УДК: 539.375;539.4

ОЦІНЮВАННЯ ЗАЛИШКОВОГО РЕСУРСУ РЕКТИФІКАЦІЙНОЇ КОЛОНИ ВИРОБНИЦТВА ЕТИЛЕНУ ЗА ДІЇ ВІТРОВОГО НАВАНТАЖЕННЯ ТА АТМОСФЕРНОЇ КОРОЗІЇ

О. Є. АНДРЕЙКІВ [1], *І. Я. ДОЛІНСЬКА* [2], *Н. С. ЗВЯГІН* [1], *К. Р. БОБРИК* [1]

[1] *Львівський національний університет ім. Івана Франка;*

[2] *Фізико-механічний інститут ім. Г. В. Карпенка НАН України, Львів*

За сформульованим раніше авторами енергетичним підходом побудовано математичну модель, яка покладена в основу розрахункового методу прогнозування залишкового ресурсу ректифікаційної колони для виробництва етилену, підданої дії вітрового навантаження і атмосферної корозії. Вітрове навантаження маневрове: постійний тиск на колону з частими поривами. Вважали, що в кільцевому зварному шві, яким колона прикріплена до основи, є зовнішня поверхнева корозійно-механічна тріщина, в яку проникає корозивне середовище, яке разом з маневровим вітровим навантаженням інтенсифікує її поширення до розмірів, що спричиняють руйнування колони. За енергетичним підходом задачу зведено до особливих диференціальних рівнянь зі спеціальними дельта-функціями, які розв'язано наближено для великої кількості поривів вітру, і досліджено залежність залишкового ресурсу колони зі сталі 09Г2С від кількості поривів.

Ключові слова: *ректифікаційна колона, залишковий ресурс, енергетичний підхід, коефіцієнт інтенсивності напружень, розкриття тріщини, маневровий режим навантаження.*

Using the energy approach formulated earlier by the authors, a mathematical model is constructed, which in turn is the basis of the calculation method for predicting the residual life of the distillation column for production of ethylene under the action of wind load and atmospheric corrosion. It should be noted that the wind load is shunting in nature – a constant pressure on the column with frequent gusts. It is believed that in the girth weld, to which the column is attached to the base, there is an external surface corrosion-mechanical crack, into which the corrosive environment penetrates. Such a corrosive environment together with the shunting wind load intensifies its propagation to the size, which causes failure of the column. Using the energy approach, this problem is reduced to special differential equations with special delta functions, which are solved approximately for a large number of wind gusts. With the help of this method the dependence of the residual life time of the 09Г2С steel column on the number of wind gusts are investigated.

Keywords: *distillation column, residual life time, energy approach, stress intensity factor, crack opening, shunting load mode.*

Вступ. Різноманіття явищ, що супроводжують корозійні процеси, і спроби виділити найхарактерніші домінувальні чинники пришвидшили створення численних методів оцінки впливу корозійної активності середовищ на руйнування, міцність і довговічність (залишкову довговічність) металевого устаткування у корозивних середовищах. Природно, що за достовірністю отриманих результатів і термінами реалізації вони далеко нерівноцінні і їх застосування залежить від низки техніко-економічних і кон'юнктурних причин [1–13]. Завдання забезпечити необхідну надійність елементів конструкцій і технологічного устаткування, які експлуа-

Контактна особа: О. Є. АНДРЕЙКІВ, e-mail: andreykiv@ipm.lviv.ua

туються в умовах сумісної дії механічних навантажень і корозивно-агресивних середовищ, залишається в центрі уваги інженерної практики.

