

МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ РОСТУ КОРОЗІЙНО-МЕХАНІЧНИХ ТРІЩИН У НАФТОПРОВОДІ З УРАХУВАННЯМ ГІДРОУДАРІВ І ЗМІНИ ХАРАКТЕРИСТИК ЙОГО МАТЕРІАЛУ В ПРОЦЕСІ ЕКСПЛУАТАЦІЇ

Побудовано математичну модель для визначення періоду докритичного росту тріщини в трубі нафтопроводу за дії постійного внутрішнього тиску і гідроударів, а також ґрунтової корозії з урахуванням деградації її матеріалу. Модель базується на використанні першого закону термодинаміки – балансу енергетичних складових і швидкостей їхньої зміни, механізмів електрохімічної корозії, а також аналітичних залежностей зміни в часі корозійно-механічних характеристик матеріалу (деградації). Розраховано залишкову довговічність труби нафтопроводу зі сталі X60.

Ключові слова: математична модель, ріст корозійно-механічних тріщин, залишкова довговічність, труба нафтопроводу, деградація.

Вступ. Як відомо [1], потік нафти в трубопроводі часто супроводжується гідроударами внаслідок збільшення швидкості перепомповування нафти, різкого закриття і відкриття засувки, що призводить до розривів нафтопроводів. У 2006 р. в результаті розриву металу через гідроудар на 156 км магістрального трубопроводу Каламкас–Каражанбас–Актау (Казахстан) на землю вилилося близько 200 тонн нафти [9]. Відомі [17–19] методи прогнозування довговічності (залишкової довговічності) експлуатації труб не передбачають урахування маневреності їхньої роботи в результаті гідроударів. Як показує експлуатаційна практика, під час діагностування магістральних нафтопроводів часто виявляють дефекти типу мікро- і макротріщин, які зароджуються внаслідок дії корозійно-активного середовища (ґрунтова корозія) [13, 14, 19]. Поряд із силовим чинником ріст корозійно-механічних тріщин посилює деградація матеріалу (зміна властивостей) труб, зокрема воднева деградація [19] дифузії водню на поверхню металу. Наприклад, внаслідок деградації матеріалу відбувся вибух газопроводу в США в місті Аллентаун (2011 р.), в результаті якого загинуло 5 людей [11]. Отже, проблема визначення часу безаварійної роботи труб нафтопроводів із дефектами є актуальною та однією з найважливіших з цієї точки зору. Для її реалізації, тобто для оцінки періоду докритичного росту тріщин (залишкової довговічності труб), потрібні ефективні розрахункові моделі та методи. F. M. Song [16] запропонував математичну модель для прогнозування швидкості росту тріщин корозійного розтріскування під напруженням у підземних сталевих трубопроводах за високих значень рН. Модель включала механізм розриву плівки і репасивації. У [12] побудовано модель прогнозування довговічності нафтопроводу, у якій враховано процес виникнення корозійної мікротріщини, її поширення до макророзмірів і період до руйнування (витік нафти або розрив труби). Для реалізації моделі застосовували чисельний метод Монте-Карло. У праці [4] побудовано методику розрахунку довговічності трубопроводу з поверхневою тріщиною, яка враховує деградацію його матеріалу. Однак наведені вище моделі [4, 12, 17, 16, 19] не враховують весь комплекс експлуатаційних чинників, що діють на нафтопроводі, а особливо в умовах маневрового режиму зміни навантаження, зокрема гідроудари.

Тому в цій роботі на основі енергетичного підходу і результатів [3–5] побудовано розрахункову модель (диференціальні рівняння з початковою і кінцевою умовами) для визначення залишкової довговічності труби нафтопроводу з поверхневою тріщиною в умовах ламінарного потоку нафти за дії

✉ ira_dolinska@ukr.net

грунтової корозії і багаторазових гідрударів з урахуванням деградації матеріалу труби.

