

О. Дацишин

Ст. наук. співр., д-р техн. наук

А. Глазов

Інженер

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

УДК 539.375:620.178

ДЕЯКІ ОСОБЛИВОСТІ РОЗВИТКУ ПІДПОВЕРХНЕВИХ ТРІЩИН У ЗОНІ КОНТАКТУ КОЛІСНИХ СТАЛЕЙ

У рамках механіки контактного втомного руйнування досліджено розвиток підповерхневих тріщин у локомотивному колесі під час кочення в системі колесо-рейка. Поширення тріщин досліджено під час їх розвитку за механізмом нормального відриву у високо- та середньоміцних сталях. Встановлено залежності коефіцієнтів інтенсивності напружень (у рамках двовимірної моделі) від положення контртіла, а також від глибини залягання, кута орієнтації та відносної довжини тріщини, що дає можливість з урахуванням характеристик циклічної тріщиностійкості сталей прогнозувати розміри й розташування дефектів, які утворюються в результаті відшарування. Побудовано траєкторії розвитку підповерхневих тріщин і детально досліджено їхню поведінку залежно від експлуатаційних параметрів системи колесо-рейка аж до виходу тріщини на поверхню колеса.

система колесо-рейка, механіка руйнування, траєкторія, тріщина, відшарування

З інженерної практики відомо [1–4], що відшарування є одним з найпоширеніших контактних дефектів поверхонь тіл кочення. Воно характерне для валків вальцювальних станів, підшипників, зубчастих передач, залізничних коліс та рейок (рис. 1). Найчастіше відшарування розвиваються шляхом поширення і виходу назовні підповерхневих тріщин. Тому останнім часом, щоб оцінити довговічність і підвищити ресурс пар кочення, застосовують підходи механіки руйнування. Автори теоретичних праць, присвячених відшаруванням, обмежуються здебільшого визначенням коефіцієнтів інтенсивності напружень (КІН) і кутів початкового відхилення у вершинах підповерхневої прямолінійної тріщини у півплощині [5–15] і для кругової або еліптичної тріщини — у півпросторі (див., наприклад, [16]) під дією модельних контактних навантажень (зосереджена сила, герцівський контактний тиск тощо). Використовуючи ці дані й характеристики циклічної тріщиностійкості матеріалу, розроблено моделі

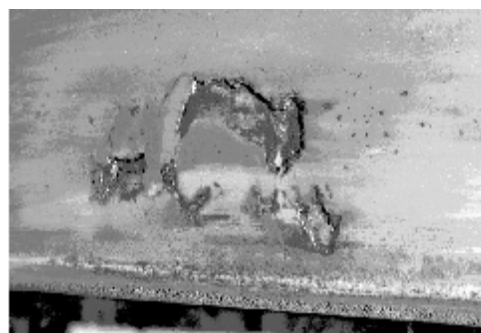


Рис. 1. Відшарування на залізничному колесі під час контактної втоми кочення [4]

й оцінено довговічність поверхні контакту для окремих типів пар кочення і матеріалів [9–12]. У цих публікаціях увагу зосереджено на стадії розвитку тріщин за зсувним механізмом з урахуванням контакту їхніх берегів.

У цій статті досліджували поширення підповерхневої тріщини в рамках двовимірної моделі втомного руйнування в зоні контакту тіл кочення, що базується на покровоковій побудові криволінійних траєкторій розвитку макротріщин [17, 18]. Такий підхід дає змогу більш адекватно моделювати й досліджувати процес формування тих чи інших дефектів. На підставі аналізу експериментальних даних [2, 3] вважали, що під час контактної втоми кочення підповерхневі макротріщини у пошкодженому тілі на початковій стадії розвиваються переважно прямолінійно за механізмом зсуву у напрямі свого продовження, а пізніше — криволінійно за відривним механізмом. Розраховано траєкторії розвитку підповерхневої тріщини за умов сухого тертя в контакті між тілами кочення залежно від коефіцієнта тертя, а також від параметрів довжини і розташування тріщини під поверхнею контакту. Розглядали ту стадію поширення тріщини, коли вона росте за відривним механізмом, який з великою вірогідністю реалізується в умовах сухого тертя, тобто за великих значень коефіцієнта тертя $f(0.2 — 0.4)$, на кінцевій стадії утворення відшарування. Швидкість росту тріщини обчислювали за формулою Паріса. З урахуванням характеристик циклічної тріщиностійкості матеріалу виявлено деякі особливості розвитку горизонтальної підповерхневої тріщини і формування відшарувань у тілах кочення, зокрема у високоміцних і середньоміцних сталях залізничних коліс.

