

УДК 539.375: 620.178

О. Дацишин, докт. техн. наук; А. Глазов

Фізико-механічний інститут ім. Г.В. Карпенка НАН України

ОЦІНЮВАННЯ ДОВГОВІЧНОСТІ ТІЛ КОЧЕННЯ ЗА УТВОРЕННЯМ ТИПОВИХ КОНТАКТНО-ВТОМНИХ ПОШКОДЖЕНЬ – ПІТИНГУ І ВІДШАРУВАННЯ

Резюме. Розроблено комплексну методологію дослідження процесів руйнування в зоні контакту тіл кочення та оцінювання їх довговічності за критеріями формування типових контактнo-втомних пошкоджень – пітингу та відшарування – з урахуванням експлуатаційних умов пари кочення та характеристик циклічної тріциностійкості матеріалів на розрив та поперечний зсув. Запропоновано розрахункові алгоритми, на основі яких обчислено коефіцієнти інтенсивності напружень (КІН) для крайових та поверхневих тріщин, побудовано карти контактування їх берегів і траєкторії поширення тріщин, які формують втомні поверхневі пошкодження. Оцінено залишкову контактну довговічність приповерхневої зони залізничних рейок і коліс та опорних валків вальцювальних станів за утворенням пітингу і відшарування. Показано ступінь її залежності від таких експлуатаційних параметрів, як тертя – змащування в контактні кочення, тертя між берегами тріщини, інтенсивність навантаження пари кочення та характеристики тріциностійкості матеріалів. Також прогнозовано форми і розміри частинок викривування та відшарувань. Роботу виконано в рамках лінійної механіки руйнування.

Ключові слова: контактна втома кочення, довговічність, траєкторія поширення тріщини, пітинг, відшарування, тертя, коефіцієнти інтенсивності напружень, характеристики циклічної тріциностійкості матеріалів.

O. Datsyshyn, A. Glazov

ROLLING BODIES DURABILITY EVALUATION BY FORMATION OF TYPICAL CONTACT FATIGUE DAMAGES – PITTING AND SPALLING

Summary. The methodology for a computer investigation of fracture processes in the contact zone of rolling bodies and evaluating their residual durability according to criteria of formation of the typical contact fatigue damages – pitting and spalling, has been developed, taking into account a operating conditions of rolling pair and characteristics of cyclic crack growth resistance of material by transversal shear and normal opening. This methodology is based on the concepts of two-stage assessment model of solids durability by the cracks development under their cyclic contacting. It is assumed, that in a contact zone the nearsurface macrocracks, that form damages, are propagated by transverse shear mechanism during the initial (first) stage, and during the second stage – by the normal opening mechanism. The resource of model is expanded for the first stage due to a solutions of new contact problems for bodies with cracks, whose faces are contacting in a compression area (smooth contact, shear with friction, stick) under a moving load on the rolling surface, and for the second stage – due to modeling of a fluid wedging action, that enters into a crack. A computational algorithms have been developed and the propagation paths of cracks, that form surface fatigue damages, have been constructed on their bases.

The residual contact durability has been estimated by formation of pitting and spalling damages in the nearsurface area of railway rails and wheels and support rollers of rolling mills. The degree of their contact durability dependence on operational parameters such, as friction-lubrication in contact, friction between a crack faces, load intensity of a rolling pair and the characteristics of cyclic crack growth resistance of materials by shear and opening, has been shown. The curves for the contact fatigue of a wheel-rail pair elements by a pitting development, have been constructed. The growth (length) of horizontal subsurface cracks in nearsurface area of a rail and roller steels depending on the rolling cycles number, has been predicted. Based on the received results, a shape and a size of pitting and spalling particles, depending on operational conditions and characteristics of a rolling bodies cyclic crack growth resistance, have been predicted also. The investigation has been made in the framework of linear fracture mechanics.

Key words: rolling contact fatigue, durability, crack propagation path, pitting, spalling, friction, stress intensity factor, characteristics of cyclic crack growth resistance of material.

Вступ. Більшість пошкоджень елементів пар кочення (система колесо – рейка, підшипники, валки вальцювальних станів, зубчасті з'єднання тощо) під час їх циклічного контактування утворюються шляхом поширення приповерхневих тріщин. Загалом, за умов складного напруженого стану в зоні контакту тріщини ростуть вздовж криволінійних траєкторій. При цьому росте одна або система тріщин, залежно від експлуатаційних умов, формуючи різноманітні типи пошкоджень поверхневого шару тіла кочення. Ці пошкодження часто ініціюють ріст магістральних тріщин, що призводить до руйнування тіла. У зв'язку з цим багато відомих авторів [1, 2] пропонують визначати довговічність елементів пар кочення тривалістю утворення таких пошкоджень, як пітинг та відшарування. Тому розроблення моделей, які можуть якісно і кількісно описати ці процеси, є актуальним і важливим завданням сучасної механіки втомного руйнування.

Серед робіт, присвячених моделям оцінювання довговічності та утворенню пошкоджень у тілах кочення, відзначимо публікації [3 – 16]. Зокрема моделям утворення пітингу і оцінювання довговічності поверхні кочення за умов граничного змащування присвячено роботи [3, 4, 8, 9, 11 – 16]. Однак у переважній більшості цих моделей траєкторія розвитку тріщини і довговічність спрощено прогноуються за підростанням зсувної макротріщини (крайової або підповерхневої) в зоні контакту, а пізніше, коли тріщина входить в зону розтягу, – за напрямком (кутом) її початкового відхилення у пружній півплощині під дією на її краю відповідного до типу контактної взаємодії модельного навантаження. В роботах [11, 16] автори оцінюють довговічність зубців зубчастого з'єднання за розвитком мікропітингу, використовуючи побудовану ними криволінійну траєкторію розвитку крайової тріщини. Також криволінійні траєкторії, що формують пітинг, побудовано в роботі [13]. Однак, використовуючи за критерій руйнування і оцінювання довговічності максимум швидкості вивільнення енергії, автор отримує суперечливий результат, коли пітинг може утворитися без розклинювання берегів тріщини (без тиску мастила на береги). Загалом, згадані моделі мають фрагментарний характер.

Дана робота ґрунтується на двовимірній розрахунковій моделі для дослідження процесів руйнування та прогнозування довговічності твердих тіл при їх циклічному контактуванні [17]. Тут розроблено комплексну методологію для дослідження процесів руйнування в зоні контакту тіл кочення та оцінювання їх довговічності за критеріями утворення типових контактно-втомних пошкоджень – пітингу та відшарування – з урахуванням експлуатаційних умов пари кочення та характеристик циклічної тріщино-стійкості матеріалів на розрив та поперечний зсув. Запропоновано розрахункові алгоритми, на основі яких обчислено коефіцієнти інтенсивності напружень (КІН) для крайових та підповерхневих тріщин, побудовано карти контактування берегів тріщин і траєкторії їх поширення. Під час побудови траєкторій, які формують втомні поверхневі пошкодження (пітинг і відшарування), альтернативно використано два критерії локального руйнування (σ_θ -критерій і τ_θ -критерій), які передбачають можливість руйнування як за механізмом поперечного зсуву, так і нормального розриву. Оцінено залишкову контактну довговічність за утворенням пітингу і відшарування в приповерхневій зоні залізничних рейок і коліс, а також валків вальцювальних станів. Показано ступінь її залежності від таких експлуатаційних параметрів, як тертя/змащування в контакті, тертя між берегами тріщини, інтенсивність навантаження пари кочення та характеристики тріщино-стійкості матеріалів. Також прогнозовано форми і розміри частинок викришування та відшарувань.