1. Математична модель визначення періоду докритичного росту тріщини. Нехай труба із зовнішньою поверхневою півеліптичною тріщиною з півосями початкових значень a_0 , b_0 перебуває під дією внутрішнього постійного тиску p , а за деякі проміжки часу проходить її додаткове навантаження зосередженими в часі квазідинамічними навантаженнями (гідродари) амплітуди P (рис. 1). Вважаємо, що в тріщину проникає корозійне середовище, а за час її росту проходить n додаткових зосереджених у часі навантажень. Під час експлуатації труби внаслідок різноманітних чинників, у тому числі фізико-хімічних [3–5], відбувається деградація її матеріалу – зміна в часі його корозійно-механічних характеристик і тріщиностійкості. Необхідно визначити період докритичного росту тріщини, тобто час $t = t_*$, за який вона проросте крізь стінку труби за заданих умов експлуатації.

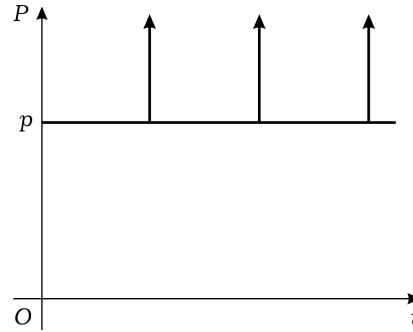


Рис. 1

У цьому випадку проходить сповільнене руйнування труби – тріщина поширюється стрибкоподібно з малими стрибками ΔS_c за відносно невеликі періоди Δt_c їх підготовки. Тому для розв'язання цієї задачі, як і в працях [3–5], застосуємо перший закон термодинаміки – баланс роботи, викликані згаданими зовнішніми чинниками, і баланс енергетичних складових процесу для одного стрибка тріщини. У результаті отримаємо

$$A = W + \Gamma. \quad (1)$$

Тут A – робота зовнішніх сил; W – енергія деформування тіла після просування тріщини на величину ΔS_c , яку подамо у вигляді

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

де W_s – пружна складова енергії деформації W ; $W_p^{(1)}(S)$ – частина роботи пластичних деформацій у зоні передруйнування біля контуру тріщини, що викликані постійним тиском p , і залежить тільки від площі тріщини S ; $W_p^{(2)}(S)$ – частина роботи пластичних деформацій у зоні передруйнування, що викликані гідродарами амплітуди P , і залежить тільки від площі тріщини S ; Γ – енергія руйнування стінки труби, яка залежить від площі тріщини S , характеристик середовища і часу t .

Оскільки виконується баланс енергетичних складових (1), то виконуватиметься і баланс швидкостей їхньої зміни:

$$\frac{dA}{dt} = \frac{dW}{dt} + \frac{d\Gamma}{dt},$$

або з урахуванням (2)

$$\frac{\partial}{\partial S} \left[\Gamma - (A - W_s - W_p^{(1)} - W_p^{(2)}) \right] \frac{dS}{dt} - \frac{d\Gamma}{dt} = 0. \quad (3)$$

З рівняння (3) знаходимо швидкість поширення тріщини:

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

Згідно з результатами [3, 5] отримаємо

$$\frac{\partial}{\partial S} \left[\Gamma - (A - W_s - W_p^{(1)} - W_p^{(2)}) \right] = \gamma_C - \gamma_t - \frac{\partial W_p^{(2)}}{\partial S}, \quad (5)$$

де $\gamma_t = \delta_t \sigma_0$ – питома робота пластичних деформацій у зоні передруйнування біля вершини тріщини; σ_0 – усереднене значення напружень у зоні передруйнування; δ_t – розкриття у вершині тріщини за навантаження p ; $\gamma_C = \delta_{CC} \sigma_0$ – її критичне значення; δ_{CC} – критичне значення розкриття корозійно-механічної тріщини.