Устаткування багатьох нафтохімічних виробництв в Україні вже відпрацювало свій ресурс внаслідок дії експлуатаційних середовищ, що викликають наводнювання, азотування, повзучість та інші процеси, які призводять до деградації сталі. Водночас воно піддане дії довготривалих статичних або циклічних навантажень, що додатково пришвидшує корозійне руйнування їх елементів і вихід з ладу. Оцінювання їх ресурсу (залишкового) пов'язане з багатьма аналітичними та експериментальними дослідженнями. Тут найважливіше побудувати математичну модель таких процесів, враховуючи усі експлуатаційні чинники (корозійні, механічні, температурні тощо), а також експериментально визначити їх корозійно-механічні характеристики [1–13]. Відомі [14–16] спроби розробити такі моделі на основі енергетичного підходу, застосовуючи перший закон термодинаміки.

Нижче, використовуючи відомі результати, створили методику розрахунку залишкового ресурсу ректифікаційної колони виробництва етилену з урахуванням експлуатаційних умов. Суть її ось у чому. Для визначення залишкового ресурсу – періоду експлуатації елемента конструкції, коли в ньому вже є тріщини, необхідно знайти період t_* докритичного росту тріщини. Саме у її вершині, де найдеформованіший об'єм (зона передруйнування), і відбувається корозійно-механічне руйнування (поширення тріщини). Вважали, що тріщина рухається стрибкоподібно. У цьому випадку для побудови кількісної теорії треба побудувати реологічну модель пружно-пластичного деформування матеріалу в зоні передруйнування за дії корозивно-кислого середовища.

Формулювання задачі. У виробництві етилену ЕП-300 застосовують ректифікаційні колони зі сталі 09Г2С (модуль пружності $E = 2\cdot10^5$ MPa), що мають висоту $H = 74800$ mm за діаметра $2R = 3200$ mm і товщини стінки $h = 22$ mm, в яких опора приварена до еліптичного днища (рис. 1). Умови роботи колони такі: тиск 2,2 MPa; температура 28,4°C. Одна з таких колон зруйнувалася з відривом опори від днища по зварному шву. Під час її обстеження на підприємстві виявили суцільне розтріскування зварного шва опори. Поверхневі півеліптичні тріщини площею $S = S_0$ розташовувалися в кільцевому напрямі і переважно – за вітровим напрямком північ-південь, де найбільша амплітуда коливання колони. За даними виміру геодезистів верхня точка колони зміщується на віддаль $w_s = 1000$ mm за сили вітру інтенсивності q_s, а під час його поривів з інтенсивністю q_{id}, $i = 1,..., n$ (n – кількість поривів) $w_{id} = 1500$ mm. Кількість n циклів згину колони (пориви вітру) не підраховували, але з моменту монтажу, тобто з 1978 по 2000 рр., вони перевищували 10^6 cycles. Початок тріщин і шлях їх поширення в зварному шві спостерігали у шлакових включеннях, порах та інших зварювальних дефектах. Внаслідок змінного навантаження (маневровий режим – довготривале статичне зі зосередженими динамічними) біля зварного шва виникають великі деформації, в результаті чого пошкоджується захисне лакофарбове покриття на зовнішній поверхні корпусу колони. Тому місце зварного шва знаходиться під дією атмосферної корозії і суттєвих механічних напружень від маневрових навантажень. Слід визначити залишковий ресурс колони, коли через маневрове навантаження і значну атмосферну корозію тріщина підросте до критичного розміру $S = S_*$ і колона зруйнується.

Побудова розрахункової моделі. Вважали, що на поверхні зварного шва є початкова півеліптична тріщина, в яку проникає середовище (дощова вода), і там забезпечується можлива електрохімічна корозія. Для розв'язку такої задачі використали енергетичний підхід [14–16], в основі якого – перший закон термодинаміки для елементарного просування тріщини на площу ΔS_c:

$$A = W + \Gamma\,. \tag{1}$$

Тут A – робота зовнішніх сил; W – енергія деформування колони після просування тріщини на площу ΔS_c за час Δt; Γ – енергія руйнування колони, яка залежить від площі тріщини S, характеристик середовища і часу t. Енергія

$$W = W_s + W_p^{(1)}(S) - W_p^{(2)}(S), \tag{2}$$

де W_s – пружна складова W; $W_p^{(1)}(S)$ – частина роботи пластичних деформацій, викликаних рівномірно розподіленими зусиллями q_s, яка залежить тільки від площі тріщини S; $W_p^{(2)}(S)$ – частина роботи пластичних деформацій у зоні передруйнування внаслідок зосереджених у часі динамічних зусиль q_{id}, яка залежить тільки від площі тріщини S.