Розрахункова модель [17]. Розглянемо циклічну контактну взаємодію двох тіл кочення, одне з яких пошкоджене приповерхневою макротріщиною. Пошкоджене тіло моделюємо пружною півплощиною, послабленою тріщиною, а дію контртіла моделюємо розподіленими нормальними $p(x, \lambda)$ та дотичними $q(x, f, \lambda)$ зусиллями на краю півплощини (рис. 1). Такі зусилля залежать як від форми та розмірів контртіла, так і від меха-

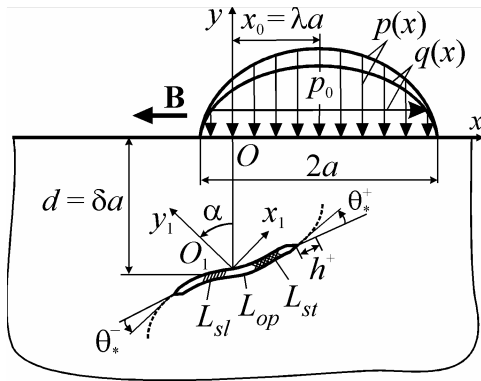


Рисунок 1. Розрахункова схема моделі;
B – напрям руху контртіла

Figure 1. Calculation scheme of the model;
B – counterbody movement direction

нічних характеристик матеріалів та поверхонь контакту, а також від особливостей контактної взаємодії в циклі контактування. Найуживанішою силовою схемою модельного навантаження $p(x)$ для випадку контакту кочення є еліптичний (герцівський) розподіл зусиль: $p(x) = p_0 \sqrt{1 - \lambda^2}$, де p_0 – максимальне значення контактної тиску; $\lambda = x_0/a$ – параметр, що характеризує розташування контактної навантаження стосовно тріщини. Дотичними зусиллями $q(x, f, \lambda)$ враховуємо дію сил тертя проковзування. Найпростішим варіантом розподілу дотичних зусиль є їх зв'язок з нормальними за законом Кулона $q(x) = fp(x)$, де f – коефіцієнт тертя проковзування між тілами кочення.

Як відомо [18], в механіці втомного руйнування матеріалів довговічність N (кількість циклів навантаження) пошкодженого тіла оцінюють за двома її складовими: N_i – періодом до зародження макротріщини та N_g – періодом росту макротріщини від зародкової до критичної (допустимої) довжини. Період N_g називають залишковою довговічністю. В межах даної статті розглянуто саме цей період. Виходячи з аналізу експериментальних даних, вважаємо, що в зоні контакту макротріщина (крайова або підповерхнева) спочатку розвивається переважно прямолінійно за механізмом поперечного зсуву (за типом II), а пізніше – криволінійно за механізмом нормального розриву (за мішаним типом I+II з перевагою типу I). Тому N_g матиме такі складові:

$$N_g = N_g^\tau + N_g^\sigma, \tag{1}$$

де

$$N_g^\tau = \int_{l_{0\tau}}^{l_{c\tau}} v^{-1} (\Delta K_{II\theta}(l), C_r^\tau) dl, \quad N_g^\sigma = \int_{l_{0\sigma}}^{l_{c\sigma}} v^{-1} (\Delta K_{I\theta}(l), C_s^\sigma) dl. \tag{2}$$

Тут $\Delta K_{m\theta} = \max K_{m\theta} - \min K_{m\theta}$ ($m = I, II$), N_g^τ і N_g^σ – значення довговічності на стадії розвитку макротріщини відповідно за механізмом поперечного зсуву і нормального розриву; $l_{0\tau}$, $l_{c\tau}$, $l_{0\sigma}$, $l_{c\sigma}$ – початкові й критичні (допустимі) довжини макротріщини відповідно на стадії зсуву і розриву; $v = dl/dN$ – швидкість росту тріщини; l – її довжина. Значення КІН K_I , K_{II} , що відповідають за руйнування у вершині тріщини, визначаємо з розв'язку системи інтегральних рівнянь, у загальному випадку контактної задачі теорії пружності для півплощини з криволінійними тріщинами [19 – 21]. Загалом, залежності $v(\Delta K)$ установлюють експериментально у вигляді діаграм втомного руйнування (ДВР) [18]. На їх основі визначають також константи C_r^τ , C_s^σ ($r, s = 1, 2, \dots$) – характеристики циклічної тріщиностійкості матеріалу.

На стадії зсувного росту макротріщини відповідальними за руйнування у її вершині вважаємо максимальні зсувні напруження. Для умов складного напруженого стану використовуємо критерій узагальненого поперечного зсуву (τ_θ -критерій)

$$K_{II\theta}(l, \lambda, \theta^*) = \frac{1}{2} \cos \frac{\theta^*}{2} [K_I(l, \lambda) \sin \theta^* + K_{II}(l, \lambda) (3 \cos \theta^* - 1)]; \tag{3}$$

$$2K_{II}(l, \lambda) \operatorname{tg}^3 \frac{\theta^*}{2} - 2K_I(l, \lambda) \operatorname{tg}^2 \frac{\theta^*}{2} - 7K_{II}(l, \lambda) \operatorname{tg} \frac{\theta^*}{2} + K_I(l, \lambda) = 0.$$

Умову старту росту зсувної макротріщини, яка також використовується для визначення початкової (зародкової) довжини $l_{0\tau}$, запишемо у вигляді

$$\Delta K_{II\theta} > \Delta K_{IIth}, \tag{4}$$

де K_{Ith} – поріг втомного росту макротріщини за поперечного зсуву.

На другій стадії росту макротріщини, за механізмом розриву, відповідальними за руйнування є нормальні розтягуючі колові напруження. Для їх опису, використовуємо співвідношення критерію узагальненого нормального розриву (σ_θ - критерію)

$$K_{I\theta}(l, \lambda, \theta^*) = \cos^3 \frac{\theta^*}{2} \left[K_I(l, \lambda) - 3K_{II}(l, \lambda) \operatorname{tg} \frac{\theta^*}{2} \right];$$

$$\theta^* = 2 \operatorname{arctg} \frac{K_I(l, \lambda) - \sqrt{K_I^2(l, \lambda) + 8K_{II}^2(l, \lambda)}}{4K_{II}(l, \lambda)}.$$
(5)

Відповідно умови росту тріщини матимуть вигляд

$$\Delta K_{I\theta} = \max K_{I\theta}(l, \lambda, \theta^*) > \Delta K_{Ith},$$
(6)

де K_{Ith} – поріг втомного росту макротріщини за розривним механізмом. Останню умову можна також вважати умовою переходу від стадії росту макротріщини за механізмом зсуву до стадії росту за розривом і за нею визначати критичну довжину зсувної макротріщини $l_{c\tau}$. Також приймаємо, що $l_{0\sigma} = l_{c\tau}$, а для визначення критичної довжини $l_{c\sigma}$ використовуємо умову

$$\max K_{I\theta} = \Delta K_{Ifc},$$
(7)

де K_{Ifc} – критичне значення КІН K_I , після досягнення якого тріщина росте спонтанно.

Загалом кут θ^* у співвідношеннях (3) – (6) визначає напрямок відхилення траєкторії росту тріщини від дотичної у її вершині.

