

УДК: 539.375; 539.4

ВИЗНАЧЕННЯ ПЕРІОДУ ДОКРИТИЧНОГО РОСТУ ВНУТРІШНЬОЇ ПОВЕРХНЕВОЇ КОРОЗІЙНО-МЕХАНІЧНОЇ ТРІЩИНИ В ТРУБІ НАФТОПРОВОДУ ЗА ТУРБУЛЕНТНОГО ПОТОКУ НАФТИ І ГІДРОУДАРІВ

О. Є. АНДРЕЙКІВ¹, І. П. ШТОЙКО², О. К. РАЙТЕР²

¹ Львівський національний університет ім. Івана Франка;

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

Сформульована розрахункова модель для визначення періоду докритичного росту внутрішньої поверхневої корозійно-механічної тріщини в стінці труби нафтопроводу за турбулентного потоку нафти і багаторазових гідроударів. В основі моделі – раніше розроблений енергетичний підхід для дослідження сповільненого поширення тріщин, моделі прикладання імпульсних навантажень і основні механізми поширення тріщин. З її допомогою вивчена залежність залишкового ресурсу труби нафтопроводу зі сталі Х60 від кількості в ній гідроударів за турбулентного потоку нафти.

Ключові слова: труба нафтопроводу, турбулентний потік нафти, гідроудари, енергетичний підхід, коефіцієнт інтенсивності напружень, зона передруйнування, період докритичного росту корозійно-механічних тріщин.

Відомо [1–4], що потік нафти в трубі не ламінарний, а здебільшого турбулентний і супроводжується гідроударами через збільшення швидкості переміщення нафти, частого закриття і відкриття засувки, що призводить до розривів нафтопроводів, великих економічних збитків і екологічних катастроф. За оцінками експертів, причинами розриву нафтопроводів є гідроудари, перепади тиску і вібрації (60%), корозійні процеси (25%), а також природні явища та форсмажорні обставини (15%). Для таких випадків математичні моделі розроблені ще недостатньо, а експериментальні дослідження, через значні технічні труднощі, виконані в малому об'ємі, що не дає можливості побудувати розрахункові залежності для визначення залишкового ресурсу тонкостінних елементів конструкцій, зокрема труб з тріщинами за таких фізико-хімічних впливів.

Нижче запропоновано таку модель для визначення періоду докритичного росту корозійно-механічної тріщини в трубі нафтопроводу за турбулентного потоку нафти і гідроударів.

Формулювання моделі. Розглянемо випадок, коли швидкість руху нафти $V_{oil} > 0,8$ м/с, а тиск $p \geq 9$ МПа. Виявлено [1–4], що тоді в трубі нафтопроводу відчувається шум і вібрація стінки труби, викликані турбулентністю потоку нафти. Тиск у трубі відхиляється від заданого за ламінарного потоку приблизно на 0,2...0,3 МПа із частотою $\approx 0,3$ Нз (частота вібрації) [1–4]. Вважаємо, що нафта рухається в трубах зі сталі 60Х під тиском 9 МПа, а асиметрія коливного тиску в турбулентному її потоці $R_1 \approx 0,97$.

Водночас навантаження труби може збільшуватися в результаті швидкого закриття або відкриття запобіжної або замково-регулювальної арматури, збою автоматизованих систем управління технологічними процесами, помилкового

спрацьовування технологічних захистів; періодичних зупинок, повторних пусків тощо, що може зумовити гідроудари з амплітудою P .

Довготривала дія експлуатаційних навантажень і навколишнього середовища пришвидшує розвиток наявних у нафтопроводах і їх зварних з'єднаннях дефектів типу тріщин, що спричиняє експлуатаційні відмови нафтопроводів. Тому, щоб відвернути непередбачене їх руйнування і запобігти аварійним ситуаціям, важливо визначити їх залишковий ресурс з урахуванням експлуатаційних чинників. Щоб знайти залишкову довговічність нафтопроводу в маневровому режимі (за турбулентного руху потоку нафти і гідроударів) його роботи (час до розгерметизації), побудуємо розрахункову модель розвитку в стінці труби внутрішньої поверхневої півеліптичної тріщини з півосями a_0 , b_0 і визначимо час $t = t_*$ до її розгерметизації (рис. 1). При цьому введемо такі позначення: r_3 – радіус труби; h_1 – товщина її стінки.