Тут виконується умова балансу енергії (1), а отже, виконуватиметься умова балансу швидкостей зміни складових енергій:

$$\frac{dA}{dt} = \frac{dW}{dt} + \frac{d\Gamma}{dt}. \tag{3}$$

Підставляючи вираз (2) у (3), цю умову можемо записати так:

$$\frac{\partial}{\partial S}\left[\Gamma - \left(A - W_s - W_p^{(1)} - W_p^{(2)}\right)\right]\frac{dS}{dt} - \frac{d\Gamma}{dt} = 0. \tag{4}$$

Звідси знайдемо швидкість поширення тріщини $V = dS/dt$:

$$\frac{dS}{dt} = \frac{d\Gamma}{dt} \Big/ \frac{\partial}{\partial S}\left[\Gamma - \left(A - W_s - W_p^{(1)} - W_p^{(2)}\right)\right]. \tag{5}$$

Для спрощення розв'язку задачі вважаємо, що поширюючись, тріщина залишається плоскою. Для простоти розрахункової моделі її розповсюдження моделюємо двома етапами: 1) від початкової півеліптичної з півосями a_0, b_0 до наскрізної; 2) від початкової довжини $l = 2h$ до критичної $l = l_*$, коли колона зруйнується. Під час першого етапу припускали, що поверхнева півеліптична тріщина розвивається в товстовстінній пластині за дії корозивного середовища і маневрового розтягу (рівномірно розподілене статичне навантаження інтенсивності q_s і зосереджені динамічні навантаження q_{id}). Вважаючи, що другий етап нетривалий, тобто $l_* << R$, моделювали його наближено як поширення наскрізної тріщини початкової довжин $l = 2h$ у пластині до критичного розміру $l = l_*$.

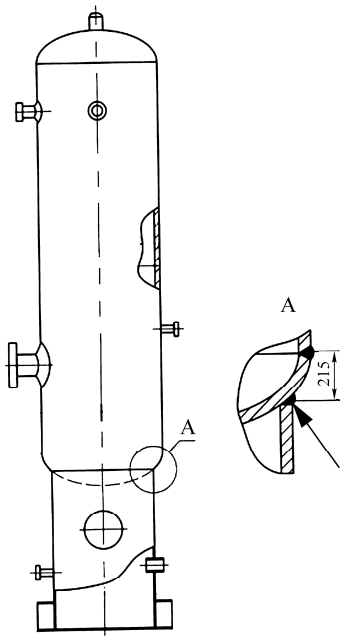

Рис. 1. Ректифікаційна колона виробництва етилену. Стрілка вказує на кільцеві тріщини по зварному шву.

Fig. 1. Distillation column for ethylene production. The arrow indicates circumferential cracks on the welded joint.

Для кожного із цих етапів рівняння (5) набуває спрощеного вигляду. Для першого розв'язок математичної задачі пов'язаний зі значними математичними труднощами. Тому, не втрачаючи потрібної для інженерних цілей точності, застосуємо тут метод еквівалентних площ [15, 16], згідно з яким площа тріщини розглядуваної конфігурації наближено змінюватиметься так, як і півкругової радіуса ρ такої ж початкової площі. При цьому припускаємо, що швид-

кість поширення півкругової тріщини у всіх точках її контуру однакова. Враховуючи це, рівняння (5) запишемо так:

$$\frac{d\rho}{dt} = \frac{V_{sc}(\delta_{CC} - \delta_{ts})}{\delta_{CC} - \delta_{ts} - 0,25\alpha(1-R_t)^4 \sum_{i=1}^{n} \delta(\rho - \rho_i)\left[\delta_{itd}^2(\rho) - \delta_{scc}^2\right]}. \qquad (6)$$