Перехідні умови (4), (6) і (7), за якими можна встановити довжини тріщин $l_{0\tau}$, $l_{c\tau}$, $l_{0\sigma}$, залежно від структури формул, що описують діаграму швидкості росту втомної тріщини в матеріалі, у співвідношеннях (2), при розрахунках використовували в іншій формі, а саме:

$$\Delta K_{II\theta}(l_{0\tau}) = \Delta K_{II, v_{th}} \quad \text{або} \quad \Delta K_{II\theta}(l_{0\tau}) = \Delta K_{II, 1-2};$$
(8)

$$\Delta K_{I\theta}(l_{0\sigma}) = \Delta K_{I, v_{th}} \quad \text{або} \quad \Delta K_{I\theta}(l_{0\sigma}) = \Delta K_{I, 1-2},$$
(9)

де $\Delta K_{v_{th}} = \Delta K_{10^{-10}}$ – розмах умовного порогового КІН, що відповідає швидкості росту втомної тріщини $v_{th} = 10^{-10}$ м/цикл, а ΔK_{I-2} – розмах КІН, що відповідає нижній межі прямолінійної ділянки Періса на ДВР матеріалу [18].

Траєкторію росту макротріщини будуємо покроково [17, 19]. Для цього вводимо в розгляд два типи кроків: основний, пов'язаний з ростом тріщини, і допоміжний, пов'язаний зі зміною навантаження в циклі контактування. Крок приросту траєкторії тріщини h на кожному етапі побудови траєкторії відкладаємо з вершини тріщини у напрямі, що визначається кутом θ_*^\pm (рис. 1). Допоміжний крок $\Delta \lambda$ використовуємо для пошуку екстремумів і розмаху параметра $K_{m\theta}$ в циклі контактування.

Залишкову довговічність визначаємо на основі співвідношень (2) за узагальненою формулою

$$N_g \approx \sum_{k=1}^{j_c} \Delta l_k v_k^{-1} [\Delta K(l), C_r, C_s];$$
(10)

тут j_c – сумарна кількість кроків приросту тріщини до досягнення критичної довжини; Δl_k і v_k – відповідно приріст тріщини і швидкість просування її вершини на k -му кроці. Будуючи траєкторії розвитку підповерхневої тріщини, одночасно із двох вершин, довжини кроків h^+ , h^- приростів тріщини співвідносимо [22] до швидкостей просування цих вершин, тобто: $h^+/h^- = v^+/v^-$.

Крайова тріщина. Зсув. Як свідчать багаточисельні експериментальні дані, в тілах кочення (на бігових доріжках) часто з'являються пологі поверхневі макротріщини. Вони переважно розвиваються прямолінійно в напрямку, протилежному до дії дотичних контактних зусиль у пошкодженому тілі. Основним рушієм розвитку

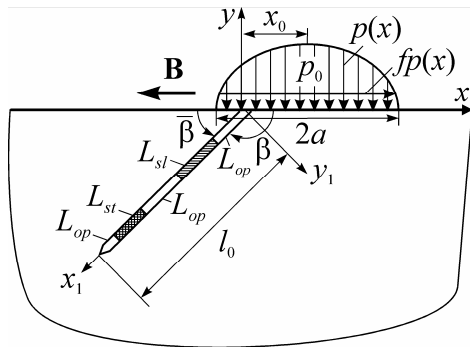


Рисунок 2. Розрахункова схема задачі;
B – напрям руху контртіла

Figure 2. Calculation scheme of the problem;
B –counterbody movement direction

цих тріщин є значні стискувальні контактні зусилля від дії контртіла. Теоретичні розрахунки [21] показують, що у вершинах таких тріщин КІН $K_I < 0$, а на основі τ_θ -критерію випливає, що $\theta^* = 0$, тобто тріщина розвивається прямолінійно.

Отже вважаючи, що крайова тріщина буде початком (першою стадією) пітингу і в зоні стиску розвиватиметься за механізмом зсуву, зосередимось на дослідженні значень КІН K_{II} .

Тут і в подальшому КІН будуть нормуватися за формулою $F_{II} = K_{II} / (p_0 \sqrt{\pi a})$.

Загалом під час переміщення контртіла на берегах тріщини можуть реалізовуватись три типи умов: відсутність контакту (L_{op}), проковзування берегів з тертям (L_{sl}) та защемлення (L_{st}) (рис. 2).

Розглянемо спочатку вплив тертя між берегами зсувної тріщини на появу ефекту защемлення. Такий ефект досягається за рахунок перевищення сил тертя в контактні між берегами тріщини над дотичними зусиллями, викликаними зовнішнім (контактним) навантаженням, і виникає за виконання умови $|T^\pm(x_1)| < f_c |N^\pm(x_1)|$, $x_1 \in L_{st}$, де N^\pm, T^\pm – нормальні й дотичні напруження на берегах тріщини. На початку дослідження вважаємо, що береги тріщини контактують по всій її довжині (немає відкритих ділянок). Детально алгоритм встановлення меж ділянок защемлення – проковзування описано в праці [23].

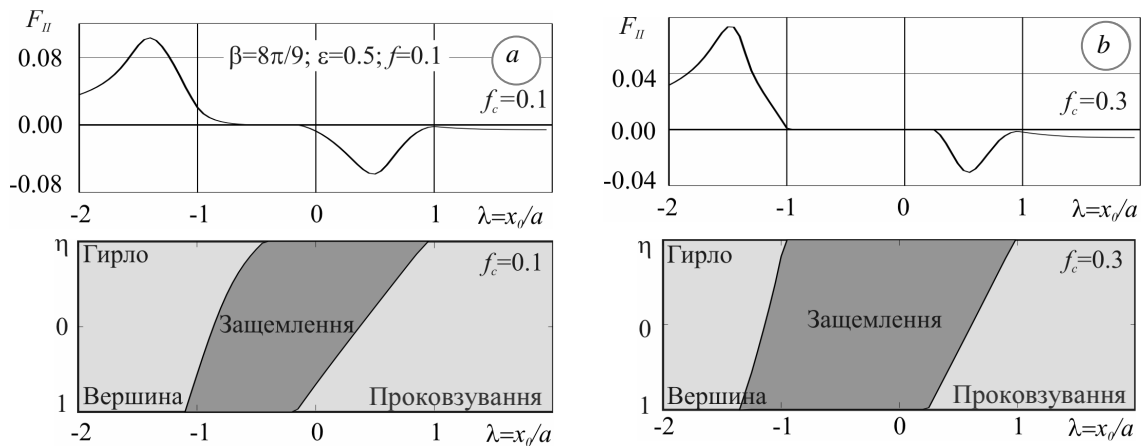


Рисунок 3. Залежність нормованих КІН F_{II} та розмірів ділянок тріщини, на яких відбувається защемлення, від положення контртіла для різних значень коефіцієнта тертя між берегами тріщини

Figure 3. Dependence of normalized SIF F_{II} and size of a crack sections, where stick occurs, on counterbody position for different values of friction coefficient between crack faces

Як бачимо з наведених на рис. 3 результатів, коефіцієнт тертя між берегами тріщини має істотний вплив як на величину ділянки защемлення, так і на значення КІН F_{II} упродовж циклу контактування. Зменшення f_c у три рази призводить до відносного збільшення $max F_{II}$ більш ніж на 40%, а $min F_{II}$ збільшуються на понад 90%. При цьому ділянки тріщини, на яких відбувається защемлення, суттєво зменшуються. Зауважимо, що нульові ділянки в залежностях $F_{II}(\lambda)$ відповідають випадку повного защемлення (по всій довжині) берегів зсувної тріщини.