Далі задачу розв'язуємо наближено, не втрачаючи при цьому потрібної для інженерних цілей точності, застосовуючи метод еквівалентних площ [3], згідно з яким зміна площі тріщини розглядуваної конфігурації буде приблизно такою, як для півколової тріщини радіуса ρ і такої самої початкової площі. При цьому вважається, що швидкість поширення півколової тріщини в усіх точках її контуру буде однаковою. Враховуючи це, а також співвідношення (5), рівняння (4) запишемо у вигляді

$$\frac{d\rho}{dt} = \frac{\frac{d\Gamma}{dt}}{\gamma_C - \gamma_t - \frac{\partial W_p^{(2)}}{\partial \rho}}. \quad (6)$$

Для повноти математичної моделі визначення періоду докритичного росту тріщини до рівняння (6) додаємо початкову і кінцеву умови:

$$\begin{aligned} t = 0 : \quad \rho(0) &= \sqrt{\pi^{-1} S_0}, \\ t = t_* : \quad \rho(t_*) &= h. \end{aligned} \quad (7)$$

Тут $S_0 = \pi b_0 a_0$.

Невідомі величини Γ , $W_p^{(2)}(\rho)$ у рівнянні (6) визначатимемо аналогічно до результатів [3]:

$$\begin{aligned} \Gamma &= \Delta \rho_C \sigma_0 \delta_{CC}, \quad \Delta \rho_C = 0.16 \rho^{-1} \Delta S_C, \\ W_p^{(2)}(\rho) &= \frac{1}{4} (1 - R)^4 \int_0^\rho \alpha_0 \sigma_0 \sum_{i=1}^n \delta(\rho - \rho_i) \left[\delta_{th}^2(\rho) - \delta_{sc}^2 \right] d\rho, \end{aligned} \quad (8)$$

де α_0 – втомна характеристика матеріалу, яку визначають експериментально; δ_{th} – розкриття тріщини при гідроударі; δ_{sc} – нижнє порогове значення δ_t , за якого корозійно-механічна тріщина не поширюється; $R = \sqrt{\delta_{sc} / \delta_t}$ – коефіцієнт асиметрії циклу; $\delta(\cdot)$ – дельта-функція [6]; ρ_i – радіус півколової корозійно-механічної тріщини в момент i -го просування.

На основі результатів праці [8] довжину елементарного стрибка $\Delta \rho_c$ тріщини подамо у вигляді суми елементарного поширення тріщини ρ_a внаслідок анодного розчинення і механічного стрибка ρ_m внаслідок механічного навантаження і наводнення за електрохімічної корозії:

$$\Delta \rho_c = \rho_a + \rho_m. \quad (9)$$

Використовуючи результати праці [8], величини ρ_m , ρ_a , δ_{CC} , що входять у формули (8) і (9), можемо означити так:

$$\rho_m = \beta \delta_t, \quad \rho_a = F \frac{1}{mn_1} \int_0^{t_1} i(t) dt, \quad \delta_{CC} = \delta_C - A_1 C_H(t_1). \quad (10)$$

Тут F – число Фарадея; m – грам-еквівалентна вага металу; n_1 – валентність металу; $i(t)$ – густина анодного струму на поверхні вершини тріщини; δ_C – критичне значення δ_t без корозії; β , A_1 – константи, які визначають із експерименту [8]; t_1 – час підготовки стрибка тріщини.

Підставляючи (8)–(10) у (6) з урахуванням відомих результатів [3], отримаємо рівняння для визначення періоду $t = t_*$ докритичного росту тріщини у трубі за дії постійного тиску, а також n додаткових навантажень (гідроударів):

$$\frac{d\rho}{dt} = \frac{\left. \frac{\partial(\delta_{CC} \Delta \rho_C)}{\partial t} \right|_{t=t_*}}{\delta_{CC} - \delta_t - \frac{1}{4} \alpha_0 (1-R)^4 \sum_{i=1}^n \delta(\rho - \rho_i) [\delta_{th}^2(\rho) - \delta_{sc}^2]}, \quad (11)$$

