

УДК 539.375; 620.197.5:669.788

ПОШИРЕННЯ ТРІЩИН У СКЛАДЕНИХ БІМЕТАЛЕВИХ ПЛАСТИНАХ ЗА ВПЛИВУ ВОДНЮ

О. Є. АНДРЕЙКІВ¹, І. Я. ДОЛІНСЬКА^{2,3}, С. В. НАСТАСЯК¹,
М. О. ЛЮБЧАК²

¹ Львівський національний університет ім. Івана Франка;

² Фізико-механічний інститут ім. Г. В. Карпенка НАН України, Львів;

³ Бидгоцька політехніка, Польща

Запропоновано розрахункову модель для визначення залишкової довговічності складеної біметалевої пластини з півнескінчених пластин зі сталей 15X2МФА і 321 з прямолінійною тріщиною, яка статично розтягується за високої температури і дії воденьвмісного середовища рівномірно розподіленими зусиллями перпендикулярно до лінії її розташування. В основі моделі – енергетичний підхід про баланс роботи зовнішніх сил і викликаних при цьому внутрішніх енергій. Модель реалізовано числово. Побудовано залежності залишкової довговічності пластини від розміру початкової тріщини, а також впливу воденьвмісного середовища.

Ключові слова: *складена біметалева пластина, воденьвмісне середовище, високо-температурна повзучість, енергетичний підхід, коефіцієнт інтенсивності напружень, зона передруйнування, період докритичного росту воднево-механічної тріщини.*

A computational model is proposed to determine the residual life of a composite bimetallic plate made of semi-infinite plates of 15X2MФА and 321 steels with a rectilinear crack. The plate is statically tensioned at a high temperature and under the influence of a hydrogen-containing environment by uniformly distributed forces perpendicular to the line of its placement. The model is based on the energy approach about the balance of external forces and the resulting internal energies. This model is implemented numerically. Graphical dependences of the change in the residual service life of a plate on the size of the initial crack and the influence of a hydrogen-containing environment were constructed.

Keywords: *composite bimetallic plate, hydrogen-containing environment, high-temperature creep, energy approach, stress intensity factor, prefracture zone, period of subcritical growth of a hydrogen-mechanical crack.*

Вступ. Особливістю розрахунків інженерних металевих конструкцій з позицій механіки руйнування є можливість врахувати в матеріалі як вихідні дефекти, так і ті, що виникли під час експлуатації. Тоді вони ґрунтуються на результатах досліджень, наприклад, кінетики розвитку тріщин до досягнення ними критичних розмірів. За результатами визначення періоду докритичного росту тріщини прогнозують залишкову довговічність конструкції. Як свідчить практика, в елементах конструкцій залежно від експлуатаційних умов період розвитку тріщини може складати від 10 до 90% від загальної їх довговічності [1]. Тому важливо розраховувати залишкову довговічність конструкцій.

Відомі в літературі моделі локального руйнування елементів конструкцій справедливі переважно для однорідних матеріалів [1–4]. Однак в інженерній практиці часто застосовують неоднорідні за механічними характеристиками та тріщиностійкістю матеріали. Тому прогнозувати довговічність елементів конст-

рукцій з них з допомогою існуючих математичних моделей проблематично. Особливо за сумісної дії довготривалого статичного навантаження і агресивних середовищ, зокрема корозивно-наводнювальних та високих температур. Водночас теоретично поширення тріщин високотемпературної повзучості в неоднорідних матеріалах вивчено недостатньо, зокрема за впливу воденьвмісного середовища.

Нижче на основі енергетичного підходу запропоновано розрахункову модель дослідження кінетики і визначення періоду докритичного росту воднево-механічних тріщин у біметалевій пластині за довготривалого розтягу в умовах високої температури.

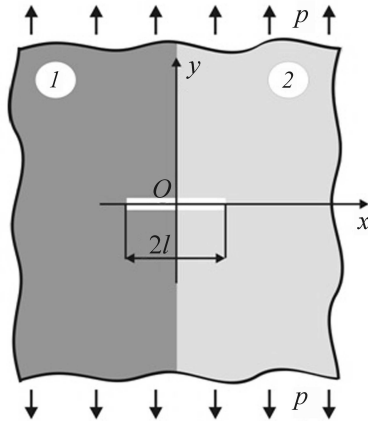


Рис. 1. Схема навантаження складеної біметалевої пластини.

Fig. 1. Loading mode of a composite bimetallic plate.