Оскільки швидкість розповсюдження тріщини в матеріалі визначається розмахом КІН $\Delta F_{II} = F_{II \max} - F_{II \min}$ [18], дослідимо залежність ΔF_{II} від основних параметрів сформульованої задачі, а саме: від доповнюючого кута орієнтації тріщини $\bar{\beta} = \pi - \beta$, її відносної довжини $\varepsilon = l_0/a$ і коефіцієнтів тертя f та f_c .

Таблиця 1

Відносні довжини тріщини та кути її орієнтації, при яких ΔF_{II} досягають максимальних значень

$f = 0.1$			
f_c	$\varepsilon^* = l_0/a$	$\bar{\beta}^* = \pi - \beta^*$	$\max \Delta F_{II}$
0.0	2.1	26°	0.421
0.1	2.3	22°	0.344
0.2	2.4	15°	0.283
0.3	2.5	10°	0.255

У роботі [23] побудовані тривимірні залежності $\Delta F_{II}(\varepsilon, \bar{\beta})$ для різних значень f_c . Вони виявляють області (точки) найбільших значень розмаху КІН F_{II} . А, отже, їх можна вважати точками, що відповідають найбільш «небезпечним» (сприятливим для росту) значенням параметрів крайової зсувної тріщини. Тому в наступній частині наших досліджень використано саме такі значення (табл. 1) кута орієнтації $\bar{\beta}^*$ та відносної довжини тріщини ε^* для різних значень коефіцієнта тертя між її берегами.

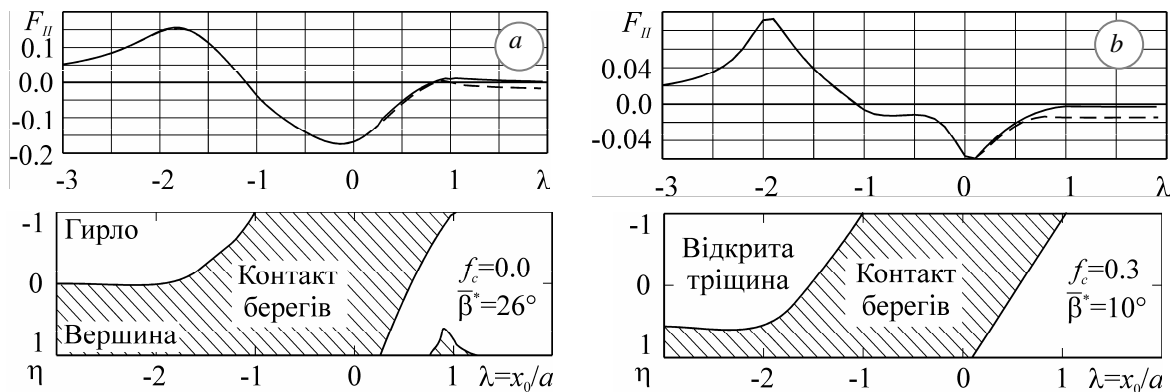


Рисунок 4. Залежність довжини ділянки контакту (проковзування з тертям) берегів тріщини та КІН F_{II} від положення контртіла для різних значень коефіцієнта тертя f_c ($f = 0.1, \varepsilon = 1.0$)

Figure 4. The length of section of contact (slipping with friction) of crack faces and SIF F_{II} dependence on the counterbody position for different f_c friction coefficient values ($f = 0.1, \varepsilon = 1.0$)

Вище ми розглядали лише випадок повного контакту берегів зсувної крайової тріщини, припускаючи, що такий характер контактування берегів залишатиметься незмінним упродовж розглянутого діапазону розташувань контактного навантаження. Тепер припускаємо, що в діапазоні $-3 \leq \lambda \leq 2$ тріщина може бути розкритою.

Використовуючи дані, наведені в табл. 1, побудуємо карти контактування берегів тріщини залежно від положення контртіла та обчислимо значення КІН F_{II} з врахуванням часткового контакту берегів (рис. 4). Для порівняння, пунктиром наведено значення F_{II} для випадку повного контакту берегів тріщини.

Як бачимо, точки мінімуму F_{II} в обох розглянутих нами випадках знаходиться в зоні повного контакту берегів тріщини, тоді як максимуму відповідає частковий контакт берегів у її вершині. Але цього цілком достатньо для тотожності значень F_{II} , з

аналогічними значеннями, обчисленими для випадку повного контакту як для максимуму, так і для мінімуму, а, отже, і для співпадіння розмаху КІН ΔF_{II} . Загалом, незначна відмінність в значеннях КІН F_{II} для випадків часткового та повного контакту берегів зсувної тріщини дозволяє уникати виконання громіздких алгоритмів, покладаючи в досліджуваних межах положень контактного навантаження контакт берегів по всій її довжині.

Крайова тріщина. Розрив. Друга, розривна, стадія розвитку тріщини є цікавою завдяки криволінійності її траєкторії, що дозволяє прогнозувати окрім залишкової довговічності ще й форму та розміри утворених дефектів. Тому в цій частині упустимо дослідження КІН, що визначають напружено-деформований стан у вершині тріщини, та перейдемо одразу до побудови траєкторій.

Вважатимемо, що в процесі експлуатації пар кочення в гирло тріщини проникатиме деяка кількість рідини, якої достатньо для створення певним чином розподіленого тиску на берегах тріщини (рис. 5). В межах нашого дослідження, розглядатимемо два типи такого розподілу: рівномірний (11) та лінійний (12)

$$p_1 = rp_0\sqrt{1-\lambda^2}, \quad 0 \leq r \leq 1; \quad (11)$$

$$p_1(t) = rp_0(1-t/l)\sqrt{1-\lambda^2}, \quad 0 \leq t \leq l. \quad (12)$$

Це, в свою чергу, дозволить кількісно та якісно оцінити залежність траєкторій розвитку тріщини від розподілу навантаження на її берегах.

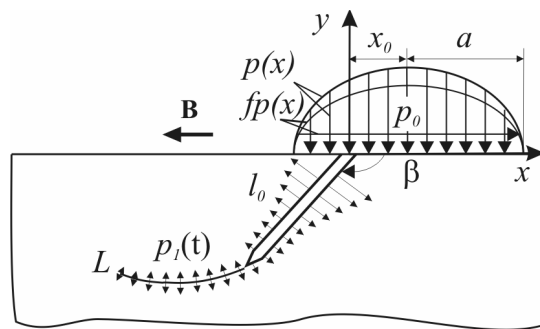


Рисунок 5. Розрахункова схема

Figure 5. Calculation scheme

На рис. 6 представлено траєкторії розвитку крайових тріщин залежно від кута орієнтації β та параметра r , що визначає інтенсивність тиску захопленої рідини на береги тріщини.

