуру її вершини.

Fig. 1. Loading scheme of a solid with a plane crack and plastic zone at the crack tip contour.

Нехай на тіло у нескінченно віддалених точках діють рівномірно розподілені зусилля інтенсивності p , які напрямлені перпендикулярно до площини тріщини і змінюються з часом із асиметрією циклу $R = p_{\min}/p_{\max}$ (рис. 2a). Слід визначити період докритичного росту такої тріщини.

Розв'язок задачі здійснюємо на основі першого закону термодинаміки [8], згідно з яким для довільного об'єму тіла та нескінченно малого приросту втомної тріщини одержимо:

$$dA + dQ = dK + dU + dU_0. \quad (2)$$

Тут dA – приріст роботи зовнішніх поверхневих та об'ємних сил; dQ – зовнішній притік-відтік тепла; dU – зміна внутрішньої енергії матеріалу, яка тут залежить від зміни поля пружно-пластичних деформацій у його об'ємі; dU_0 – зміна поверхневої енергії в об'ємі тіла під час утворення нових поверхонь за росту тріщини, що дорівнює роботі на переміщення цих поверхонь, взятій із знаком “мінус”, оскільки вона виконується проти дії внутрішніх поверхневих сил зчеплення в об'ємі матеріалу [8]; dK – зміна кінетичної енергії тіла.

Величину dU можна також подати як суму доданків dU_1 та dU_2 . Перший з них визначає незворотну частину розсіяної енергії пружно-пластичних деформацій в об'ємі матеріалу, яка витрачається на накопичення втомних мікропошкоджень біля вершини тріщини під час циклічного навантаження та призводить до

формування нових внутрішніх поверхонь (ріст втомної тріщини). Другий – частину внутрішньої енергії, викликану лише зовнішніми факторами: зміною роботи поверхневих та об'ємних сил dA та притоком-відтоком тепла. Тоді рівняння балансу (2) набуде вигляду

$$dA + dQ - dU_2 = dK + dU_1 - u_0 dS, \quad (3)$$

де u_0 – густина енергії руйнування матеріалу [2, 3, 5, 8].

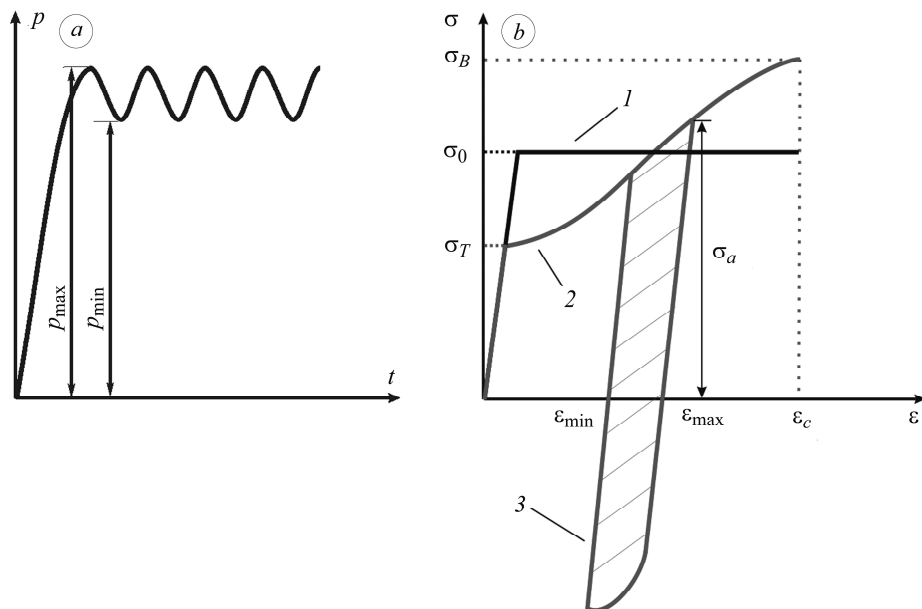


Рис. 2. Модельне подання циклу навантаження (а) та діаграма циклічного розтягу елемента об'єму в зоні передруйнування (b).

Fig. 2. Model presentation of the load cycle (a) and cyclic tension diagram of elemental volume at the prefracture zone (b).