де

$$\begin{aligned} t = 0 : \quad & \rho(0) = \rho_0, \\ t = t_* : \quad & \rho(t_*) = h. \end{aligned} \quad (12)$$

Якщо додаткові навантаження відсутні, то рівняння (11) зведеться до вигляду

$$\frac{dl}{dt} = \frac{\left. \frac{\partial(\delta_{CC} \Delta l_C)}{\partial t} \right|_{t=t_*}}{\delta_{CC} - \delta_t}. \quad (13)$$

Як показують результати експериментальних досліджень [10, 15], для малих і середніх значень δ_t величина швидкості V_{sc} поширення корозійно-механічної тріщини є приблизно постійною і не змінюється зі зміною δ_t . Тому згідно з (13) маємо

$$\frac{dl}{dt} = \frac{\left. \frac{\partial(\delta_{CC} \Delta l_C)}{\partial t} \right|_{t=t_*}}{\delta_{CC} - \delta_t} \approx V_{sc}. \quad (14)$$

Із (14) знайдемо, що

$$\left. \frac{\partial(\delta_{CC} \Delta l_C)}{\partial t} \right|_{t=t_*} = V_{sc} (\delta_{CC} - \delta_t). \quad (15)$$

З огляду на (15) рівняння (11) можемо записати ще так:

$$\frac{d\rho}{dt} = \frac{V_{sc} (\delta_{CC} - \delta_t)}{\delta_{CC} - \delta_t - \frac{1}{4} \alpha_0 (1-R)^4 \sum_{i=1}^n \delta(\rho - \rho_i) [\delta_{th}^2(\rho) - \delta_{sc}^2]}. \quad (16)$$

У випадку макротріщини рівняння (16) набуде вигляду

$$\frac{d\rho}{dt} = \frac{V_{sc} (K_{fC}^2 - K_I^2)}{K_{fC}^2 - K_I^2 - \frac{1}{4} \frac{1}{\sigma_0 E} \alpha_0 (1-R)^4 \sum_{i=1}^n \delta(\rho - \rho_i) [K_{Ih}^4 - K_{sc}^4]} \quad (17)$$

за початкової і кінцевої умов

$$\begin{aligned} t = 0 : \quad & \rho(0) = \rho_0 = \sqrt{a_0 b_0}, \\ t = t_* : \quad & \rho(t_*) = h. \end{aligned} \quad (18)$$

Тут K_{Ih} – коефіцієнт інтенсивності напружень при гідроударі, E – модуль Юнга.

Отже, рівняння (17) разом з умовою (18) складають математичну модель для визначення періоду докритичного росту корозійно-механічної тріщини за дії статичного навантаження з урахуванням багаторазових динамічних навантажень (гідроударів).

2. Розрахунок залишкової довговічності труби нафтопроводу. Для подальшого розв'язку задачі розглянемо випадок, коли труба виготовлена зі сталі Х60. Як випливає з результатів експериментальних досліджень [2, 7, 15], за довготривалого статичного навантаження і дії ґрунтової корозії корозійно-механічна тріщина поширюватиметься у сталі Х60 в основному з постійною швидкістю V_{sc} . Корозійно-механічні характеристики сталі Х60 [2, 7, 15] наведено в табл. 1.

Таблиця 1. Корозійно-механічні характеристики сталі Х60.