Вважаємо, що всередині труби в результаті турбулентності потоку нафти тиск змінюється за синусоїдальним законом з частотою 3 Hz [1–5], асиметрією в циклі $R_1 = 0,97$, а за деякі проміжки часу вона додатково перебуває під дією зосереджених у часі квазідинамічних навантажень (гідроударів) амплітудою $P = 12$ МПа. В цьому випадку приймаємо, що за час росту тріщини відбувається n таких додаткових навантажень. Необхідно визначити залишкову довговічність такої труби з урахуванням цих змін навантажень, тобто часу $t = t_*$, коли в результаті механічних навантажень і корозивно-агресивного середовища тріщина проросте наскрізь стінки труби $b = h_1$ і вона розгерметизується (рис. 1).

Щоб розв'язати цю задачу, використаємо відомий [6, 7] енергетичний підхід. При цьому енергію деформування труби W подамо так [6, 7]:

$$W = W_s + W_p^{(1)}(S) + W_p^{(3)}(t) + W_p^{(2)}(S) - W_p^{(4)}(t), \quad (1)$$

де W_s – пружна складова енергії W ; $W_p^{(1)}(S)$ – частина роботи пластичних деформацій, що залежить тільки від площі тріщини S ; $W_p^{(3)}(t)$ – частина роботи пластичних деформацій від зовнішніх зусиль, яка виділяється за постійної площі тріщини під час інкубаційного періоду підготовки її стрибка ΔS_c , залежить тільки від часу t (кількості віброциклів навантаження $N = tT^{-1}$); T – період віброциклу; $W_p^{(2)}(S)$ – частина роботи пластичних деформацій у зоні передруйнування, викликаних зосередженими в часі квазістатичними зусиллями P , яка залежить тільки від площі тріщини S ; $W_p^{(4)}(t)$ – робота пластичних деформацій під час розвантаження тіла і стиску зони передруйнування в циклі, яка залежить тільки від часу t і генерується самим тілом [7].

На основі результатів праці [7] і співвідношення (1) задачу зведемо до рівняння

$$\frac{\partial}{\partial S} \left[\Gamma - \left(A - W_s - W_p^{(1)} - W_p^{(2)} \right) \right] \frac{dS}{dt} + \frac{\partial}{\partial t} \left[\Gamma - \left(A - W_s - W_p^{(3)} + W_p^{(4)} \right) \right] = 0. \quad (2)$$

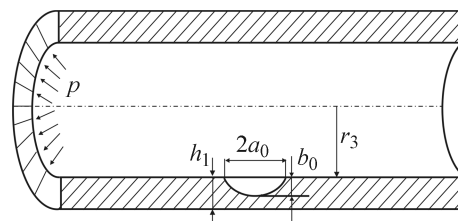


Рис. 1. Схема навантаження труби нафтопроводу з внутрішньою поверхневою тріщиною.

Fig. 1. Scheme of loading of the oil pipe with internal surface crack.

Звідси, враховуючи зміни в циклі тиску, баланс роботи A з сумою $W_s + W_p^{(3)}$, а також відомі результати [6–8], знайдемо:

$$\frac{dS}{dt} = \frac{\partial[\Gamma - W_p^{(4)}]/\partial t}{\gamma_C - \gamma_t - \partial W_p^{(2)}/\partial S}. \quad (3)$$