Формулювання моделі. Розглянемо біметалеву пластину, складену із півплощин 1 і 2 з близькими модулями пружності ($E_1 \approx E_2 = E$) і різними механічними характеристиками матеріалу та тріщиностійкістю. Вважаємо, що пластина послаблена прямолінійною тріщиною початкової довжини $2l_0$, розтягується зовнішніми статичними тривалими зусиллями інтенсивності p , які направлені перпендикулярно до лінії її розташування (рис. 1). Водночас вона знаходиться під дією постійного високотемпературного поля і воденьвмісного середовища. Необхідно визначити період докритичного росту тріщини $t = t_*$, тобто час, за який вона досягне критичного розміру $l_1 + l_2 = l_*$ (l_i – довжини тріщини, відповідно, в півплощинах 1, 2; $i = 1, 2$). Вва-

жаємо, що з досягненням часу t_* пластина зруйнується.

Розв'язок задачі реалізуємо з допомогою відомого [5, 6] енергетичного підходу. Наближено приймаємо, що концентрація водню біля вершин тріщини в обох півплощинах приблизно однакова. В результаті зводимо задачу до такої системи диференціальних рівнянь для невідомих функцій $l_1(t)$, $l_2(t)$, що визначають кінетику поширення довжин тріщини, відповідно, в півплощинах 1 і 2:

$$\frac{dl_1}{dt} = \frac{A_1 \delta_{1t}^{m_1} \delta_{1C}^{-m_1}}{1 - \delta_{1t} \delta_{1C}^{-1}} + 6\alpha_1 \beta_1 \gamma_1 \delta_{1C} C_0, \quad \frac{dl_2}{dt} = \frac{A_2 \delta_{2t}^{m_2} \delta_{2C}^{-m_2}}{1 - \delta_{2t} \delta_{2C}^{-1}} + 6\alpha_2 \beta_2 \gamma_2 \delta_{2C} C_0. \quad (1)$$

Тут C_0 – концентрація водню біля вершин тріщини; A_i , m_i – характеристики повзучості матеріалу; δ_{it} – розкриття у вершині тріщини; δ_{iC} – критичне значення величини δ_{it} ; α_i – константа, яку визначають із експерименту; β_i , γ_i – характеристики наводнювання матеріалу; індекси $i = 1, 2$ відповідають матеріалам півплощин 1 і 2, з яких складена пластина.

Система рівнянь (1) описує ріст тріщини в пластині. Щоб визначити період її докритичного росту, додамо такі початкові і кінцеві умови:

$$t = 0, \quad l_1(0) = l_0, \quad l_2(0) = l_0; \quad t = t_*, \quad l_1(t_*) + l_2(t_*) = l_*. \quad (2)$$

Співвідношення (1), (2) становлять математичну модель для розрахунку залишкової довговічності досліджуваної пластини.

Якщо тріщина макроскопічна, за виконання співвідношень

$$\delta_{it} = \frac{K_{II}^2}{\sigma_{it} E}, \quad \frac{\delta_{it}}{\delta_{iC}} = \frac{K_{II}^2}{\sigma_{it} E}$$

модель (1), (2) набуде вигляду

$$\begin{aligned} \frac{dl_1}{dt} &= \frac{A_1 (K_{II} K_{IIC}^{-1})^{2m_1}}{1 - K_{II}^2 K_{IIC}^{-2}} + \frac{6\alpha_1 \beta_1 \gamma_1 K_{II}^2 C_0}{\sigma_{1t} E}, \\ \frac{dl_2}{dt} &= \frac{A_2 (K_{II} K_{IIC}^{-1})^{2m_2}}{1 - K_{II}^2 K_{IIC}^{-2}} + \frac{6\alpha_2 \beta_2 \gamma_2 K_{II}^2 C_0}{\sigma_{2t} E}, \end{aligned} \quad (3)$$

$$t = 0, \quad l_1(0) = l_0, \quad l_2(0) = l_0; \quad t = t_*, \quad l_1(t_*) + l_2(t_*) = l_*. \quad (4)$$

Для обчислення критичного розміру l_* тріщини застосуємо силовий підхід механіки руйнування – критерій Ірвіна [7]:

$$K_{II}(l_*) = \min K_{IIC}. \quad (5)$$

Оскільки пружні характеристики матеріалів півплощин 1 і 2 однакові, то і коефіцієнти інтенсивності напружень у вершинах тріщини однакові $K_{II} = K_{2II}$. Задачу про розтяг пластини з тріщиною можна розглядати як аналог задачі Гріффітса за дії високої температури і водню. Звідси коефіцієнти інтенсивності напружень [8]

$$K_{II} = p \sqrt{0,5\pi(l_1 + l_2)} \quad (i = 1, 2). \quad (6)$$

Систему диференціальних рівнянь розв'язуємо так. Додамо перше рівняння системи (3) до другого. В результаті отримаємо:

$$\begin{aligned} \frac{dl}{dt} &= \frac{A_1 (K_I(l) K_{IIC}^{-1})^{2m_1}}{1 - K_I^2 K_{IIC}^{-2}} + \frac{A_2 (K_I(l) K_{IIC}^{-1})^{2m_2}}{1 - K_I^2 K_{IIC}^{-2}} + \\ &+ \frac{6\alpha_1 \beta_1 \lambda_1 K_I^2(l) C_0}{\sigma_{1t} E} + \frac{6\alpha_2 \beta_2 \lambda_2 K_I^2(l) C_0}{\sigma_{2t} E}, \quad l = l_1 + l_2. \end{aligned} \quad (7)$$