Стан металу	$K_{sc}, \text{МПа} \sqrt{\text{м}}$	$K_{fC}, \text{МПа} \sqrt{\text{м}}$	$V_{sc}, \text{мм/рік}$	α	$\sigma_0, \text{МПа}$
Труба запасу	11.5	105	0.50	2	502
Експлуатована труба	9.2	91	3.53	4	485

Розрахунок залишкового ресурсу $t = t_*$ труби з урахуванням корозійного поширення тріщин, деградації матеріалу стінки труби зі сталі Х60 і гідроударів проведемо для такої геометрії труб і силового навантаження:

$$r = 0.71 \text{ м}, \quad h = 0.0187 \text{ м}, \quad p = 9 \text{ МПа}, \quad P = 12 \text{ МПа}.$$

На основі даних, наведених у табл. 1, запишемо наближені співвідношення зміни в часі механічних і корозійних характеристик сталі Х60 внаслідок її деградації:

$$\begin{aligned} K_{sc}(t) &\approx (11.5 - 7.6 \cdot 10^{-2}(t + t_0)) [\text{МПа} \sqrt{\text{м}}], \\ V_{sc}(t) &\approx (0.50 + 10.1 \cdot 10^{-2}(t + t_0)) [\text{мм/рік}], \\ K_{fC}(t) &\approx (105 - 46.7 \cdot 10^{-2}(t + t_0)) [\text{МПа} \sqrt{\text{м}}], \\ \alpha_0(t) &\approx (2 + 6.6 \cdot 10^{-2}(t + t_0)), \\ \sigma_0(t) &\approx (502 - 56.7 \cdot 10^{-2}(t + t_0)) [\text{МПа}]. \end{aligned} \quad (19)$$

Рівняння (17) перетворимо до такого вигляду:

$$V = \frac{d\rho}{dt} = V_{sc} \frac{1}{1 - \varphi(\rho, t)}, \quad (20)$$

$$\varphi(\rho, t) = \frac{1}{4} \frac{1}{\sigma_0 E} \alpha_0 (1 - R)^4 \sum_{i=1}^n \delta(\rho - \rho_i) [K_{Ih}^4 - K_{sc}^4] \frac{1}{K_{fC}^2 - K_I^2}, \quad (21)$$

де величини α_0 , σ_0 , V_{sc} , K_{sc} , K_{fC} залежать від часу t і визначаються з (19).

Для спрощення розв'язку задачі виберемо найбільше за часом t значення $\varphi(\rho, t)$ у такому вигляді:

$$\begin{aligned} \max_t [\varphi(\rho, t)] &= \varphi_1(\rho) = \\ &= 33 \cdot 10^{-10} \sum_{i=1}^n \delta(\rho - \rho_i) [K_{Ih}^4 - 7226] \frac{1}{11026 - K_I^2}. \end{aligned} \quad (22)$$

Підставляючи (22) у рівняння (20) замість функції $\varphi(\rho, t)$ (21) і інтегруючи його за початкової і кінцевої умов (18), отримаємо

$$t_*^2 + 2t_*(5 + t_0) - 20\varphi_2 = 0, \quad (23)$$

$$\varphi_2 = (h - \rho_0) - 33 \cdot 10^{-7} \sum_{i=1}^n [K_{Ih}^4 - 7226] \frac{1}{11026 - K_I^2}. \quad (24)$$

Із рівняння (23) знайдемо

$$t_* = -(t_0 + 5) + \sqrt{(t_0 + 5)^2 + 20\varphi_2}. \quad (25)$$

Коефіцієнт інтенсивності напружень K_I в цьому випадку для півколової тріщини в стінці труби визначатиметься зі співвідношення [3]:

$$K_I = 0.7\sigma\sqrt{\pi h\varepsilon}(1 + 0.32\varepsilon^2)(1.04 + 0.23\varepsilon^2 - 0.11\varepsilon^4),$$

де

$$\varepsilon = \frac{\rho}{h}, \quad \sigma = \frac{pr}{h}. \quad (26)$$

Вважаючи n достатньо великим, а також використовуючи теорему про середнє [6] і формули (26), співвідношення (24) можемо записати у вигляді

$$\begin{aligned} \varphi_2 = h(1 - \varepsilon_0) - \frac{66 \cdot 10^{-7} n}{1 - \varepsilon_0} \int_{\varepsilon_0}^1 \left[\frac{1}{h^2} 2.37P^4 r^4 f^4(\varepsilon) - 7226 \right] \times \\ \times \left[11026 - \frac{1}{h} 1.54p^2 r^2 f^2(\varepsilon) \right] d\varepsilon. \end{aligned} \quad (27)$$

Прийmemo, що в рік труба зазнає m гідроударів:

$$n = m \cdot t_*, \quad (28)$$

де t_* – кількість років експлуатації труби.