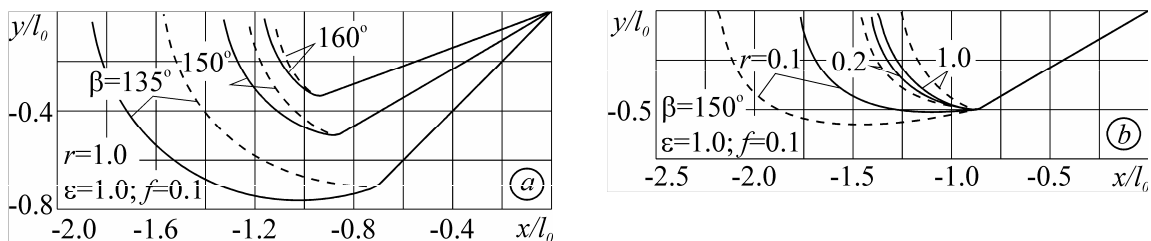


Рисунок 6. Траєкторії розвитку крайової макротріщини за розривним механізмом для різних значень: а) кута β нахилу тріщини; б) інтенсивності тиску r мастила на берегах тріщини; (пунктирні лінії відповідають випадку лінійного розподілу тиску)

Figure 6. The paths of an edge macrocrack growth by opening mechanism for different values of: а) crack inclination angle β ; б) intensity of lubricant pressure (r) on crack faces; (the dashed line marks the case of linear pressure distribution)

Як бачимо, перехід від рівномірного розподілу тиску до лінійного істотно скорочує траєкторію для високої інтенсивності тиску ($r = 1.0$) та значно її видовжує при поступовому зменшенні r . Але найголовнішим висновком з представлених на рис. 6 результатів є поява викришування (пітингу) поверхні тіла для обох типів тиску мастила на береги тріщини, як це передбачав на основі своїх експериментальних досліджень Вей [24].

Довговічність, обчислена за критерієм розвитку пітингу [25]. Знайдено залишкову довговічність та оцінено розміри дефектів (пітингу) в рейкових та колісних сталях. Характеристики циклічної тріщиностійкості цих сталей за механізмами поперечного зсуву та нормального розриву представлено в таблиці 2.

Таблиця 2

Характеристики циклічної тріщиностійкості сталей [17]

Марка сталі	ΔK_{th}	ΔK_{1-2}	ΔK_{2-3}	ΔK_{fc}	ΔK^*	n	v_0	q
	МПа·√м						мл/цикл.	
Рейкова сталь								
RSB12 (зсув)	13.01	16.5	73.5	92.4	–	–	$3.84 \cdot 10^{-7}$	1.41
75ХГСТ (розрив)	4.3	5.2	29.1	37.0	–	–	$1.06 \cdot 10^{-7}$	1.26
Валкова сталь								
SKH (зсув)	18.0	20.4	40.0	47.8	–	–	$2.56 \cdot 10^{-10}$	0.99
Колісна середньоміцна сталь								
65Г (зсув) [26]	–	17.0	50.0	–	33.4	1.15	–	–
65Г (розрив) [26]	–	11.7	34.5	–	29.8	3.20	–	–

Використовуючи характеристики циклічної тріщиностійкості матеріалів, наведені в табл. 2, а також перехідні умови (8), (9), визначимо початкові та кінцеві довжини макротріщини $l_{0\tau}$, $l_{c\tau}$, $l_{0\sigma}$, $l_{c\sigma}$ відповідно для зсувного та розривного механізмів (стадій розвитку крайової тріщини). Отримавши таким чином межі інтегрування для формул (2), залишкову довговічність обчислюємо на кожному кроці просування тріщини за співвідношенням (10).

Числові розрахунки, наведені в табл. 3, підтверджують природне очікування, що збільшення тертя між берегами крайової тріщини суттєво сповільнить її ріст (за рахунок зсувного етапу) і призведе до підвищення довговічності рейки.

Таблиця 3

Залишкова довговічність рейкових сталей;
 $\beta = 150^\circ$, $r = 0.1$, $f = 0.1$, $p_0 = 1100$ МПа, $a = 7$ мм

c	$l_{0\tau}$, мм	$l_{0\sigma}$, мм	$N_g^\tau \cdot 10^{-6}$, цикл.	$N_g^\sigma \cdot 10^{-6}$, цикл.	$N_g \cdot 10^{-6}$, цикл.
0.00	0.76	2.71	0.38	0.43	0.81
0.05	0.83	–/–	0.51	–/–	0.94
0.10	0.97	–/–	0.82	–/–	1.25
0.15	1.28	–/–	0.90	–/–	1.33
0.20	1.79	–/–	0.83	–/–	1.26

У подальшому обмежимося дослідженням залежності залишкової довговічності N_g від величини максимального контактного навантаження p_0 для обох випадків розподілу тиску мастила на береги тріщини (рис. 7). Для порівняння, на цьому рисунку наведено також експериментальні дані. Отримані таким чином залежності доповнено розмірами пошкоджень, наведених у табл. 4.

Таблиця 4

Розміри дефектів та кількість циклів кочення, необхідна для їх виникнення в рейкових сталях RSB12 та 75ХГСТ

p_0 , МПа	Глибина, мм	Довжина, мм	$N_g \cdot 10^{-6}$, цикл.	Глибина, мм	Довжина, мм	$N_g \cdot 10^{-6}$, цикл.
	Рівномірний розподіл			Лінійний розподіл		
600	2.81	7.58	2.486	5.53	13.57	4.018
1000	1.55	4.35	1.237	2.60	6.53	2.220
1400	1.00	2.93	0.718	1.63	4.40	1.489
1800	0.75	2.50	0.557	1.23	3.62	1.119

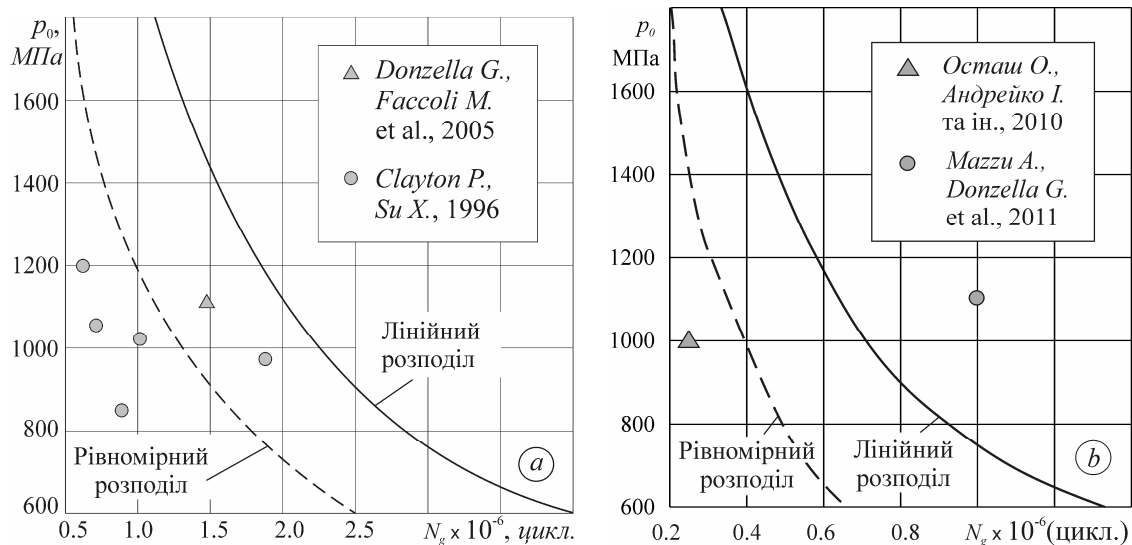


Рисунок 7. Теоретичні криві контактної втоми для випадків: а) рейкових сталей RSB12 та 75ХГСТ; б) колісної середньоміцної сталі 65Г. ($f = 0.1$; $f_c = 0.1$; $r = 0.1$; $\beta = 150^\circ$; $a = 7$ мм)