Вважаючи процеси теплообміну та інерційні ефекти в об'ємі матеріалу достатньо малими, щоб покласти $dQ = dK = 0$, і враховуючи, що права частина рівняння (3) рівна нулю, отримаємо

$$dU_1 = u_0 dS, \quad (4)$$

або, розділивши на dN , дістанемо:

$$dU_1/dN - u_0 \cdot dS/dN = 0. \quad (5)$$

За циклічного навантаження тіла з тріщиною напружено-деформований стан біля її вершини має складний характер унаслідок реверсивної зміни пластичної деформації матеріалу в зоні передруйнування [2, 6]. За максимального циклічного навантаження (рис. 2a) у вершині тріщини через високу концентрацію напружень виникає так звана статична пластична зона довжиною r_p (рис. 1), де матеріал деформований за границю текучості. Пластичні деформації під час розвантаження призводять до того, що матеріал поза цією зоною, деформуючись пружно, стискає її, створюючи високі стискальні напруження. У результаті всередині первинної області пластичних деформацій поблизу вершини тріщини утворюється циклічна пластична зона довжиною r_{pf} , де відбувається зворотна (реверсивна) пластична деформація матеріалу (рис. 1). Тут знакозмінна пластична деформація розподілена приблизно симетрично до площини тріщини, а на діаграмі циклічно-

го розтягу елемента об'єму циклічної пластичної зони незалежно від асиметрії циклу навантаження виникає петля гістерезису шириною $\Delta\varepsilon = \varepsilon_{\max} - \varepsilon_{\min}$ (рис. 2b).

Описувати пластичну деформацію матеріалу біля вершини втомної тріщини на основі континуальних теорій пластичності доволі складно. Проте можна використовувати деякі спрощені, але фізично аргументовані підходи [2–5]. Достатньо просту схему утворення циклічної пластичної зони запропонував Дж. Р. Райс [2] і отримав наближену формулу для визначення її довжини:

$$r_{pf} = 0,25(1 - R)^2 r_p. \quad (6)$$

Незворотно розсіяна енергія пружно-пластичних деформацій U_1 містить дві складові: статичну U_s , що дорівнює розсіяній енергії у статичній пластичній зоні (рис. 1) за однократного максимального навантаження (рис. 2a), та циклічну U_f , рівну сумарній за всі цикли навантаження розсіяній енергії у циклічній пластичній зоні. Тоді рівняння (5) можна подати у вигляді [9]

$$dS/dN = (u_f - u_{th}) / (u_0 - u_s); \quad u_{th} < u_f, \quad (7)$$

де $u_f - u_{th} = dU_f/dN$, u_f – незворотно розсіювання енергії пружно-пластичних деформацій, затраченої на утворення втомних мікропошкоджень у циклічній пластичній зоні за один цикл навантаження тіла; u_{th} – порогове її значення, нижче якого не виникають втомні мікропошкодження біля вершини тріщини; $u_s = dU_s/dS$ – густина за площею незворотно розсіювання енергії пружно-пластичних деформацій, затраченої на формування втомних мікропошкоджень у статичній пластичній зоні.

Вважаючи, що пластична зона по контуру втомної тріщини достатньо витягнута, щоб її моделювати тонким шаром, застосуємо для визначення енергетичних складових у рівнянні (7) відому в механіці руйнування матеріалів δ_c -модель Леонінова–Панасюка–Дагдейла [3, 5], згідно з якою замінимо пластичну зону біля контуру втомної тріщини плоским розрізом із деякими усередненими та рівномірно розподіленими по ньому зусиллями σ_0 . Величину σ_0 визначатимемо з умови [3, 9]

$$\sigma_0 = \beta(\sigma_T + \sigma_B), \quad (8)$$

де параметр β вибираємо так, щоб площа під модельною (для ідеально пружно-пластичного тіла) діаграмою циклічного розтягу елемента об'єму зони передруйнування (рис. 2, крива 1) збігалася із площею під реальною (крива 2).