На основі співвідношень (27), (28) і (25) залишковий ресурс t_* труби з урахуванням гідроударів знайдемо за формулою

$$t_* = -(5 + t_0 + m\varphi_3) + \sqrt{(5 + t_0 + m\varphi_3)^2 + 20(h - \rho_0)}, \quad (29)$$

де

$$\varphi_3 = \frac{0.0306}{1 - \varepsilon_0} \int_{\varepsilon_0}^1 \frac{f^4(\varepsilon)}{3.31 - f^2(\varepsilon)} d\varepsilon.$$

На основі співвідношення (29) на рис. 2 побудовано залежність залишкового ресурсу t_* труби від безрозмірного значення ε_0 початкового розміру тріщини (відношення глибини тріщини до товщини стінки труби) без урахування (крива 1 – $m = 0$, стаціонарний режим експлуатації) і з урахуванням (крива 2 – $m = 95$; крива 3 – $m = 195$; крива 4 – $m = 395$) дії зосереджених у часі квазідинамічних навантажень (гідроударів) при $t_0 = 0$. Як впливає з аналізу отриманих результатів, наявність гідроударів зменшує залишковий ресурс труби нафтопроводу.

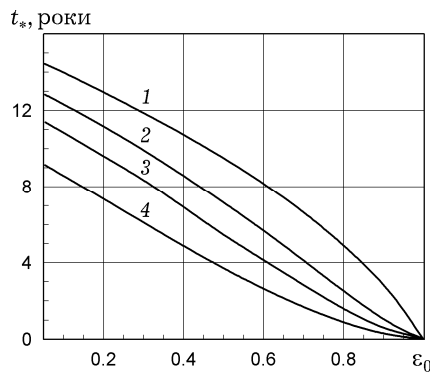


Рис. 2

Висновки. На основі енергетичного підходу побудовано розрахункову модель визначення періоду докритичного росту корозійно-механічної тріщини в стінці труби за дії постійного тиску з урахуванням багаторазових гідроударів і зміни в часі корозійно-механічних характеристик матеріалу. Модель застосовано до розрахунку залишкової довговічності труби нафтопроводу зі сталі Х60 з поверхневою тріщиною за дії постійного внутрішнього тиску, ґрунтової корозії з урахуванням деградації її матеріалу і багаторазових гідроударів. Встановлено, що збільшення кількості гідроударів до 395 в рік знижує її залишковий ресурс на 35 %, що зобов'язує експлуатантів добиватися кращої синхронізації роботи помп.