Основні положення розрахункової моделі [18, 19]. Нехай одне з циліндричних тіл пари кочення пошкоджене підповерхневою макротріщиною. Характерний лінійний розмір ділянки контакту й довжина тріщини малі порівняно з радіусом кривини поверхні контакту. Тому замість реального тіла розглядаємо пружну півплощину з підповерхневим криволінійним розрізом (тріщиною) (рис. 2). Також приймаємо, що кочення є циклічне і односпрямоване, а пошкоджене тіло — ведуче, що характерно, наприклад, для локомотивних коліс у системі колесорейка. Контактну дію на пошкоджене тіло з боку контртіла моделюємо повторним поступальним переміщенням в одному напрямі вздовж краю півплощини нормальних герцівських контактних зусиль $p(x)$, розподілених за еліптичним законом. Модельні контактні зусилля мають також дотичну складову $q(x)$, яка зв'язана з нормальною законом Кулона: $q(x) = fp(x)$, де f — коефіцієнт тертя в контакті між тілами.

Зважаючи на те, що в зоні контакту маємо складний напружений стан, приймаємо, що цей стан у процесі росту тріщини контролює КІН мішаного типу $K_{I\theta}$, який зв'язаний з КІН K_I і K_{II} співвідношенням σ_θ -критерію.

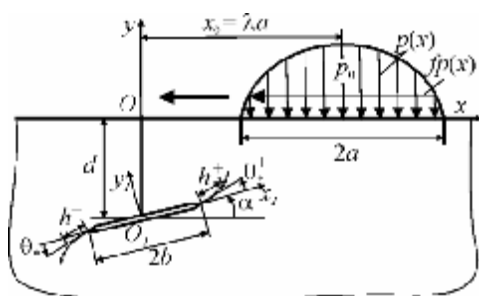


Рис. 2. Розрахункова схема

Отже,

$$K_{I\theta}(l, \lambda, \theta) = \cos^3 \frac{\theta}{2} \left[K_I(l, \lambda) - 3K_{II}(l, \lambda) \operatorname{tg} \frac{\theta}{2} \right], \quad (1)$$

де θ — полярний кут, що відраховується від дотичної до тріщини в її вершині; параметр l визначає розташування середини ділянки контакту (див. рис. 2).

Вважаємо, що тріщина довжиною l у кожному циклі переміщення контактного навантаження підростає із заданої вершини тільки в той момент (за такого значення параметра $l = \lambda^*$) і в такому напрямі $\theta = \theta^*$, за яких параметр $K_{I\theta}(l, \lambda, \theta^*)$ у цій вершині досягає свого максимального значення. Тоді напрям росту тріщини в кожній з вершин, згідно з обраним критерієм локального руйнування, визначатиметься кутами

$$\theta_*^\pm = 2 \arctg \frac{K_I(l, \lambda_*^\pm) - \sqrt{K_I^2(l, \lambda_*^\pm) + 8K_{II}^2(l, \lambda_*^\pm)}}{4K_{II}(l, \lambda_*^\pm)}. \quad (2)$$

Для того, щоб тріщина росла, розмах параметра $K_{I\theta}$ у циклі навантаження має перевищувати розмах порогу циклічної тріщиностійкості матеріалу на відрив ΔK_{Ith} , тобто має виконуватись умова

$$\Delta K_{I\theta}^\pm = \max K_{I\theta}^\pm - \min K_{I\theta}^\pm > \Delta K_{Ith}. \quad (3)$$