Щоб отримати розрахункову модель для визначення періоду t_{1*} просування тріщини на першому етапі, треба до рівняння (6) додати такі початкову і кінцеву умови [6, 14]:

$$t = 0, \quad \rho(0) = \rho_0 = \sqrt{a_0 b_0}; \qquad t = t_{1*}, \quad \rho(t_{1*}) = h. \qquad (7)$$

Тут ρ_i – радіус півкругової корозійно-механічної тріщини в момент i-го її просування за i-й порив вітру; α – втомна характеристика матеріалу, яку визначають експериментально; δ_{ts}, δ_{itd} – розкриття у вершині тріщини за навантажень q_s та q_{id}, відповідно; δ_{CC} – його критичне значення за корозійного руйнування; δ_{scc} – нижнє порогове значення δ_t, коли тріщина не поширюється за навантаження; $R_t = \sqrt{\delta_t / \delta_{scc}}$ – коефіцієнт асиметрії циклу; $\delta(x)$ – дельта-функція [17]; V_{sc} – постійна швидкість поширення корозійно-механічної тріщини, яку визначають експериментально [15, 16].

Проаналізуємо другий етап. Поширення такої тріщини описує рівняння [15, 16]

$$\frac{dl}{dt} = \frac{V_{sc}[\delta_{CC} - \delta_{ts}(l)]}{\delta_{CC} - \delta_{ts} - 0,25\alpha(1-R_t)^4 \sum_{i=1}^{n} \delta(l - l_i)[\delta_{itd}^2(l) - \delta_{scc}^2]} \qquad (8)$$

з початковою і кінцевою умовами

$$t = 0, \quad l(0) = l_0; \quad t = t_{2*}, \quad l(t_{2*}) = l_{2*}; \quad \delta_t(l_{2*}) = \delta_{CC}. \qquad (9)$$

Визначення максимальних напружень та розкриття біля контурів тріщин під час згину колони. Кінетичні диференціальні рівняння (6) і (8) містять величини σ_s, σ_{id}, δ_{ts}, δ_{itd} – максимальні напруження, відповідно, за поривів вітру і постійного вітрового навантаження, а також розкриття у вершинах тріщин. Для їх визначення чинимо так. Колону, піддану дії рівномірного вітрового навантаження, моделюємо консольною балкою, яка навантажена рівномірно зусиллями інтенсивності q_s і q_{id}. За результатами досліджень її згину [18] можна записати співвідношення

$$\sigma_s = M_s J_x^{-1} R, \quad \sigma_{id} = M_d J_x^{-1} R, \quad M_s = 0,5 q_s H^2, \quad J_x = \pi h R^3,$$
$$M_{id} = 0,5 q_{id} H^2, \quad q_s = 8 w_s E J_x H^{-4}, \quad q_{id} = 8 w_{id} E J_x H^{-4}. \qquad (10)$$

Тут M_s, M_{id} – внутрішні згинальні моменти в основі колони під навантаженням зусиллями інтенсивності q_s і q_{id}, J_x – момент інерції її перерізу. У результаті отримаємо:

$$\sigma_{id} \approx 340 \text{ MPa}, \quad \sigma_s \approx 230 \text{ MPa}. \qquad (11)$$

Вважаємо, що тріщина макроскопічна. Тоді її розкриття можна записати через коефіцієнти інтенсивності напружень (КІН):

$$\delta_t(\rho) = \frac{K_I^2(\rho)}{\sigma_0 E}, \quad \delta_{CC} = \frac{K_C^2}{\sigma_0 E}, \quad \delta_{scc} = \frac{K_{scc}^2}{\sigma_0 E}, \qquad (12)$$

де K_I – КІН; K_{scc}, K_C – нижнє і верхнє порогові значення корозійної тріщиностійкості матеріалів; σ_0 – усереднене значення напружень у зоні передруйнування (для сталі 09Г2С σ_0 = 400 МРа).