Тоді циклічну складову дисипації енергії пружно-пластичних деформацій за цикл навантаження можна визначити так [9]:

$$u_f = \alpha \sigma_0 \varepsilon_c \delta_c^{-1} \int_L \int_0^{r_{pf}} [\delta_{\max}(s, x) - \delta_{\min}(s, x)] dx dL, \quad (9)$$

де $0 < \alpha < 1$ – поправковий коефіцієнт, що визначає лише ту частину розсіювання енергії пружно-пластичних деформацій, яка затрачена на формування втомних пошкоджень в об'ємі біля вершини тріщини; dL і dx – відповідно елементарна довжина дуги вздовж плоского контуру L тріщини та зміна координати x уздовж циклічної пластичної зони (див. рис. 1); δ_{\min} , δ_{\max} – мінімальне та максимальне розкриття модельного розрізу вздовж зони передруйнування згідно з δ_c -моделлю; δ_c – його критичне значення, що відповідає критичній деформації ε_c . Тут також використали відоме [5] співвідношення $\varepsilon = \varepsilon_c \delta / \delta_c$ між деформацією ε у зоні передруйнування і розкриттям модельного розрізу δ .

Порогове значення дисипованої енергії пластичних деформацій за один цикл навантаження u_{th} подамо у вигляді

$$u_{th} = \alpha \sigma_0 \varepsilon_c \delta_c^{-1} \int_L \int_0^{r_{pf}} \Delta \delta_{th} dx dL, \quad (10)$$

де $\Delta \delta_{th}$ – порогове розкриття модельного розрізу зони передруйнування, з досягненням якого починається втомне руйнування (константа матеріалу).

У праці [10] отримали співвідношення, яке пов'язує максимальне та мінімальне значення розкриття δ за цикл навантаження в пластичній зоні через асиметрію циклу R :

$$\delta_{\min} = \left[1 - (1 - R)^2 / 2 \right] \delta_{\max}. \quad (11)$$

Тоді формулу (9) можна переписати так:

$$u_f = 0,5(1 - R)^2 \alpha \sigma_0 \varepsilon_c \delta_c^{-1} \int_L \int_0^{r_{pf}} \delta_{\max}(s, x) dx dL. \quad (12)$$

Аналогічно можна подати густину статичної складової розсіювання енергії пружно-пластичних деформацій:

$$u_s = \alpha \sigma_0 \varepsilon_c \delta_c^{-1} S_p^{-1} \int_L \int_0^{r_p} \delta_{\max}(s, x) dx dL, \quad (13)$$

де $S_p = \int_L r_p(s) dL$ – площа модельного розрізу зони передруйнування, s – проста координата вздовж контуру тріщини.

Густину енергії руйнування матеріалу u_0 можна із достатньою точністю прирівняти до площі під повною діаграмою статичного розтягу циліндричного зразка за однократного навантаження [3, 5]:

$$u_0 = \sigma_0 \varepsilon_c. \quad (14)$$

Подамо наближено функцію розподілу розкриття δ_{\max} берегів модельного розрізу біля вершини тріщини:

$$\delta_{\max}(s, x) = \delta_{\max}(s, 0) \cdot F(\lambda), \quad \lambda = x/r_{pf}, \quad (15)$$

де $F(\lambda)$ – деяка безрозмірна апроксимаційна функція, що задовольняє умову $F(0) = 1, F(r_{pf}) = 0$.

Для автомодельної тріщини справедливі вирази [5]

$$\delta_{\max} = K_{I\max}^2 \sigma_0^{-1} E^{-1}, \quad \delta_{\max} \delta_c^{-1} = (K_{I\max}/K_{Ic})^2, \quad r_p = 8^{-1} \pi \sigma_0^{-2} K_{I\max}^2, \quad (16)$$

де $K_{I\max}$ – максимальне у циклі навантаження значення коефіцієнта інтенсивності напружень (КІН) по контуру макротріщини; K_{Ic} – статична тріщиностійкість матеріалу; E – модуль пружності.

Тепер, враховуючи вирази (15), (16), енергетичні складові, що входять у рівняння (7), запишемо у вигляді

$$u_f = \frac{\pi}{64} (1 - R)^4 \alpha \varepsilon_c \sigma_0^{-1} K_{Ic}^{-2} I \cdot \int_L K_{I\max}^4(s) dL, \quad \text{де } I = \int_0^1 F(\lambda) d\lambda, \quad (17)$$

$$u_{th} = \frac{\pi}{32} (1 - R)^2 \alpha \varepsilon_c \Delta \delta_{th} K_{Ic}^{-2} E \cdot \int_L K_{I\max}^2(s) dL, \quad (18)$$

$$u_s = \frac{\pi}{8} \alpha \varepsilon_c \sigma_0^{-1} K_{Ic}^{-2} S_p^{-1} I \cdot \int_L K_{I\max}^4(s) dL, \quad (19)$$