1. *Агапкин В. М., Кривошеин Б. Л.* Методы защиты трубопроводов от разрывов при неустановившихся режимах. – Москва: ВНИИОЭНГ, 1976. – 40 с.
2. *Андрейків О. Є., Гембара О. В., Цирульник О. Т., Ниркова Л. І.* Розрахунок залишкової довговічності тривало експлуатованої ділянки магістрального газопроводу // *Фіз.-хім. механіка матеріалів.* – 2012. – **48**, № 2. – С. 103–110.
Te same: *Andreikiv O. E., Hembara O. V., Tsyruľnyk O. T., Nyrkova L. I.* Evaluation of the residual lifetime of a section of a main gas pipeline after long-term operation // *Mater. Sci.* – 2012. – **48**, No. 2. – P. 231–238. – <https://doi.org/10.1007/s11003-012-9497-7>.
3. *Андрейків О. Є., Долінська І. Я., Кухар В. З., Штойко І. П.* Вплив водню на залишковий ресурс труби газопроводу за маневреного режиму експлуатації // *Фіз.-хім. механіка матеріалів.* – 2015. – **51**, № 4. – С. 59–66.
Te same: *Andreikiv O. E., Dolins'ka I. Ya., Kukhar V. Z., Shtoiiko I. P.* Influence of hydrogen on the residual service life of a gas pipeline in the maneuvering mode of operation // *Mater. Sci.* – 2016. – **51**, No. 4. – P. 500–508. – <https://doi.org/10.1007/s11003-016-9868-6>.
4. *Андрейків О. Є., Долінська І. Я., Штойко І. П., Райтер О. К., Матвіїв Ю. Я.* Розрахунок залишкового ресурсу магістральних трубопроводів з урахуванням дії середовища і деградації їх матеріалів // *Фіз.-хім. механіка матеріалів.* – 2018. – **54**, № 5. – С. 33–39.
Te same: *Andreikiv O. Ye., Dolins'ka I. Ya., Shtoiiko I. P., Raiter O. K., Matviiv Yu. Ya.* Evaluation of the residual service life of main pipelines with regard for the action of media and degradation of materials // *Mater. Sci.* – 2019. – **54**, No. 5. – P. 638–646. – <https://doi.org/10.1007/s11003-019-00228-9>.
5. *Андрейків О. Є., Долінська І. Я., Яворська Н. В.* Ріст тріщини повзучості в елементах конструкцій за довготривалого навантаження // *Фіз.-хім. механіка матеріалів.* – 2012. – **48**, № 3. – С. 12–17.
Te same: *Andreikiv O. Ye., Dolins'ka I. Ya, Yavor'ska N. V.* Growth of creep cracks in structural elements under long-term loading // *Mater. Sci.* – 2012. – **48**, No. 3. – P. 266–273. – <https://doi.org/10.1007/s11003-012-9502-1>.
6. *Кудрявцев Л. Д.* Курс математического анализа. Т. 1. – Москва: Высш. шк., 1981. – 687 с.
7. *Слободян З. В., Никифорчин Г. М., Петрущак О. І.* Корозійна тривкість трубної сталі у нафтоводних середовищах // *Фіз.-хім. механіка матеріалів.* – 2002. – **38**, № 3. – С. 93–96.
Te same: *Slobodyan Z. V., Nykyforchyn H. M., Petrushchak O. I.* Corrosion resistance of pipe steel in oil-water media // *Mater. Sci.* – 2002. – **38**, No. 3. – P. 424–429. – <https://doi.org/10.1023/A:1021738103745>.
8. *Тим'як Н. І., Андрейків А. Є.* Визначення швидкості росту тріщин в умовах сумісної дії статичних навантажень і корозійно активного середовища // *Фіз.-хім. механіка матеріалів.* – 1995. – **31**, № 2. – С. 68–74.
Te same: *Тим'як Н. І., Андрейків А. Є.* Evaluation of crack-growth rate under conditions of simultaneous action of static loading and corrosive media // *Mater. Sci.* – 1996. – **31**, No. 2. – P. 219–225. – <https://doi.org/10.1007/BF00558642>.
9. *Транспортування нафти по нафтопроводу в екологічному аспекті.* – http://4ua.co.ua/ecology/va2ac78a4c53a88421316d37_0.html
10. *Цирульник О. Т., Слободян З. В., Звірко О. І., Греділь М. І., Никифорчин Г. М., Габетта Д.* Вплив експлуатації сталі Х52 на корозійні процеси у модельному розчині газового конденсату // *Фіз.-хім. механіка матеріалів.* – 2008. – **44**, № 5. – С. 29–37.