Прогнозування залишкового ресурсу колони. З урахуванням співвідношень (12) рівняння (6) запишемо у вигляді

$$\frac{d\rho}{dt} = \frac{V_{sc}[K_C^2 - K_{\mathrm{Is}}^2]}{K_C^2 - K_{\mathrm{I}}^2 - 0,25\alpha\sigma_0^{-1}E^{-1}(1-R_t)^4\sum_{i=1}^{n}\delta(\rho-\rho_i)[K_{\mathrm{I}id}^4 - K_{scc}^4]} \tag{13}$$

з початковою і кінцевою умовами

$$t=0, \quad \rho(0)=\rho_0; \ t=t_{1*}, \quad \rho(t_{1*})=h. \tag{14}$$

У цьому випадку величини K_{Is} і $K_{\mathrm{I}id}$ для півкругової тріщини у товстостінній пластині на основі результатів праць [16, 19] будуть:

$$K_{\mathrm{I}id}=\sigma_{id}f(\varepsilon_i), \ K_{\mathrm{Is}}=\sigma_s f(\varepsilon), \ f(\varepsilon)\varepsilon)=0,7\sqrt{\pi h\varepsilon}\,(1+0,32\varepsilon^2)(1,04+0,23\varepsilon^2-0,11\varepsilon^4);$$

$$\varepsilon=\rho/h; \quad \varepsilon_i=\rho_i/h; \quad \varepsilon_0=\rho_0 h^{-1}. \tag{15}$$

Тут σ_s, σ_{id} – максимальні напруження в стінці колони, відповідно, за навантажень q_s, q_{id}.

Інтегруючи рівняння (13) за умов (16) з урахуванням (15), отримаємо:

$$t_{1*}=\int_{\rho_0}^{h} V_{sc}^{-1}d\rho - \frac{\alpha(1-R_t)^4}{4V_{sc}\sigma_0 E}\sum_{i=1}^{n}\Big[K_{\mathrm{I}id}^4(\rho_i)-K_{scc}^4\Big]\Big[K_C^2-K_{\mathrm{Is}}^2(\rho_i)\Big]^{-1}. \tag{16}$$

Вважаємо, що динамічні навантаження q_{id} від пориву вітру відбуваються в часи $t=t_i$ ($i=1,\ldots n$), коли тріщина поширюється на однакові довжини $\Delta\rho_i=n^{-1}(h-\rho_0)$. Використовуючи теорему про середнє [17] за великих значень n, тобто, якщо $\Delta\rho_i \ll (h-\rho_0)$, співвідношення (16) з урахуванням (15) запишемо у вигляді

$$t_{1*}=\frac{h(1-\varepsilon_0)}{V_{sc}}-\frac{\alpha(1-R_t)^4}{4V_{sc}\sigma_0 E}\cdot\frac{n}{1-\varepsilon_0}\int_{\varepsilon_0}^{1}\frac{\sigma_{id}^4 f^4(\varepsilon)-K_{scc}^4}{K_C^2-\sigma_s^2 f^2(\varepsilon)}\,d\varepsilon. \tag{17}$$

Тут $\varepsilon_0=\rho_0 h^{-1}$ – безрозмірний початковий розмір тріщини. Співвідношення (17) визначає час t_{1*}, за який початкова поверхнева півеліптична тріщина проросте до наскрізної (крізь стінку колони).