Для повноти математичної моделі до рівняння (3) слід додати такі початкову і кінцеву умови:

$$t = 0, \quad S(0) = S_0; \quad (4)$$

$$t = t_*, \quad S(t_*) = S_*. \quad (5)$$

Тут функції Γ , $W_p^{(2)}$, γ_C , γ_t , $W_p^{(4)}$ визначаємо за результатами праць [6–10] так:

$$\Gamma = \Delta S_C \sigma_0 \delta_{CC}, \quad W_p^{(2)}(S) = 0,25(1-R)^4 \int_0^S \alpha_0 \sigma_0 \sum_{i=1}^n \delta(S - S_i) [\delta_{th}^2(S) - \delta_{SCC}^2] dx, \quad (6)$$

$$W_p^{(4)}(t) = 0,25\alpha_0\sigma_0^{-1}E^{-1}TN(1-R_1)^4 [K_1^4 - K_{SCC}^4] (t = TN),$$

де α_0 – втомна характеристика матеріалу, яку визначають експериментально [8]; δ_t , δ_{th} – розкриття у вершині тріщини за навантажень p і P ; δ_{CC} – його критичне значення за корозійного руйнування; δ_{SCC} – нижнє порогове значення δ_t , за якого тріщина не поширюється під корозійно-механічним навантаженням; $R = \sqrt{\delta_t/\delta_{th}}$ – коефіцієнт асиметрії циклу; $\delta(x)$ – дельта-функція [11]; σ_0 – усереднене значення напружень у зоні передруйнування; S_i – площа корозійно-механічної тріщини в момент i -го навантаження зусиллями P ; $\gamma_t = \delta_t \sigma_0$ – питома робота пластичних деформацій у зоні передруйнування біля вершини тріщини; $\gamma_C = \delta_{CC} \sigma_0$ – її критичне значення. Тепер співвідношення (3) набуде вигляду

$$\frac{dS}{dt} = \frac{\partial[\Gamma - W_p^{(4)}]/\partial t}{\gamma_C - \gamma_t}. \quad (7)$$

Як впливає з відомих результатів [12, 13], для малих значень ΔK , тобто для великих значень R_1 і середніх K_1 , що відповідає розглянутому випадку, для експлуатованої сталі Х60 в корозивному середовищі швидкість поширення тріщини практично стала, тобто

$$\frac{dS}{dt} = \frac{\partial[\Gamma - W_p^{(4)}]/\partial t}{\gamma_C - \gamma_t} \approx V_{SCC}. \quad (8)$$

Звідси

$$\partial[\Gamma - W_p^{(4)}]/\partial t = V_{SCC}(\gamma_C - \gamma_t). \quad (9)$$

Вважаючи тріщину макроскопічною і використовуючи співвідношення (6) і (9), математичну задачу (3)–(5) можна подати ще так:

$$\frac{dS}{dt} = \frac{V_{SCC}(\gamma_C - \gamma_t)}{\gamma_C - \gamma_t - \partial W_p^{(2)}/\partial S}. \quad (10)$$

Для повноти математичної моделі до рівняння (10) слід додати такі початкові і кінцеві умови:

$$t = 0, \quad S(0) = S_0; \quad (11)$$

$$t = t_*, \quad S(t_*) = S_*. \quad (12)$$

Розв'язок задачі (10)–(12) пов'язаний зі значними математичними труднощами. Тому для його спрощення, не втрачаючи при цьому потрібної для інженерних цілей точності, застосуємо метод еквівалентних площ [14], згідно з яким зміна площі тріщини розглядуваної конфігурації буде наближено така, як і півкругової радіуса ρ такої ж початкової площі. При цьому вважаємо, що швидкість поширення півколової тріщини у всіх точках її контуру однакова. Враховуючи це, модель (10)–(12) запишемо як

$$\frac{d\rho}{dt} = \frac{V_{SCC}(K_{fC}^2 - K_I^2)}{K_{fC}^2 - K_I^2 - 0,25\alpha_0\sigma_0^{-1}E^{-1}(1-R)^4 \sum_{i=1}^n \delta(\rho - \rho_i) [K_{Ih}^4 - K_{SCC}^4]} \quad (13)$$