- Te same: *Tsyruľnyk O. T., Slobodyan Z. V., Zvirko O. I., Hredil' M. I., Nykyforchyn H. M., Gabetta G.* Influence of operation of Kh52 steel on corrosion processes in a model solution of gas condensate // *Mater. Sci.* – 2008. – **44**, No. 5. – P. 619–629. – <https://doi.org/10.1007/s11003-009-9138-y>.
11. *Allentown explosion* kills 5 people, including 4-month-old boy, 16-year-old girl, officials say – UPDATE.
https://www.lehighvalleylive.com/allentown/2011/02/a_number_of_people_missing_aft.html.
 12. *Hu J., Tian Y., Teng H., Yu L., Zheng M.* The probabilistic life time prediction model of oil pipeline due to local corrosion crack // *Theor. Appl. Fract. Mech.* – 2014. – **70**. – P. 10–18. – <https://doi.org/10.1016/j.tafmec.2014.04.002>.
 13. *Kec J., Černý I., Poloch A., Kyselá B., Poupa M.* Oil transmission pipelines with corrosion defects reinforced by two types of sleeves: comparison efficiency of sleeves // *Procedia Struct. Integr.* – 2022. – **37**. – P. 598–605.
– <https://doi.org/10.1016/j.prostr.2022.01.128>.
 14. *Niazi H., Eadie R., Chen W., Zhang H.* High pH stress corrosion cracking initiation and crack evolution in buried steel pipelines: A review // *Eng. Fail. Anal.* – 2021. – **120**. – Art. 105013. – <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2020.105013>.
 15. *Nykyforchyn H., Tsyruľnyk O., Zvirko O.* Electrochemical fracture analysis of in-service natural gas pipeline steels // *Procedia Struct. Integr.* – 2018. – **13**. – P. 1215–1220. – <https://doi.org/10.1016/j.prostr.2018.12.250>.
 16. *Song F. M.* Predicting the mechanisms and crack growth rates of pipelines undergoing stress corrosion cracking at high pH // *Corros. Sci.* – 2009. – **51**, No. 11. – P. 2657–2674. – <https://doi.org/10.1016/j.corsci.2009.06.051>.
 17. *Stepova O., Rassoħa I., Blazhko L., Hanoshenko O.* Calculation of lifetime of steel oil pipelines with the account of corrosive environment affect // *Proc. 2nd Int. Conf. Building Innovations, ICBI-2019 / V. Onyshchenko, G. Mammadova, S. Sivitska, A. Gasimov (Eds).* – *Lect. Notes Civil Eng.* – **73**. – Cham: Springer, 2020. – P. 721–727.
 18. *Wang C., Li W., Wang Y.* Remaining lifetime assessment of gas pipelines subjected to stray current interference using an integrated electric-electrochemical method // *Eng. Fail. Anal.* – 2021. – **127**. – Art. 105494.
– <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2021.105494>.
 19. *Wasim M., Djukic M. B.* External corrosion of oil and gas pipelines: A review of failure mechanisms and predictive preventions // *J. Nat. Gas Sci. Eng.* – 2020. – **100**. – Art. 104467. – <https://doi.org/10.1016/j.jngse.2022.104467>.

MATHEMATICAL MODELING OF GROWTH OF CORROSION-MECHANICAL CRACKS IN OIL PIPELINE TAKING INTO ACCOUNT HYDRO SHOCKS AND CHANGES OF CHARACTERISTICS OF ITS MATERIAL DURING OPERATION

A mathematical model for determining the period of subcritical growth of crack in an oil pipeline under the action of constant internal pressure, hydro shocks, and soil corrosion, taking into account the degradation of its material is developed. The model is based on the first law of thermodynamics, namely, the energy balance of components and balance of their rates of change, mechanisms of electrochemical corrosion, as well as analytical dependences of changes in time of corrosion and mechanical characteristics of the material (degradation). The residual lifetime of the oil pipeline from the X60 steel is calculated.

Key words: *mathematical model, growth of corrosion-mechanical cracks, residual lifetime, oil pipeline, degradation.*

¹ Львів. нац. ун-т ім. І. Франка, Львів,

² Фіз.-мех. ін-т ім. Г. В. Карпенка НАН України, Львів

Одержано

22.05.21