Проаналізуємо тепер другий етап, тобто поширення наскрізної тріщини початкової довжини $l_0=0{,}044$ m. Визначимо період t_{2*} докритичного її росту, тобто час, за який вона проросте до критичного розміру l_* і колона зруйнується. На основі залежностей (12) рівняння (8) подамо так:

$$\frac{dl}{dt} = \frac{V_{sc}[K_C^2 - K_{\mathrm{Is}}^2(l)]}{K_C^2 - K_{\mathrm{Is}}^2(l) - 0,25\alpha\sigma_0^{-1}E^{-1}(1-R_t)^4\sum_{i=1}^{n}\delta(l-l_i)[K_{\mathrm{I}id}^4(l) - K_{scc}^4]} \tag{18}$$

з початковою і кінцевою умовами

$$t=0, \quad l(0)=l_0; \ t=t_{2*}, \quad l(t_{2*})=l_*; \ K_{\mathrm{I}}(l_*)=K_C. \tag{19}$$

Тут величину l_* знаходимо з остатньої рівності співвідношення (19). Інтегруючи рівняння (18) за умов (19), отримаємо:

$$t_{2*}=\int_{l_0}^{l_*} V_{sc}^{-1}dl - \frac{\alpha(1-R_t)^4}{4V_{sc}\sigma_0 E}\sum_{i=1}^{n}\Big[K_{\mathrm{I}id}^4(l_i)-K_{scc}^4\Big]\Big[K_C^2-K_{\mathrm{Is}}^2(l_i)\Big]^{-1}. \tag{20}$$

У цьому випадку КІН K_{Is} і $K_{\mathrm{I}id}$ для наскрізної тріщини в пластині запишемо у вигляді [16, 19]

$$K_{\mathrm{I}id}=\sigma_{id}\sqrt{\pi l_i}, \quad K_{\mathrm{Is}}=\sigma_s\sqrt{\pi l}. \tag{21}$$

Далі, використовуючи теорему про середнє [17] за великих значень n, тобто при $\Delta l_i \ll (l_*-l_0)$, співвідношення (20) з урахуванням (21) подамо так:

$$t_{2*} = \frac{l_* - l_0}{V_{sc}} - \frac{\alpha(1-R_t)^4}{4V_{sc}\sigma_0 E} \cdot \frac{n}{l_* - l_0} \int_{l_0}^{l_*} \frac{\sigma_{id}^2 \pi^2 l^2 - K_{scc}^4}{K_C^2 - \sigma_s^2 \pi l} dl \,. \qquad (22)$$

Співвідношення (22) визначає період t_{2*} докритичного росту наскрізної тріщини.

Звідси залишковий ресурс колони обчислюємо за співвідношенням

$$t_* = t_{1*} + t_{2*} \,. \qquad (23)$$

При цьому характеристики тріщиностійкості, швидкість поширення корозійно-механічної тріщини, а також втомні характеристики сталі 09Г2С вибирали, використовуючи результати праць В. М. Пустового [20] та ін.: K_{scc} = 8 MPa·m$^{1/2}$, K_{CC} = 100 MPa·m$^{1/2}$, $\alpha = 2{,}1 \cdot 10^{-8}$, $V_{sc} = 1{,}3 \cdot 10^{-7}$ m/h. Для числової реалізації задачі рівняння (17), (22) запишемо через наведені вище характеристики матеріалу, геометричні і силові параметрами колони у вигляді

$$t_{1*} = 16{,}9 \cdot 10^4 (1-\varepsilon_0) - \frac{4{,}55 \cdot 10^{-12} n}{1-\varepsilon_0} \int_{\varepsilon_0}^{1} \frac{3{,}26 \cdot 10^6 f^4(\varepsilon) - 1}{1 - 5{,}15 f^2(\varepsilon)} \, d\varepsilon \,. \qquad (24)$$

$$t_{2*} = 7{,}69 \cdot 10^6 (l_* - l_0) - \frac{9{,}3 \cdot 10^{-6} n}{l_* - l_0} \int_{l_0}^{l_*} \frac{3{,}22 \cdot 10^7 l^2 - 1}{1 - 16{,}18 l} \, dl \,. \qquad (25)$$

Вважаємо, що за рік колона піддається m циклів поривів вітру. Тоді кількість n її згинів за час експлуатації

$$n = m \cdot k \,, \qquad (26)$$

де k – роки експлуатації.