за початкової

$$t = 0, \quad \rho(0) = \rho_0 = \sqrt{a_0 b_0}; \quad (14)$$

і кінцевої умов

$$t = t_*, \quad \rho(t_*) = h_1. \quad (15)$$

Тут ρ_i – радіус півколової тріщини в момент i -го її просування, а коефіцієнти інтенсивності напружень K_I і K_{Ih} визначаємо за формулою [15]

$$K_I = 0,7\sigma\sqrt{\pi h} f(\varepsilon), f(\varepsilon) = \sqrt{\varepsilon}(1 + 0,32\varepsilon^2)(1,04 + 0,23\varepsilon^2 - 0,11\varepsilon^4);$$

$$\varepsilon = \rho/h; \quad \varepsilon_0 = \rho_0 h^{-1}; \quad \sigma = pr h_1^{-1}. \quad (16)$$

Інтегруючи рівняння (13) за умов (14), (15) і повторюючи аналогічні міркування, що і в працях [7, 16], отримаємо:

$$t_* = V_{SCC}^{-1} h_1 (1 - \varepsilon_0) - \frac{\alpha_0 (1 - pP^{-1})^4}{4V_{SCC} E \sigma_0} \frac{t_* n}{1 - \varepsilon_0} \int_{\varepsilon_0}^1 \frac{[2,37P^4 r_3^4 h_1^{-2} f^4(\varepsilon) - K_{SCC}^4]}{[K_{fC}^2 - 1,54P^2 r_3^2 h_1^{-1} f^2(\varepsilon)]} d\varepsilon. \quad (17)$$

Залишкову довговічність $t = t_*$ труб з урахуванням швидкості поширення тріщин розраховуватимемо для такої їх геометрії і силового навантаження: труба зі сталі Х60, $r_3 = 0,71$ м, $h_1 = 0,0187$ м, $p = 9$ МПа, $P = 12$ МПа. Механічні і корозійні характеристики експлуатованих труб [12, 13] такі: $\sigma_{0,2} = 425$ МПа, $\sigma_B = 545$ МПа, $\psi = 73\%$, $\delta = 23\%$, $K_{IC} = 231$ МПа $\sqrt{м}$, $K_{SCC} = 10$ МПа $\sqrt{м}$, $K_{fC} = 101$ МПа $\sqrt{м}$, $V_{SC} = 17 \cdot 10^{-9}$ м/х. Для числової реалізації задачі співвідношення (17) запишемо через вказані вище геометричні і силові параметри, а також характеристики для сталі Х60, приймаючи згідно з працями [12, 13] $V_{SCC} \approx 2,3 \cdot 10^{-11}$ м/х або $V_{SCC} \approx 27,6 \cdot 10^{-9}$ м/х, у такому вигляді:

$$t_* = 77,3 \cdot (1 - \varepsilon_0) - 3 \cdot 10^{-4} \frac{n}{(1 - \varepsilon_0)} \int_{\varepsilon_0}^1 \frac{f^4(\varepsilon)}{[1 - 0,33f^2(\varepsilon)]} d\varepsilon]^{-1} \text{ (роки)}, \quad (18)$$

де t_* і n – невідомі величини. Вважатимемо, що за рік труба піддана m зосереджених у часі квазідинамічних навантажень P , тобто

$$n = m \cdot t_*. \quad (19)$$

Тоді з формул (18) і (19) залишкова довговічність $t = t_*$ труби буде:

$$t_* = 77,3 \cdot (1 - \varepsilon_0)^2 [1 - \varepsilon_0 + 3 \cdot 10^{-4} m \int_{\varepsilon_0}^1 \frac{f^4(\varepsilon)}{[1 - 0,33f^2(\varepsilon)]} d\varepsilon]^{-1} \text{ (роки)}. \quad (20)$$

На основі співвідношення (20) на рис. 2 побудована залежність залишкової довговічності t_* труби від безрозмірного початкового розміру тріщини ε_0 без урахування (крива 1) (стаціонарний режим експлуатації) і з урахуванням (криві 2–5) дії гідроударів (маневровий режим експлуатації). Як бачимо, гідроудари суттєво зменшують залишкову довговічність. Порівняно з ламінарним потоком нафти [5] за турбулентного їх вплив на залишкову довговічність труби значно відчутніший.