Figure 7. Theoretical curves of contact fatigue for the cases of: a) RSB12 and 75HGST rail steels; b) 65G medium-strong wheel steel ($f = 0.1$; $f_c = 0.1$; $r = 0.1$; $\beta = 150^\circ$; $a = 7$ mm)

Аналізуючи зображені на рис. 7 залежності з використанням наведених у табл. 4 розмірів поверхневих дефектів для відповідних величин навантаження p_0 , можна зробити висновок, що зі збільшенням зовнішнього навантаження розміри дефектів та залишкова довговічність зменшуються за експоненціальним законом. Крива у випадку рівномірного розподілу тиску в тріщині для рейкових сталей, рис. 7а, досить добре інтерполюється співвідношенням $p_0 = [1500(0.5 + 1.7e^{-1.3N_g}) - 250]$ МПа. Для лінійно розподіленого тиску швидкість зміни довговічності та її величина завжди більша, ніж для випадку рівномірного розподілу.

Підповерхнева тріщина. Зсув. Вважаємо, що власне підповерхнева тріщина є найвірогіднішим початком розвитку відшарування. Особливості зміни КІН F_{II}^+ у правій (лідуючій) вершині тріщини, коли контактне навантаження переміщується справа наліво над тріщиною, показано на рис. 8. Аналізуючи ці результати, бачимо, що для $f_c = 0.0$ у правій вершині тріщини $\min F_{II}^+ = -0.0988$, $\max F_{II}^+ = 0.2339$, тоді як при $f_c = 0.4$ – $\min F_{II}^+ = -0.0720$, $\max F_{II}^+ = 0.1545$. Отже, зі збільшенням величини коефіцієнта тертя f_c нормовані мінімальні значення КІН F_{II}^+ зростають на 27%, а максимальні – зменшуються на 34%.

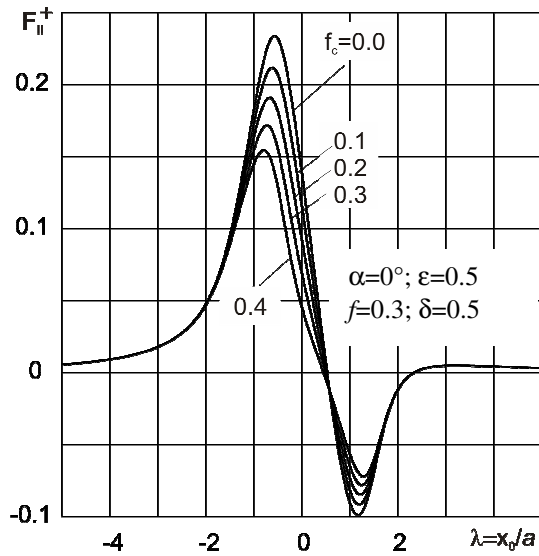


Рисунок 8. Залежність КІН F_{II}^+ у правій вершині горизонтальної тріщини від розташування контр тіла

Figure 8. Dependence of SIF F_{II}^+ in the right tip of the horizontal crack on the counterbody position

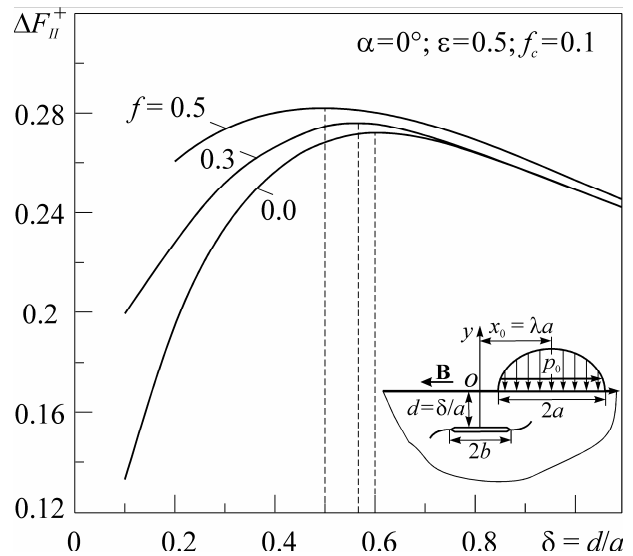


Рисунок 9. Залежність розмаху нормованого КІН F_{II} у правій вершині горизонтальної тріщини від її глибини під поверхнею

Figure 9. Dependence of normalized SIF F_{II} range in a right tip of a horizontal crack on its depth below surface

Глибину залягання зсувної підповерхневої макротріщини визначатимемо, досліджуючи наявність максимуму в правій її вершині (яка при заданому напрямку руху контртіла та сил тертя (рис. 8) буде ведучою, тобто $F_{II}^+ > F_{II}^-$) залежність $\Delta F_{II}(\delta)$. На рис. 9 наведено такі залежності для різних значень коефіцієнта тертя f . Тут бачимо, що найсприятливішою відносною глибиною, на якій може розповсюджуватися горизонтальна підповерхнева тріщина, буде $\delta = d/a = 0.5 \dots 0.6$. Зі збільшенням коефіцієнта тертя f зона сприятливого розвитку переміститься в бік поверхні кочення.

Додамо, що числові дані (рис. 8, 9) отримано в припущенні, що береги підповерхневої тріщини контактують з тертям по всій довжині.

Підповерхнева тріщина. Розрив. Ця стадія розвитку тріщини цікава, перш за все, можливістю відслідковувати просування обох її вершин у процесі циклічного контактування тіл кочення. На рис. 10 зображено траєкторії розвитку підповерхневих тріщин залежно від їх відносної глибини залягання та величини зовнішнього навантаження (значення максимального контактного тиску p_0). Зауважимо, що у кожному випадку довжину горизонтальної тріщини встановлювали за умовою (6).

Як бачимо з рис. 10a, на відносній глибині $\delta = d/a = 0.1$, тріщина з обох вершин росте в сторону границі. Вихід тріщини на границю починається з правої гілки. Таким чином, формується дефект типу відшарування. При незначному збільшенні глибини залягання тріщини траєкторії досягають поверхні контакту в лівій вершині. Крім цього, збільшення максимального контактного тиску p_0 , також призводить до руйнування в лівій вершині тріщини (рис. 10b). Зазначимо, що початок спонтанного росту тріщини (згідно з умовою (7)) у відповідній вершині позначено (*). В усіх інших розглянутих нами випадках тріщина заглиблюється в матеріал, утворюючи таким чином потенційно небезпечний дефект, що важко піддається діагностуванню. Загалом, збільшення глибини, на якій розташована підповерхнева макротріщина, а також зменшення максимального контактного тиску p_0 , призводить до істотного збільшення її початкової довжини, при якій можливий старт розвитку тріщини за розривним механізмом.