$$S_p = \frac{\pi}{8} \sigma_0^{-2} \cdot \int_L K_{I\max}^2(s) dL, \quad (20)$$

а кінетичне рівняння (7) буде:

$$\frac{dS}{dN} = \frac{\pi}{64} \frac{(1-R)^4 \sigma_0^{-2} \int_L K_{I\max}^4(s) dL - 2(1-R)^2 \Delta \delta_{th} \sigma_0^{-1} I^{-1} E \cdot \int_L K_{I\max}^2(s) dL}{\alpha^{-1} I^{-1} K_{Ic}^2 - \int_L K_{I\max}^4(s) dL \cdot \left(\int_L K_{I\max}^2(s) dL \right)^{-1}}. \quad (21)$$

Встановлено [6], що рух контуру плоскої втомної тріщини $r = r(\theta)$ у тривимірному тілі (рис. 3) із заданою початковою конфігурацією $r(0, \theta) = r_0(\theta)$ описує нелінійне диференціальне рівняння в частинних похідних, яке визначає зв'язок між швидкістю росту втомної тріщини в кожній точці її контуру із його геометричними параметрами. Розв'язування такої граничної задачі надто складне, оскільки необхідно визначити КІН уздовж контуру рухомої тріщини, яка не завжди має достатньо просту канонічну форму. Також важко встановити контур початкової тріщини, так як відомі в машинобудуванні методи неруйнівного контролю орієнтовані здебільш на обчислення площі тріщиноподібних дефектів та не дають надійної інформації про їх конфігурацію.

Оминати ці труднощі можна з допомогою наближеного підходу – так званого методу еквівалентних площ [6], в основу якого як головний розрахунковий параметр закладено не радіус-вектор $r(N, \theta)$ контуру дефекту (рис. 3), а його інтегральну характеристику – площу S .

Виявлено [6, 9], що під час визначення кінетики втомного росту тріщини довільної конфігурації часто достатньо розглянути кінетику еквівалентної їй за площею дискової втомної тріщини із радіусом r_{eq} (рис. 3).

Оскільки в кожній точці контуру дискової тріщини значення КІН $K_{I\max}^{(eq)} = 2p\sqrt{r_{eq}}/\pi$ є незмінним [6], то після інтегрування у рівнянні (21) отримаємо:

$$V(r_{eq}) \equiv \frac{dr_{eq}}{dN} = \frac{(1-R)^4 p^4 r_{eq}^2 - 0,5\pi(1-R)^2 \sigma_0 I^{-1} E \Delta \delta_{th} p^2 r_{eq}}{4\pi\sigma_0^2 \alpha^{-1} I^{-1} K_{Ic}^2 - 4\pi^{-1} p^2 r_{eq}}. \quad (22)$$

Тоді період докритичного росту еквівалентної втомної дискової тріщини визначаємо за формулами (22) та (1)

$$N_l = 4\pi\sigma_0^2 K_{Ic}^2 (1-R)^{-4} \int_{r_{eq}^{(0)}}^{r_{eq}^*} \frac{p^{-2} - 4\pi^{-1} I \alpha K_{Ic}^{-2} r_{eq}}{I \alpha p^2 r_{eq}^2 - 0,5\pi(1-R)^2 \alpha \Delta \delta_{th} E \sigma_0 r_{eq}} dr_{eq} \quad (23)$$

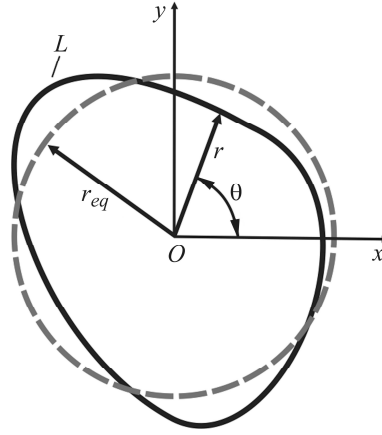


Рис. 3. Схема плоскої тріщини довільної конфігурації та еквівалентної їй за площею дископодібної тріщини.

Fig. 3. Scheme of an arbitrary configuration plane crack with a penny-shaped crack of equivalent area.

із відповідними початковою $r_{\text{eq}}(0) = r_{\text{eq}}^{(0)} = \sqrt{S_0/\pi}$ та граничною $r_{\text{eq}}(N_l) \equiv r_{\text{eq}}^* = \sqrt{S_*/\pi}$ умовами.