Приймаючи, що фаза стиску у циклі навантаження не впливає на руйнування, тобто що $\min K_{I\theta}^\pm = 0$, умову росту тріщини (3) запишемо так:

$$\max K_{I\theta}^\pm > \Delta K_{Ith}. \quad (4)$$

Важливим елементом моделі є алгоритм покровокового розрахунку траєкторії росту тріщини, розроблений на підставі сингулярних інтегральних рівнянь (СІР) теорії пружності для тіл з криволінійними тріщинами [20] з використанням критеріїв локального руйнування для складного напруженого стану, а також характеристик циклічної тріщиностійкості заданого матеріалу. Подібно, як в [17, 19] алгоритм враховує зміну напружено-деформованого стану у вершинах криволінійної тріщини, пов'язану не тільки з ростом тріщини у пошкодженому тілі, а й з переміщенням контртіла. Кожний приріст траєкторії апроксимуємо поліномом третього степеня, коефіцієнти якого визначаємо з умов плавності стикування сусідніх ділянок траєкторії. КІН K_I і K_{II} на кожному кроці побудови знаходимо з розв'язку СІР задачі теорії пружності для півплощини з криволінійною тріщиною (нової довжини і конфігурації на кожному кроці) під дією контактних навантажень на межі півплощини. Зауважимо, що кроки приростів траєкторій у правій h^+ та лівій h^- вершинах тріщини (див. рис. 2) співвідносимо відповідно до швидкостей v^+ і v^- просування вершин у заданому матеріалі [21], тобто