Аналізуючи рівняння (7) з урахуванням виразу (6), можна припустити, що період докритичного росту воднево-механічної тріщини в умовах високотемпературної повзучості загалом залежить не стільки від розміру її частин l_1, l_2 , як від їх сумарної довжини l і найменшого значення критичної тріщиностійкості матеріалів пластини (див. залежність (5)).

З урахуванням виразу (7) математична модель (3), (4) набуде вигляду

$$\frac{dl}{dt} = \frac{B_1 K_I^{2m_1}(l)(1 - K_I^2(l) K_{IIC}^{-2}) + B_2 K_I^{2m_2}(l)(1 - K_I^2(l) K_{IIC}^{-2})}{(1 - K_I^2(l) K_{IIC}^{-2})(1 - K_I^2(l) K_{IIC}^{-2})} + K_I^2(l)(D_1 + D_2), \quad (8)$$

$$t = 0, \quad l(0) = l_0; \quad t = t_*, \quad l(t_*) = l_*; \quad K_I(l_*) = \min K_{IIC}, \quad (9)$$

$$\text{де } B_1 = A_1 (K_{IIC}^{-1})^{2m_1}, \quad B_2 = A_2 (K_{IIC}^{-1})^{2m_2}, \quad D_1 = \frac{6\alpha_1 \beta_1 \gamma_1 C_0}{\sigma_{1t} E}, \quad D_2 = \frac{6\alpha_2 \beta_2 \gamma_2 C_0}{\sigma_{2t} E}.$$

Для апробації моделі (8), (9) розглянемо конкретний випадок, коли біметалева пластина складається зі сталей 15Х2МФА і 321. Механічні характеристики сталі 15Х2МФА, її тріщиностійкість і параметри наводнювання на основі результатів

праці [9] подамо так: $A_1 = 3,56 \cdot 10^{-3}$ м/х, $K_{1IC} = 210 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$, $C_0 = 0,9$ ppm, $\alpha_1 = 5 \cdot 10^{-3}$, $m_1 = 2,13$, $E = 1,69 \cdot 10^5$ МПа, $\sigma_{1t} = 1670$ МПа, $\beta_1 = 2,22 \text{ ppm}^{-1}$, $\gamma_1 = 0,48 \text{ 1/h}$. А для сталі 321 приймемо [10]: $K_{2IC} = 100 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$, $\sigma_{2t} = 450$ МПа, $E \approx 1,69 \cdot 10^5$ МПа, $A_2 = 1,25 \cdot 10^{-5}$ м/х, $\alpha_2 = 1,24$, $m_2 = 0,85$, $\beta_2 \approx 2,22 \text{ ppm}^{-1}$, $\gamma_2 \approx 0,48 \text{ 1/h}$, $C_0 = 0,9$ ppm.

Через брак експериментальних результатів характеристики наводнювання для сталі 321 вважали такими ж, як і для сталі 15Х2МФА.

Оскільки пластина розтягується зусиллями $p = 235$ МПа, то з критерію (5) і кінцевої умови (9) знайшли критичний розмір тріщини $l_* = 0,115$ м.

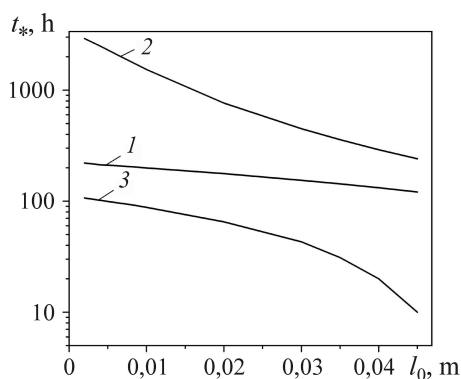


Рис. 2. Fig. 2.

Рис. 2. Залежність t^*-l_0 для складеної (крива 1) і однорідної пластин зі сталей 15Х2МФА (крива 2) та 321 (крива 3).

Fig. 2. Dependence t^*-l_0 for a composite plate (curve 1), and homogeneous plate made of 15X2MFA (curve 2) and 321 (curve 3) steels.