Формула (23) наближено описує залишкову довговічність металевого матеріалу із плоскою втомною тріщиною автотомельних розмірів за дії зовнішнього циклічного навантаження. Для практичного застосування сформульованої вище моделі під час оцінювання залишкового ресурсу конструкційних металевих матеріалів із тріщинами необхідно спочатку визначити невідомі фізико-механічні характеристики матеріалу, які входять у рівняння залишкової довговічності (23).

Результати розрахунку та експериментальна верифікація. За методикою, описаною раніше [11–13], побудували експериментальні кінетичні діаграми втомного руйнування (КДВР) балкових зразків основного металу та шва зварного з'єднання зі сплаву 1201-Т (рис. 4).

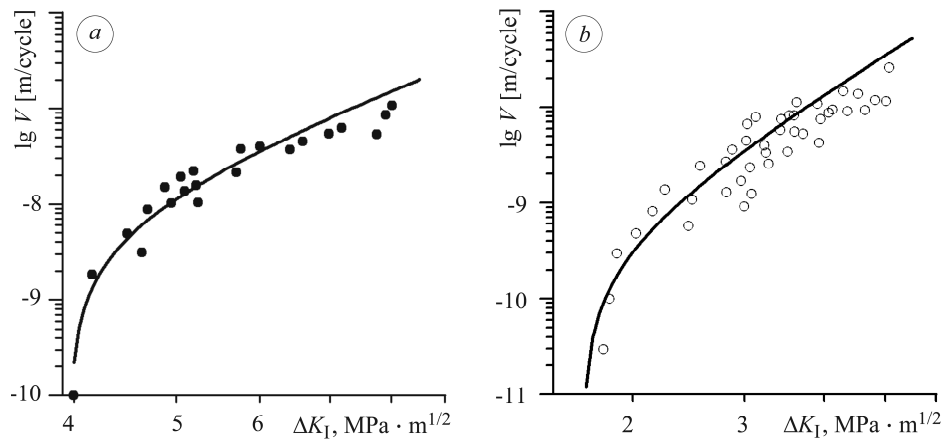


Рис. 4. КДВР зварного з'єднання зі сплаву 1201-Т ($f = 16$ Hz, $R = 0,3$): *a* – основний метал; *b* – зварний шов; суцільні лінії – розрахунок; точки – експеримент.

Fig. 4. Fatigue fracture kinetic diagrams of 1201-T alloy welded joint ($f = 16$ Hz, $R = 0.3$): *a* – base metal; *b* – weld; solid lines – calculation; points – experiment.

Основні механічні характеристики сплаву такі [14]: умовна границя текучості $\sigma_{0,2} = 300$ МПа, границя міцності $\sigma_B = 420$ МПа, $E = 7,2 \cdot 10^4$ МПа. Режимми електронно-променевого зварювання, за якого отримали досліджуваний зварний шов, наведені у праці [14].

Модельне рівняння росту втомної плоскої тріщини (21) для балкового зразка із тріщиною таке:

$$\frac{dl}{dN} = 0,05\sigma_0^{-2} \frac{\Delta K_I^4 - 2E\Delta\delta_{th}I^{-1}\sigma_0\Delta K_I^2}{(I\alpha)^{-1}K_{Ic}^2 - (1-R)^{-2}\Delta K_I^2}. \quad (24)$$

Статичну тріщиностійкість K_{Ic} зон зварного з'єднання досліджуваного сплаву визначали за відповідною експериментальною методикою [15, 16], що базується на явищі акустичної емісії. Решту невідомих фізико-механічних параметрів, що входять у рівняння (24), обчислювали методом найменших квадратів за КДВР (рис. 4) і отримали: для основного металу $K_{Ic} = 20,5$ МПа·м^{1/2}, $\sigma_0 = 374$ МПа, $I\alpha = 0,058$, $I^{-1}\Delta\delta_{th} = 2,91 \cdot 10^{-7}$ м; для зварного шва відповідно 15,3 МПа·м^{1/2}, 522 МПа, 0,081 і $3,7 \cdot 10^{-8}$ м.

За формулою (23) побудували залежності залишкової довговічності N_l зварного з'єднання зі сплаву 1201-Т від початкового значення радіуса r_0 дискової

тріщини, еквівалентної до реальної в основному металі (рис. 5а) та зварному шві (рис. 5б).