$$\frac{h^+}{h^-} = \frac{v(K_{I\theta}^+)}{v(K_{I\theta}^-)}. \quad (5)$$

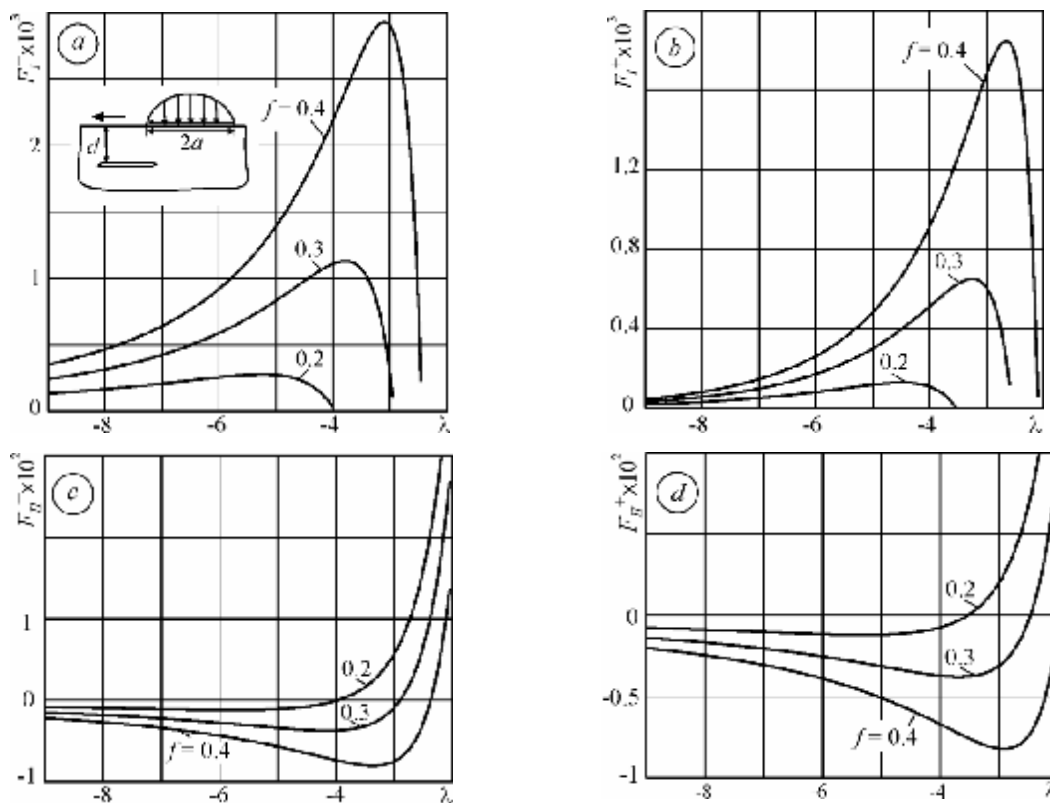


Рис. 3. Залежність нормованих КІН F_I та F_{II} ($F = K / (p_0 \sqrt{pa})$) в правій та лівій вершинах тріщини від параметра розташування контртіла $\lambda = x_0/a$ для різних значень коефіцієнта тертя f ; $a=0$; $e = b/a = 0.5$; $d = d/a = 0.7$

Для обчислення швидкостей просування вершин тріщини використовуємо формулу Паріса, яка описується співвідношенням

$$v = C(\Delta K)^n = 10^{-7} (\Delta K / \Delta K^*)^n, \quad \Delta K_{1-2} \leq \Delta K \leq \Delta K_{2-3}, \quad (6)$$

де C , ΔK^* , K_{1-2} , K_{2-3} та n — характеристики циклічної тріщиностійкості матеріалу.

КІН і траєкторії росту підповерхневої тріщини.

Досліджували напружено-деформований стан і траєкторії розвитку підповерхневої тріщини за відривним механізмом у ведучому тілі пари кочення. Коефіцієнти тертя в контакті між тілами вибирали в діапазоні $f = 0.2 - 0.4$, що характерно для кочення за умов сухого тертя. КІН визначали у вершинах початково прямолінійної довільно орієнтованої тріщини довжиною $2b$ (див. рис. 2), а також будували траєкторії її розвитку у пружній півплощині під дією еліптичного навантаження, яке циклічно переміщається в одному й тому ж напрямі вздовж її краю. Зазначимо, що у ведучому тілі дотичні контактні зусилля діють у напрямі переміщення контртіла. Всі результати отримано для тріщини, береги якої не контактують, тобто $K_I^\pm(l) > 0$. Крім цього, відкритість тріщини перевіряли за умовою, відповідно до якої розрив нормальних переміщень між берегами тріщини був також додатний [19].

Відносну віддаль центра тріщини до межі півплощини задавали параметром $\delta = d/a$. Значення цього параметра

визначали на основі розв'язків задачі про ріст підповерхневої тріщини за зсувним механізмом, з яких випливає [22], що найнебезпечнішій глибині залягання (глибині, на якій досягається максимум ΔK_{II0}) відповідає значення $\delta = 0.7$. Положення контактного навантаження задавали параметром $l = x_0/a$ ($|\lambda| \leq 10.0$), а відносну початкову довжину тріщини розглядали в діапазоні $\epsilon = b/a = 0.1 - 5.0$.

На рис. 3 зображено нормовані коефіцієнти інтенсивності напружень F_I та F_{II} для правої та лівої вершин горизонтальної тріщини ($\alpha=0$) в залежності від параметра розташування контртіла λ для різних значень коефіцієнта тертя f у контакті. Аналізуючи ці залежності, бачимо, що в дослідженому нами випадку (при обраних значеннях параметрів α , ϵ , δ , f і напрямі дотичних зусиль у контакті) тріщина є відкритою, коли контактне навантаження є зліва від тріщини, за від'ємних λ , що змінюються в досить широкому діапазоні. Лідуючою є ліва вершина тріщини ($\max F_I^-(\lambda, f) > \max F_I^+(\lambda, f)$), а екстремальні значення F_I та F_{II} реалізуються (для відкритої тріщини) при $\lambda = 5.0 - 2.5$. Крім цього, коефіцієнт тертя в контакті між тілами істотно впливає на найбільші значення КІН і його збільшення на 0,1 збільшує як $\max F_I$, так і $\max |F_{II}|$ більш ніж у два рази та зміщує положення екстремумів вправо. З останнього випливає, що з ростом коефіцієнта тертя f екстремальні положення контртіла (положення, для яких реалізуються екстремуми F_I і F_{II}) наближаються до тріщини.