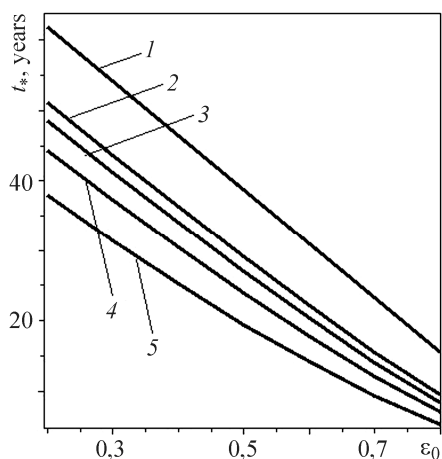


Рис. 2. Залежність залишкової довговічності t_* труби нафтопроводу від зміни безрозмірного початкового розміру ε_0 тріщини в стаціонарному (крива 1) і маневровому (криві 2–5) режимах експлуатації за різної кількості m гідроударів за рік: 1 – $m = 0$; 2 – 195; 3 – 255; 4 – 365; 5 – 585.

Fig. 2. Dependence of the oil pipe residual lifetime t_* on changes of the dimensionless initial crack size ε_0 in stationary (curve 1) and margin (curves 2–5) modes of operation for different number m of hydraulic shocks during a year: 1 – $m = 0$; 2 – 195; 3 – 255; 4 – 365; 5 – 585.

ВИСНОВКИ

За відомим енергетичним підходом для дослідження сповільненого поширення тріщин, моделями прикладання імпульсних навантажень, а також основними механізмами росту корозійно-механічної тріщини сформульована розрахункова модель для визначення залишкового ресурсу труби нафтопроводу з внутрішньою поверхневою корозійно-механічною тріщиною за турбулентного потоку нафти і багаторазових гідроударів. З її допомогою досліджена залежність залишкового ресурсу труби нафтопроводу зі сталі X60 від кількості в ній гідроударів. Виявлено, що гідроудари навіть за незначного перевищення робочого тиску (до 3 МПа) можуть знизити довговічність труби більш ніж на 30%.

РЕЗЮМЕ. Предложена расчетная модель для определения остаточного ресурса трубы нефтепровода с внешней поверхностной коррозионно-механической трещиной при турбулентном потоке нефти и многократных гидроударах. В основе модели – ранее разработанный энергетический подход для исследования замедленного распространения трещин, модели приложения импульсных нагрузок и основные механизмы распространения коррозионно-механической трещины. С ее помощью исследована зависимость остаточного ресурса трубы нефтепровода из стали X60 от количества в ней гидроударов.

SUMMARY. The calculation model to determine the residual lifetime of the pipeline the oil pipe with external surface corrosion-mechanical crack under the turbulent stream of oil and multiple hydraulic shocks is proposed. The model is based on previously developed energy approach to investigate the slow propagation, model of pulse load applications and basic mechanisms of the corrosion-mechanical cracks growth. The dependence of the residual resource of X60 steel oil pipes of on the amount of hydraulic shocks in it is investigated on this basis.

1. Зайцев Л. Ф. Регулирование режимов работы магистральных нефтепроводов. – М.: Недра, 1982. – 240 с.
2. Агапкин В. М., Кривошеин Б. Л. Методы защиты трубопроводов от разрывов при неустановившихся режимах. – М.: ВНИИОЭНГ, 1976. – 40 с.
3. Про причини корозійних руйнувань промислових трубопроводів / В. Ю. Чернов, В. Д. Макаренко, Є. І. Крижанівський, Л. С. Шлапак // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2002. – 38, № 6. – С. 93–95.