За рівністю (23) і співвідношеннями (24), (25) залишковий ресурс колони за дії вітрового навантаження і атмосферної корозії обчислимо так:

$$t_* = 19{,}32(1-\varepsilon_0) \cdot \left(1 + \frac{4{,}55 \cdot 10^{-12} m}{1-\varepsilon_0} \int_{\varepsilon_0}^{1} \frac{3{,}26 \cdot 10^6 f^4(\varepsilon) - 1}{1 - 5{,}15 f^2(\varepsilon)} d\varepsilon \right)^{-1} +$$

$$+ 14{,}84 \cdot \left(1 + 5{,}47 \cdot 10^{-4} m \int_{0{,}044}^{0{,}061} \frac{3{,}22 \cdot 10^7 l^2 - 1}{1 - 16{,}18 l} dl \right)^{-1} . \qquad (27)$$

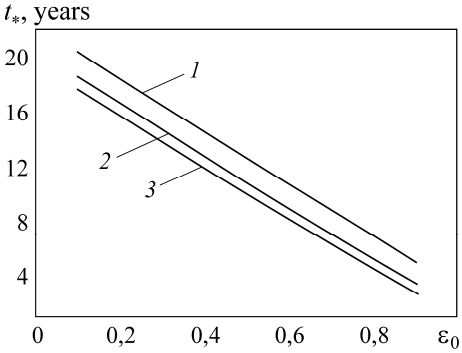

Рис. 2. Залежність залишкового ресурсу колони t_* від початкового безрозмірного розміру тріщини ε_0 для різної кількості поривів вітру m: *1* – m = 15000; *2* – 30000; *3* – 45000 cycles/year.

Fig. 2. Dependence of t_* on ε_0 for different quantity of wind gusts m: *1* – m = 15000; *2* – 30000; *3* – 45000 cycles/year.

За формулою (27) побудували (рис. 2) залежності залишкового ресурсу колони від безрозмірного початкового розміру тріщини ε_0 для різної кількості m поривів вітру в рік (її згину). Виявили, що зі збільшенням параметра m залишковий ресурс колони зменшується. Водночас під час розрахунку її залишкового ресурсу встановили таке. Як і передбачали, другий етап поширення тріщини є коротким, зокрема, коли m = 45000 і радіус початкової півкругової тріщини становить 3 mm, то $t_{1*} \approx 17$ years, а $t_{2*} \approx 1$ year. Така кількість поривів вітру в рік сумарно за 22 years ($n = 9{,}9 \cdot 10^5$ cycles) наближено відповідає реальній кількості 10^6 cycles згину зруйнованої колони. Залишковий її ресурс у цьому випадку ≈ 18 years. Таким чином, отриманий прогноз залишкового ресурсу наближено відповідає реальному періоду експлуатування зруйнованої ректифіка-

ційної колони. При цьому результати розрахунку йдуть у запас довговічності, а не в ризик руйнування елемента. Порівняння отриманих результатів прогнозу залишкового ресурсу колони з відомими підтвердило коректність та ефективність запропонованого підходу.

ВИСНОВКИ

За енергетичним підходом побудовано математичну модель для дослідження кінетики поширення корозійно-механічної тріщини за маневрового режиму експлуатації. З її допомогою розроблено метод прогнозування залишкового ресурсу ректифікаційної колони виробництва етилену, підданої дії вітрового навантаження і атмосферної корозії. Вивчено залежність залишкового ресурсу колони зі сталі 09Г2С від кількості поривів вітру: якщо колона піддається згину в середньому 45000 разів у рік від пориву вітру, то її прогнозований ресурс становить 18 years, що наближено відповідає часу її експлуатації (22 years). Очевидно, в зруйнованій колоні зародилася поверхнева тріщина глибиною не менше 3 mm. Встановлено, що результати прогнозу залишкового ресурсу за розробленою моделлю задовольняють достатню точність для інженерної практики.