Для дослідження небезпечних орієнтацій підповерхневої тріщини й прогнозування ймовірних розмірів

Характеристики циклічної тріщиностійкості колісних сталей [23]

Марка сталі	ΔK_{Ith} (МПа $\sqrt{м}$)	ΔK_{Ic}^* (МПа $\sqrt{м}$)	ΔK_{Ic} (МПа $\sqrt{м}$)	n
Високоміцна колісна сталь	6.6	27.5	65	3.1
Середньоміцна колісна сталь	7.0	29.8	100	3.2

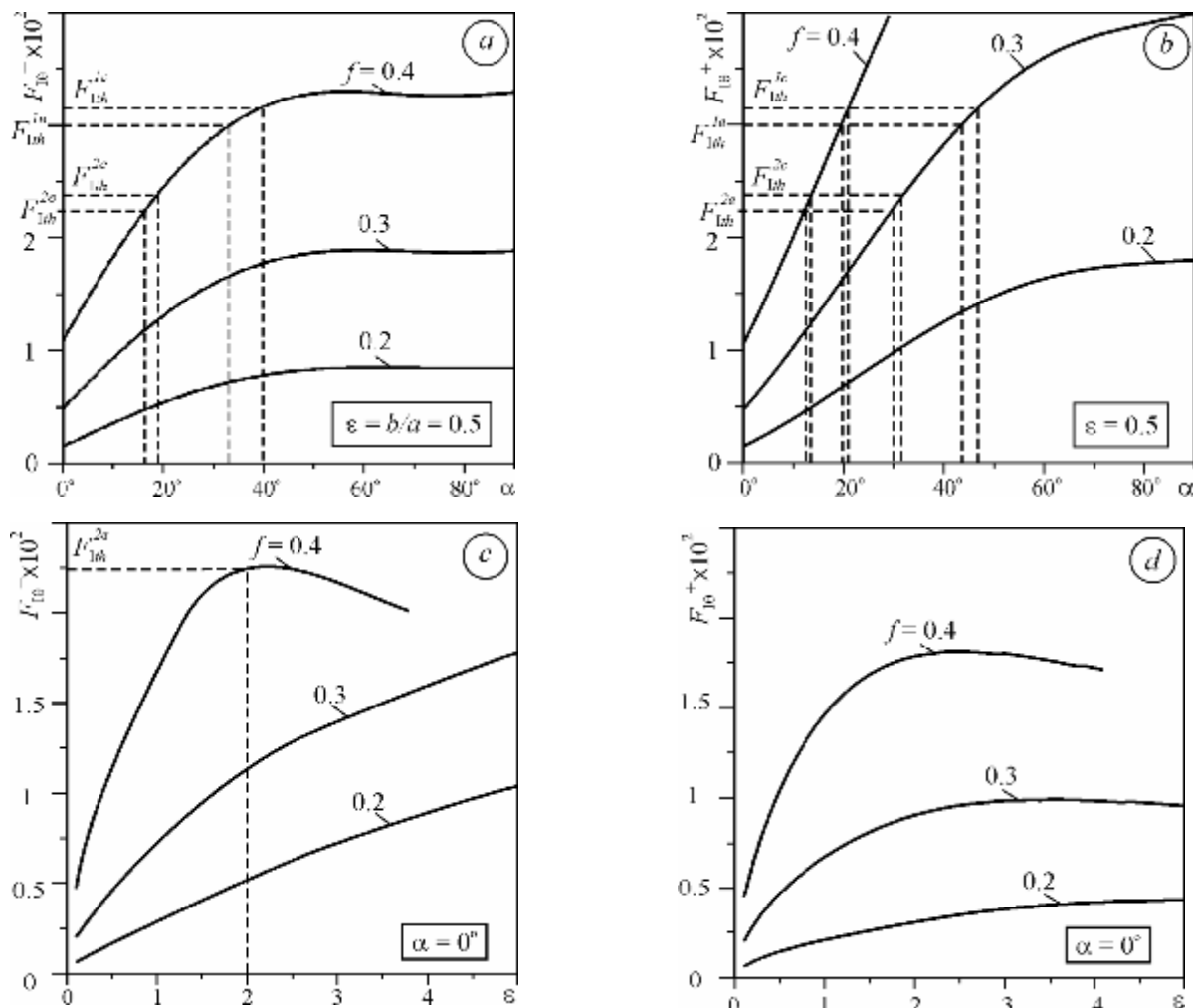


Рис. 4. Залежність нормованих КІН F_{10}^{\pm} ($F_{10} = K_{10} / (p_0 \sqrt{\pi a})$) для різних значень коефіцієнта тертя в контактi від: кута а нахилу тріщини до горизонталі (а, b); відносної довжини ϵ горизонтальної тріщини (с, d); $d/a = 0.7$

відшарувань у колісних сталях, будували залежності F_{10} від кута орієнтації тріщини α та від її відносної довжини ϵ і визначали кут α та довжину ϵ , після досягнення яких починається розвиток макротріщини за відривним механізмом (тобто, коли починає виконуватись умова $\max K_{10}^{\pm} > \Delta K_{Ith}$). Значення максимального тиску p_0 і довжина ділянки контакту $2a$ вибирались згідно з експлуатаційними параметрами для системи колесо-рейка: $p_0 = 1500$ та 2000 МПа, $2a = 14$ мм, $f = 0.2; 0.3; 0.4$.

Використовуючи характеристики тріщиностійкості, подані в табл. 1, та вказані вище експлуатаційні параметри