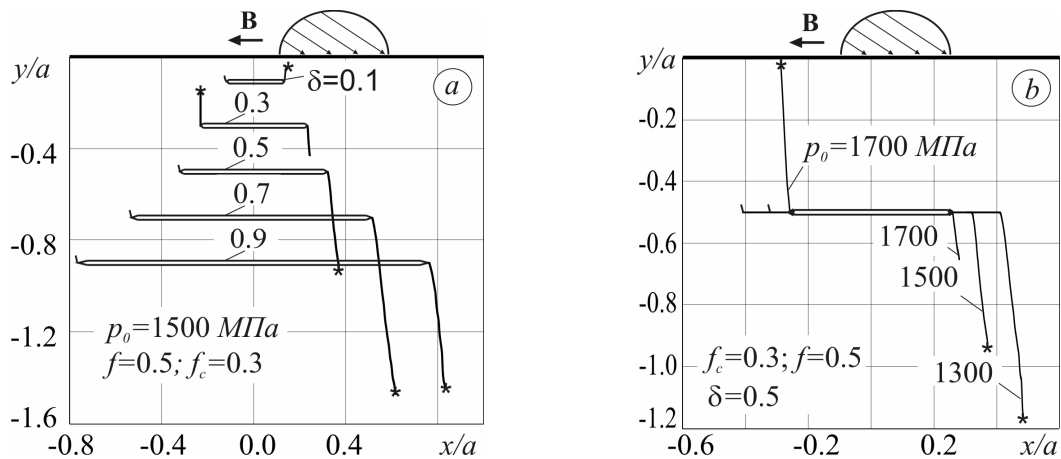


Рисунок 10. Траєкторії розвитку горизонтальної підповерхневої макротріщини для сталі 75ХГСТ за різних значень: а) глибини залягання тріщини $\delta = d/a$; б) максимального значення контактного тиску p_0

Figure 10. Horizontal subsurface macrocrack growth paths for steel 75HGST at different values of: а) depth of crack position $\delta = d/a$; б) maximum value of contact pressure p_0

Довговічність, обчислена за критерієм утворення відшарування. В деяких випадках у жодній із вершин горизонтальної підповерхневої тріщини, що знаходиться на першій зсувній стадії свого розвитку та розвивається по своєму продовженню, може не досягатись ні критичне значення K_{IIc} на зсуві, ні стартове значення K_{Ith} на розриві. Таким чином, її зсувна довжина може набувати великих розмірів. У таких випадках керуються певними допустимими (критичними) довжинами, які підповерхнева тріщина не повинна перевищувати. У зв'язку з цим обчислено і зображено на рис. 11, залежності залишкової довговічності від допустимої довжини тріщини в рейкових та валкових сталях під час її розвитку за механізмом зсуву.

Як бачмо з цього рисунка, довговічність для рейкової та валкової сталі відрізняється на три порядки, що пояснюється, в першу чергу, різними характеристиками тріщиностійкості цих матеріалів, зокрема великою різницею в порядках характеристики v_0 (табл. 2), а також значенням коефіцієнта тертя f_c між берегами тріщини. Також потрібно зауважити, що окрім незначної початкової ділянки в обох випадках довговічність $N_g^r(l)$ змінюється за лінійним законом. Це дає підставу використовувати лінійну екстраполяцію для цієї залежності, уникаючи таким чином громіздких обчислень.

Висновки. На стадії росту як крайової, так і підповерхневої макротріщин за зсувним механізмом значний вплив на значення КІН K_{II} та на його розмах у циклі контакту має величина коефіцієнта тертя f_c між берегами тріщин: для гладкого контакту ($f_c = 0.0$) ΔK_{II} майже у два рази більший, ніж для $f_c = 0.3$. Коли на береги крайової тріщини діє або рівномірно розподілений, або лінійно розподілений тиск (мастила чи іншого експлуатаційного середовища), то тріщина розвивається до поверхні кочення, що призводить до її викришування, як це було передбачено Веєм. Найсприятливіша для поширення зсувом глибина залягання горизонтальної підповерхневої макротріщини знаходиться в діапазоні $\delta = d/a = 0.5 \dots 0.6$ (рис. 9) Зі збільшенням коефіцієнта тертя проковзування f в контактi між тілами кочення ця глибина зменшується. Підповерхнева тріщина, розвиваючись за розривним механізмом, призводить до відшарування (виходить на поверхню кочення) лише знаходячись у безпосередній близькості до поверхні контакту або за великих значень контактного тиску (рис. 10). В усіх інших розглянутих випадках така тріщина заглиблюється в

матеріал. Збільшення величини контактної навантаження (p_0) призводить до істотного зменшення залишкової контактної довговічності N_g , зменшуючи разом з цим і розміри результуючих дефектів, таких, як пітинг та відшарування. Залежність контактної довговічності від допустимої довжини горизонтальної підповерхневої макротріщини в рейкових та валкових сталях майже одразу приймає лінійний характер (рис. 11). Останнє дає можливість її екстраполяції, уникаючи громіздких розрахунків. Загалом, на залишкову контактну довговічність елементів пари кочення, а також форму і розміри контактних-втомних пошкоджень суттєвий вплив мають не лише експлуатаційні параметри пари кочення, а й характеристики циклічної тріщиностійкості матеріалів тіл кочення на поперечний зсув і нормальний розрив.

Conclusions. The value of friction coefficient between crack faces (f_c) has a considerable influence on the SIF F_{II} value and its range in contact cycle during the stage of shear mechanism growth of both edge and subsurface macrocracks: so, for smooth contact ($f_c = 0.0$) the ΔF_{II} is almost twice as much as for $f_c = 0.3$. If uniformly distributed or linearly distributed pressure (lubricant or another operating environment) acts on edge crack faces, the crack develops to the rolling surface, which leads to surface pitting, as it has been provided by Way. The horizontal subsurface macrocrack position depth in the range of $\delta = d/a = 0.5 \dots 0.6$ is most favourable depth for crack propagation by shear, and this depth decreases with an increase of the sliding friction coefficient (f) between the rolling bodies (fig. 9). Subsurface crack, developing by opening mechanism, will lead to spalling (comes to the rolling surface) only being in close proximity to the contact surface or under large contact pressure values (fig. 10). In all other considered cases such crack moves deep into a material, creating a potential risk of spontaneous fracture. Increasing of the contact load value (p_0) leads to a considerable reduction of residual contact durability (N_g), also to reducing of a size of resulting defects, such as spalling and pitting. The dependence of residual contact durability on permissible (acceptable) length of a horizontal subsurface macrocrack in rail and roll steels almost immediately takes linear character (fig. 11). It makes to extrapolate it avoiding

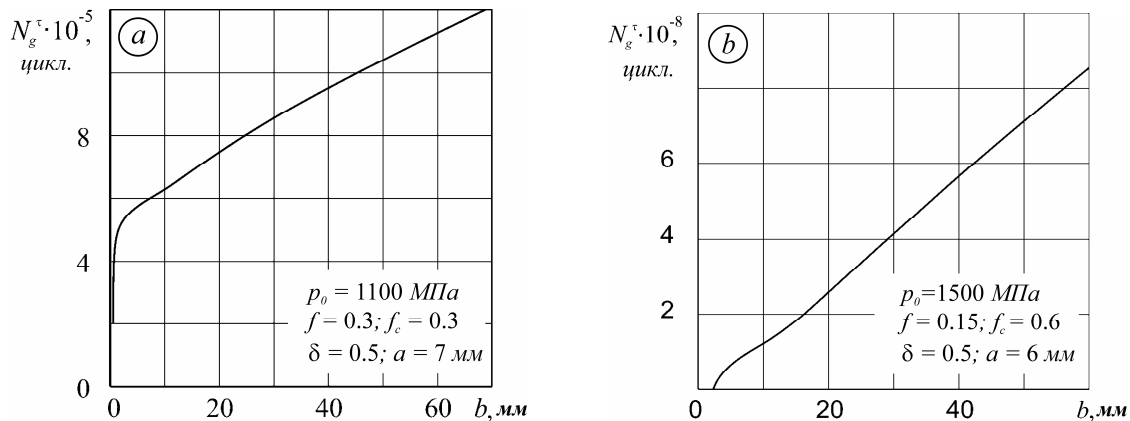


Рисунок 11. Довговічність, отримана на зсувному етапі, в залежності від допустимої довжини тріщини для: а) рейкової сталі RSB12; б) валкової сталі SKH

Figure 11. Durability on shear stage depending on permissible crack length for: а) RSB12 rail steels; б) SKH roll steel

cumbersome calculations. In general the residual contact durability, and also on configuration and sizes of contact fatigue damages, are influenced not only by the operational parameters of the pair but also by characteristics of rolling bodies materials crack growth resistance on transverse shear and normal opening.