1. *Похмурский В. И.* Коррозионная усталость металлов. – М.: Металлургия, 1985. – 208 с.
2. *Усталость* и циклическая трещиностойкость конструкционных материалов / О. Н. Романив, С. Я. Ярема, Г. Н. Никифорчин, Н. А. Махутов, М. М. Стадник. – К.: Наук. думка, 1990. – 680 с.
3. *Черепанов Г. П.* Механика хрупкого разрушения. – М.: Наука, 1974. – 640 с.
4. *Панасюк В. В., Дмитрах І. М.* Вплив корозійних середовищ на локальне руйнування металів біля концентраторів напружень. – Львів: Фіз-мех. ін-т ім. Г. В. Карпенка, 1999. – 340 с.
5. *Панасюк В. В., Андрейкив А. Е., Партон В. З.* Основы механики разрушения. – К.: Наук. думка, 1988. – 488 с.
6. *Handbook* of Fatigue Crack Propagation in Metallic Structures / Ed.: A. Carpinteri. – Elsevir Sci. Ltd., 1994. – Vol. 1. – 952 p.
7. *Романив О. Н., Никифорчин Г. Н.* Механика коррозионного разрушения конструкционных сплавов. – М.: Металлургия, 1986. – 294 с.
8. *Arnoux P.* Atomistic simulations of stress corrosion cracking // Corr. Sci. – 2010. – **52**, № 4. – P. 1247–1257.
9. *Sieradzki K. and Newman R. C.* Stress-corrosion cracking // J. Phys. Chem. Solids. – 1987. – **48**, № 11. – P. 101–113.
10. *Fatigue* crack growth under corrosive environments of Ti–6Al–4V specimens produced by SLM / J. S. Jesus, L. P. Borrego, J. A. M. Ferreira, J. D. Costa, and C. Capela // Eng. Failure Anal. – December 2020. – **118**. – Article number: 104852.
11. *Anais Jacob and Ali Mehmanperest* Crack growth direction effects on corrosion-fatigue behaviour of offshore wind turbine steel weldments // Marine Struct. – 2021. – **75**. – Article number: 102881.
12. *The probabilistic* life time prediction model of oil pipeline due to local corrosion crack / Hu Jun, Yangyang Tian, Teng Haipeng, Yu Lijun, and Zheng Maosheng // Theoret. and Appl. Fract. Mech. – April 2014. – **70**. – P. 10–18.
13. *Song F. M.* Predicting the mechanisms and crack growth rates of pipelines undergoing stress corrosion cracking at high pH // Corr. Sci. – 2009. – **51**, № 11. – P. 2657–2674.
14. *Andreikiv O. E., Dolinska I. Y., and Yavorska N. V.* Growth of creep cracks in structural elements under long-term loading // Materials Science. – 2012. – **48**, № 3. – P. 266–273.
15. *Andreikiv O. E. and Sas N. B.* Subcritical growth of a plane crack in a three-dimensional body under the conditions of high-temperature creep // Materials Science. – 2008. – **44**, № 2. – P. 163–174.
16. *Evaluation* of the residual life of a pipe of oil pipeline with an external surface stress-corrosion crack for a laminar flow of oil with repeated hydraulic shocks / O. E. Andreikiv, H. M. Nykyforchyn, I. P. Shtoiko, A. R. Lysyk // Materials Science. – 2017. – **53**, № 2. – P. 216–226.
17. *Кудрявцев Л. Д.* Курс математического анализа. – М.: Высш. шк., 1981. – Т. 1. – 688 с.
18. *Писаренко Г. С., Яковлев А. П., Матвеев В. В.* Справочник по сопротивлению материалов. – К.: Наук. думка, 1988. – 736 с.
19. *Stress* intensity factors handbook: In 2 Vol. / Ed.: Yu. Murakami. – Oxford; New York: Pergamon Press., 1987. – 1456 p.
20. *Пустовой В. Н.* Металлоконструкции грузоподъемных машин. Разрушение и прогнозирование остаточного ресурса. – М.: Транспорт, 1992. – 256 с.

Одержано 12.05.2022