- (*On the causes of corrosion fracture of industrial pipelines / V. Yu. Chernov, V. D. Makarenko, E. I. Kryzhaniv's'kyi, L. S. Shlapak // Materials Science. – 2002. – 38, № 6. – P. 880–883.*)
4. *Проект национального стандарта РФ “Трубы для магистральных нефтепроводов. Методика расчета труб на долговечность”.* – М.: Изд-во стандартов, 2006. – 24 с.
 5. *Оцінка залишкового ресурсу труби нафтопроводу з зовнішньою поверхневою корозійно-механічною тріщиною за ламінарного потоку нафти і багаторазових гідродарів / О. Є. Андрейків, Г. М. Никифорчин, І. П. Шштойко, А. Р. Лисик // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2017. – 53, № 2. – С. 80–88.*
(*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. 216–225.*)
 6. *Андрейків О. Є., Сас Н. Б. Механіка руйнування металічних пластин за високотемпературної повзучості // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2006. – 42, № 2. – С. 62–68.*
(*Andreikiv O. E. and Sas N. B. Fracture mechanics of metallic plates under the conditions of high-temperature creep // Materials Science. – 2006. – 42, № 2. – P. 210–219.*)
 7. *Розрахункова модель для визначення періоду докритичного росту тріщин повзучості в елементах конструкцій за довготривалими статично-розривними навантаженнями / О. Є. Андрейків, І. Я. Долінська, В. З. Кухар, Ю. Я. Матвій // Доп. НАН України. – 2012. – № 4. – С. 50–56.*
 8. *Андрейків О. Є., Кім М. Б. Залишкова довговічність тонкостінних елементів конструкцій під двовісним циклічним навантаженням // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2008. – 44, № 1. – С. 14–22.*
(*Andreikiv O. E. and Kim M. B. Residual service life of thin-walled structural elements under biaxial cyclic loading // Materials Science. – 2008. – 44, № 1. – С. 10–21.*)
 9. *Андрейків О. Є., Сас Н. Б. Математична модель для визначення періоду докритичного поширення тріщин високотемпературної повзучості в твердих тілах // Доп. НАН України. – 2006. – № 5. – С. 47–52.*
 10. *Андрейків О. Є., Гембара О. В. Механіка руйнування та довговічність металевих матеріалів у водневмісних середовищах.* – К.: Наук. думка, 2008. – 344 с.
 11. *Кудрявцев Л. Д. Курс математического анализа.* – М.: Высш. шк., 1981. – Т. 1. – 688 с.
 12. *Вплив експлуатації сталі X52 на корозійні процеси у модельному розчині газового конденсату / О. Т. Цирульник, З. В. Слободян, О. І. Звірко, М. І. Греділь, Г. М. Никифорчин, Д. Габетта // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2008. – 44, № 5. – С. 88–99.*
(*Influence of operation of Kh52 steel on corrosion processes in a model solution of gas condensate / O. T. Tsyurul'nyk, Z. V. Slobodyan, O. I. Zvirko, M. I. Hredil', H. M. Nykyforchyn, G. Gabetta // Materials Science. – 2008. – 44, № 5. – P. 619–629.*)
 13. *Оцінювання залишкової довговічності ділянки магістрального газопроводу “Уренгой–Помари–Ужгород” / О. Є. Андрейків, О. В. Гембара, О. Т. Цирульник, Л. І. Ниркова // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2012. – 48, № 2. – С. 103–110.*
(*Evaluation of the residual lifetime of a section of a main gas pipeline after long-term operation / O. E. Andreikiv, O. V. Hembara, O. T. Tsyurul'nyk, and L. I. Nyrkova // Materials Science. – 2012. – 48, № 2. – P. 231–238.*)
 14. *Андрейків О. Є., Сас Н. Б. Докритичний ріст плоскої тріщини в тривимірному тілі за високотемпературної повзучості // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2008. – 44, № 2. – С. 19–26.*
(*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.*)
 15. *Саврук М. П. Коэффициенты интенсивности напряжений в телах с трещинами.* – К.: Наук. думка, 1988. – 648 с.

Одержано 14.03.2017