Розрахунок засвідчив (рис. 5), що максимально допустимий розмір тріщини r_0 , яка не розвивається за заданого рівня навантаження $p = 140$ МПа, становить $2,5 \cdot 10^{-3}$ м для основного металу та $4,45 \cdot 10^{-4}$ м для металу шва зварного з'єднання зі сплаву 1201-Т.

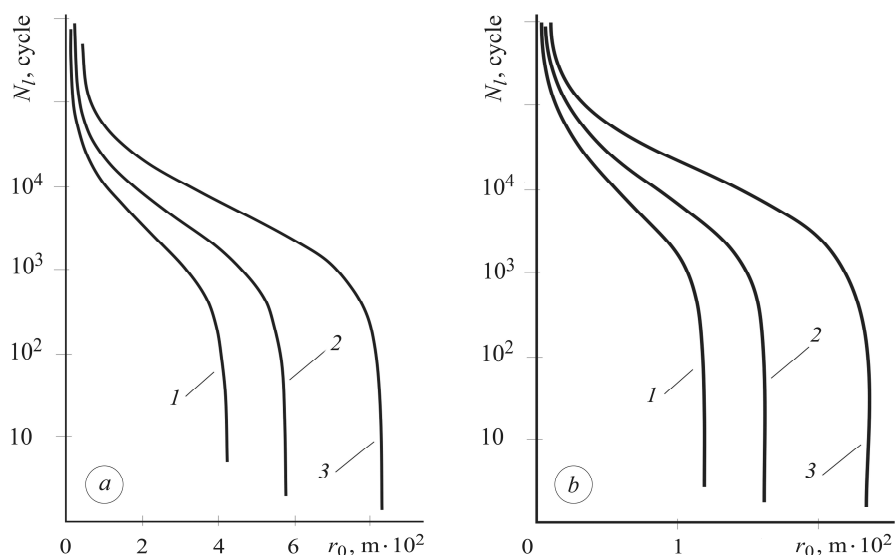


Рис. 5. Номограми залишкової довговічності зварного елемента конструкції зі сплаву 1201-Т із внутрішньою плоскою втомною тріщиною для різних значень зовнішнього навантаження ($R = 0,3$): 1 – $p = 140$ МПа; 2 – 120; 3 – 100; а – основний метал, б – зварний шов.

Fig. 5. Residual lifetime nomograms of welded structure element made of 1201-T alloy with internal plane fatigue crack for various values of external loading ($R = 0.3$): 1 – $p = 140$ МПа; 2 – 120; 3 – 100; a – base metal, b – weld.

ВИСНОВКИ

За енергетичним підходом механіки руйнування побудовано розрахункову модель розвитку плоскої втомної тріщини у тривимірному деформівному тілі. Модель апробовано під час випробувань зразків ділянок зварного з'єднання алюмінієвого сплаву 1201-Т, а КДВР цих зразків виявили добре узгодження розрахунку із експериментом. На основі моделі та результатів випробувань знайдено невідомі фізико-механічні параметри матеріалу зон зварного з'єднання сплаву та побудовано номограми його довговічності. Виявлено, що втомна тріщина у металі зварного шва розвивається значно швидше, ніж в основному металі.

РЕЗЮМЕ. На основі енергетичного підходу механіки руйнування побудовано розрахункову модель розповсюдження плоскої усталостної макротріщини в тривимірному деформувемому упругопластическому тілі. Отримано кінетичне рівняння для визначення періоду докритичного її росту, який відповідає остаточної довговічності елемента металоконструкції з тріщиною при циклічному навантаженні. Для апробації моделі і знаходження невідомих фізико-механічних констант матеріала досліджені зразки ділянок зварного з'єднання алюмінієвого сплаву 1201-Т. Експериментальні кінетичні діаграми усталостного руйнування цих зразків свідчать про хороше узгодження розрахунку і експерименту. По результатам теоретико-експериментальних досліджень побудовані номограми остаточної довговічності металу шва і основного металу зварного з'єднання сплаву.