Список використаної літератури

1. Справочник по триботехнике: справ. пос.: в 3-х т.; под. ред. М. Хебди, А.В. Чичинадзе. – М.: Машиностроение; Варшава: ВКЛ, 1989.
2. Крагельский, И.В. Основы расчетов на трение и износ [Текст] / И.В. Крагельский, М.Н. Добычин, В.С. Комбалов. – М.: Машиностроение, 1977. – 529 с.
3. Keer, L.M. A pitting model for rolling contact fatigue / L.M. Keer, M. D. Bryant // Trans. ASME: J. Lubric. Technol. – 1983. – 105, № 2. – P. 198 – 205.
4. Kaneta, M. Mechanism of crack growth in lubricated rolling/sliding contact / M. Kaneta, H. Yatsuzuka, Y. Murakami // ASLE Trans. – 1985. – 28, № 3. – P. 407 – 414.
5. Miller, G.R. On the mechanics of fatigue crack growth due to contact loading / G.R. Miller, L.M. Keer, H.S. Cheng // Proc. R. Soc. Lond. – 1985. – A 397. – P. 197 – 209.
6. Hearnly, A.D. Mode II stress intensity factors for a crack parallel to the surface of an elastic half-space subjected to a moving point load / A.D. Hearnly, K.L. Johnson // J. Mech. Phys. Solids. – 1985. – 33, N 1. – P. 61 – 81.
7. Sheppard, S. D. Subsurface cracks under conditions of slip, stick, and separation caused by a moving compressive load / S.D. Sheppard, J.R. Barber, M. Comninou // Trans. ASME: J. Appl. Mech. – 1987. – 54, № 2. – P. 393 – 398.
8. Kaneta, M. Effects of oil hydraulic pressure on surface crack growth in rolling/sliding contact / M. Kaneta, K. Murakami // Tribology Int. – 1987. – 20, №4. – P. 210 – 217.
9. Bower, A. F. The influence of crack face friction and trapped fluid on surface initiated rolling contact fatigue cracks / A.F. Bower // J. Tribol., Trans. ASME. – 1988. – 110, № 4. – P. 704 – 711.
10. Komvopoulos, K. Subsurface crack mechanisms under indentation loading / K. Komvopoulos // Wear. – 1996. – 199. – P. 9 – 23.
11. Glodež, S. A new method for the numerical determination of pitting resistance of gear teeth flanks / S. Glodež, J. Flaker, Z. Ren // Fatigue Fract. Engng Mater. Struct. – 1997. – 20, N 1. – P. 71 – 83.
12. Murakami, Y. Mechanism of rolling contact fatigue and measurement of ΔK_{Ith} for steels / Y. Murakami, C. Sakae, S. Hamada // Engineering against fatigue / Ed. J.H. Beynon, M.W. Brown, T.C. Lindley et al. – Rotterdam: A.A. Balkema Publ., 1999. – P. 473 – 485.
13. Goshima, T. Thermomechanical effects on crack propagation in rolling contact fatigue failure / T. Goshima // J. Thermal Stresses. – 2003. – 26. – P. 615 – 639.
14. Kudish, I.I. Modelling of surface and subsurface crack behaviour under contact load and the presence of lubricant / I.I. Kudish, K. W. Burris // Int. J. Fracture. – 2004. – 125. – P. 125 – 147.
15. Bogdanski, S. Experimental and theoretical investigation of the phenomenon of filling the RCF crack with liquid / S. Bogdanski, P. Lewicki, M. Szymaniak // Wear. – 2005. – 258. – P. 1280 – 1287.
16. Zafošnik, B. Modelling of surface crack growth under lubricated rolling–sliding contact loading / B. Zafošnik, Z. Ren, J. Flašker, G. Mishuris // Int. J. Fracture. – 2005. – Vol. 134, No. 2. – P. 127 – 149.
17. Дацишин, О.П. Довговічність і руйнування твердих тіл при їх циклічній контактній взаємодії [Текст] / О.П. Дацишин // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2005. – № 6. – С. 5 – 25.
18. Романив, О.Н. Усталость и циклическая трещиностойкость конструкционных материалов [Текст] / О.Н. Романив, С.Я. Ярема, Г.Н. Никифорчин и др. // Механика разрушения и прочность материалов: справ. пос. – К.: Наук. думка, 1990. – Т. 4. – 679 с.
19. Panasyuk, V.V. To crack propagation theory under rolling contact / V.V. Panasyuk, O.P. Datsyshyn, H.P. Marchenko // Eng. Fract. Mech. – 1995. – 52, №1. – P. 179 – 191.
20. Дацишин А. П. Взаимодействие криволинейных трещин с границей упругой полуплоскости / А. П. Дацишин, Г. П. Марченко // Физ.-хим. механика материалов. – 1984. – №5. – С. 64-71.
21. Дацишин, О.П. Оцінка періоду росту поверхневої тріщини за механізмом зсуву при контактні кочення [Текст] / О.П. Дацишин, Г. П. Марченко // Машинознавство. – 2003. – № 7. – С. 21 – 28.
22. Дацишин, О.П. Прогноз довговічності тіл кочення за розвитком підповерхневої тріщини [Текст] / О.П. Дацишин, М.М. Копилець // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2003. – № 6. – С. 12 – 23.
23. Дацишин, О.П. Кінетика контактування берегів крайової тріщини під дією рухомого герцівського навантаження [Текст] / О.П. Дацишин, А.Ю. Глазов, А.Б. Левус // Фіз.-хім. Механіка матеріалів. – 2013. – №4. – С. 69 – 80.
24. Way, S. Pitting due to rolling contact / S. Way // J. Appl. Mech., Trans. ASME. – 1935. – 2. – P. A49 – A58.
25. Datsyshyn, O.P. Modelling of fatigue contact damages formation in rolling bodies and assesment of their durability / O.P. Datsyshyn, V.V. Panasyuk, A.Yu. Glazov // Wear. – 2011. – 271, Is. 1 – 2. – С. 186 – 194.
26. Нормативи на сталі для запобігання експлуатаційних дефектів на поверхні кочення суцільнокатаних високоміцних залізничних коліс [Текст] / В.В. Панасюк, О.П. Осташ, І.М. Андрейко, В.В. Кулик, О.П. Дацишин, Я.Л. Іваницький, А.Ю. Глазов, Т.М. Ленковський, В.І. Ваврух // Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин. – Київ: Ін-т електрозварювання ім. Е.О. Патона НАНУ, 2012. – С. 594 – 598.

Отримано 07.08.2013