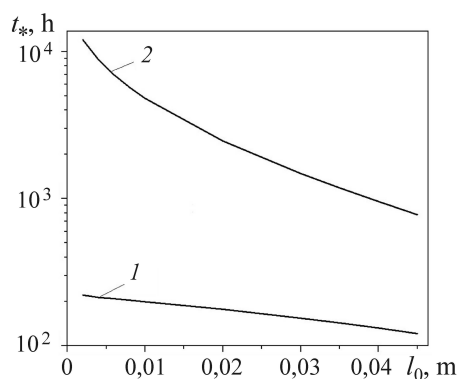


Рис. 3. Fig. 3.

Рис. 3. Залежність залишкової довговічності складеної пластини з урахуванням дії водню (крива 1) і без (крива 2).

Fig. 3. Dependence of residual life of a composite plate taking into account hydrogen effect (curve 1) and without it (curve 2).

З використанням наведених геометричних, силових і механічних характеристик математичну задачу (8), (9) розв'язали числово. Побудували залежності залишкової довговічності складеної пластини від розміру початкового дефекту (рис. 2, крива 1), а також для однорідної пластини, виготовленої зі сталей 15Х2МФА (крива 2) або 321 (крива 3). Криві підтверджують правильність запропонованого підходу визначення довговічності складеної пластини за системою рівнянь (3). Як свідчить математична модель (8), (9), водень зменшує її залишкову довговічність в умовах високотемпературного поля (рис. 3).

ВИСНОВКИ

На основі енергетичного підходу сформульовано розрахункову модель для дослідження кінетики і періоду докритичного росту воднево-механічної тріщини в умовах високотемпературної повзучості в біметалевих пластинах і визначено залишкову довговічність двокомпонентної біметалевої пластини з наскрізною тріщиною. Встановлено, що вона суттєво залежить від початкового розміру тріщини і не стільки від кінетики розвитку кожної її вершини, скільки від загальної довжини. Виявлено негативний вплив водню на залишкову довговічність пластини.

1. Рудавський Д. В. Залишковий ресурс металевих елементів конструкцій у водневмісних середовищах. – К.: Наук. думка, 2011. – 206 с.
2. *Influence of temperature and hydrogen on fatigue fracture of 10KH15N27T3V2MR steel* / Oksana Hembara, Olha Chepil, Taras Hembara, Volodymyr Mochulskyi, Yaroslav Sapuzhak // *J. of Theoret. and Appl. Mechanics (Poland)*. – 2020. – **58**, Is. 1. – P. 3–15.
DOI: 10.15632/jtam-pl/115214
3. *Skal's'kyi V. R., Rudavs'kyi D. V., and Dubyts'kyi O. S.* Calculation of the residual life of a truck spring leaf with a surface crack // *Strength of Mater.* – 2013. – **45**, № 1. – P. 20–27.
DOI: 10.1007/s11223-013-9428-3
4. *A new energy approach to predicting fracture resistance in metals* / M. Dutkiewicz, O. Hembara, O. Chepil, M. Hrynenko, and T. Hembara // *Materials*. – 2023. – **16**, № 4. – P. 1566.
DOI: 10.3390/ma16041566
5. *Andreikiv O. E., Dobrovolska L. N., and Yavorska N. V.* Growth of high-temperature creep cracks in metallic materials under the influence of hydrogen // *Materials Science*. – 2014. – **50**, № 3. – P. 358–368. DOI: 10.1007/s11003-014-9727-2
6. *Computational model of the propagation of stress-corrosion cracks at high temperature* / O. E. Andreikiv, I. Y. Dolinska, A. R. Lysyk, and N. B. Sas // *Materials Science*. – 2017. – **52**, № 5. – P. 714–721. <https://doi.org/10.1007/s11003-017-0014-x>
7. *Anderson T. L.* Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications. – CRC Press, 1994. – 140 p.
8. *Саврук М. П.* Коэффициенты интенсивности напряжений в телах с трещинами. – К.: Наук. думка, 1988. – 620 с.
9. *Бабій Л., Студент О., Загорський А.* Властивості корпусної сталі 15X2МФА за умов повзучості у газоподібному водні // *Фіз.-хім. механіка матеріалів*. – 2008. – Спецвип. № 7. – С. 100–105.
10. *Creep, fatigue and creep-fatigue crack growth rates in parent and simulated HAZ type 321 stainless steel* / D. N. Gladwin, D. A. Miller, G. J. Neate, and R. H. Priest // *Fatigue and Fract. Eng. Mater. and Struct.* – 1988. – **11**, № 5. – P. 35.
<https://doi.org/10.1111/j.1460-2695.1988.tb01389.x>

Одержано 20.03.2024