SUMMARY. On the basis of the fracture mechanics energy approach a calculation model of the plane macrocrack fatigue growth in a three-dimensional elastic-plastic body has been built. Subcritical period of the macrocrack fatigue growth that corresponds to residual lifetime of a metal structure element with a crack under external cyclic loading can be determined using the obtained kinetic equation. To approve the proposed calculation model and to determine unknown physical and mechanical parameters of the investigated material the appropriate experimental tests have been conducted for the 1201-T aluminium alloy specimens welded joint sections. The obtained experimental kinetic diagrams of fatigue fracture of the tested samples have shown a good agreement with the calculation results. Based on the conducted theoretical and experimental researches the residual lifetime nomograms of the 1201-T aluminium alloy weld and base metal have been built.

1. Троценко В. Т. Деформирование и разрушение металлов при многоцикловом нагружении. – К.: Наук. думка, 1981. – 344 с.
2. Механика разрушения и прочность материалов: Справ. пос. в 4-х т. / Под общ. ред. В. В. Панасюка. Т. 4: Усталость и циклическая трещиностойкость конструкционных материалов / О. Н. Романив, С. Я. Ярема, Г. Н. Никифорчин и др. – К.: Наук. думка, 1990. – 680 с.
3. Панасюк В. В. Механика квазихрупкого разрушения материалов. – К.: Наук. думка, 1991. – 416 с.
4. Черепанов Г. П. Механика хрупкого разрушения. – М.: Наука, 1974. – 640 с.
5. Механика разрушения и прочность материалов: Справ. пос. в 4-х т. / Под общ. ред. В. В. Панасюка. Т. 1: Основы механики разрушения материалов / В. В. Панасюк, А. Е. Андрейкив, В. З. Партон. – К.: Наук. думка, 1988. – 488 с.
6. Андрейкив А. Е., Дарчук А. И. Усталостное разрушение и долговечность конструкций. – К.: Наук. думка, 1992. – 184 с.
7. Киреев В. А. Курс физической химии. – М.: Химия, 1975. – 776 с.
8. Седов Л. И. Механика сплошной среды. – М.: Наука, 1973. – Т. 1, 2.
9. Шата М., Терлецька З. О. Енергетичний підхід у механіці втомного поширення макротріщин // Механіка руйнування матеріалів і міцність конструкцій. – Львів: Каменяр, 1999. – Т. 2. – С. 141–148.
10. Analysis of short and long fatigue cracks growth kinetics under non-regular loading / V. V. Panasyuk, O. Ye. Andreykiv, O. I. Darchuk, P. S. Kun // Structural integrity: experiments, models, applications. – Proc. 10 European Conference on Fracture (ECF-10) / Eds. K. H. Schwalbe, C. Berger. – EMAS, 1994. – Vol. 2. – P. 1271–1276.
11. Оцінка розвитку втомного руйнування в'язких конструкційних сталей / В. Р. Скальський, Д. В. Рудавський, П. Я. Галан та ін. // Вісник Дніпропетр. нац. ун-ту залізн. транспорту ім. акад. В. Лазаряна. – Дніпропетровськ, 2010. – Вип. 33. – С. 251–254.
12. Лясота І. М., Скальський В. Р. Вплив структурного чинника на циклічну тріщиностійкість зварного з'єднання сплаву 1201-T // Технологічні комплекси. – 2012. – № 1, 2 (5, 6). – С. 183–188.
13. Скальський В. Р., Лясота І. М. Вплив мікроструктури зварного з'єднання алюмінієвого сплаву на швидкість поширення втомної тріщини // Проблеми обчислювальної механіки і міцності конструкцій. – Дніпропетровськ: Ліра, 2012. – Вип. 19. – С. 271–278.
14. Скальський В. Р., Рудавський Д. В., Лясота І. М. Розрахунок залишкових напружень за електронно-променевого зварювання товстих плит // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2012. – 48, № 3. – С. 87–93.
(Skal's'kyi V. R., Rudavs'kyi D. V., and Lyasota I. M. Numerical analysis of residual stresses near a weld in the course of electron-beam welding of thick plates // Materials Science. – 2012. – 48, № 3. – P. 355–363.)
15. Скальський В. Р., Лясота І. М. Застосування методу акустичної емісії для визначення моменту початку макроруйнування зварних з'єднань алюмінієвого сплаву // Техн. діагностика і неразр. контроль. – 2012. – № 3. – С. 7–12.
16. Скальський В. Р., Андрейкив О. Є. Оцінка об'ємної пошкодженості матеріалів методом акустичної емісії. – Львів: Вид. центр ЛНУ ім. І. Франка, 2006. – 330 с.

Одержано 20.04.2015