навантаження, за формулою $F_{Ith} = \Delta K_{Ith} / (p_0 \sqrt{\pi a})$ знаходимо нормовані значення F_{Ith} , які відповідають ΔK_{Ith} для високо- і середньоміцної сталей при навантаженнях $p_0 = 1500$ та $p_0 = 2000$ МПа, а саме: $F_{Ith}^{1g}(1500) = 2.97 \times 10^{-2}$; $F_{Ith}^{2g}(2000) = 2.22 \times 10^{-2}$; $F_{Ith}^{1c}(1500) = 3.15 \times 10^{-2}$; $F_{Ith}^{2c}(2000) = 2.36 \times 10^{-2}$.

На рис. 4а та рис. 4б бачимо, що, хоча для горизонтальної тріщини ($\alpha = 0$) і спостерігається незначне домінування лівої вершини, як це було видно і на рис. 3, але поступово при збільшенні кута нахилу бідуючою стає права вершина (тобто $F_{10}^+(\alpha) > F_{10}^-(\alpha)$), що можна пояс-

нити її наближенням до межі півплощини (див. рис. 2). Користуючись встановленими вище значеннями F_{lh}^{1e} , F_{lh}^{2e} і F_{lh}^{1c} , F_{lh}^{2c} і монотонним зростанням отриманих нами кривих (принаймні до кута $\alpha=56^\circ$), знайдемо кути нахилу тріщини, починаючи з яких вона може розвиватись за відривним механізмом. При $f=0,4$ для лівої вершини тріщини навантаженню $p_0=1500$ МПа (тобто значенням F_{lh}^{1e} і F_{lh}^{1c}) відповідають кути $\alpha=33^\circ$ для високоміцної сталі та 40° — для середньоміцної, а навантаженню $p_0=2000$ МПа (тобто значенням F_{lh}^{2e} і F_{lh}^{2c}) відповідають кути $\alpha=17^\circ$ для високоміцної сталі та $\alpha=19^\circ$ — для середньоміцної. Для правої вершини навантаженню $p_0=1500$ МПа відповідають кути $\alpha=20^\circ$ для високоміцної сталі та $\alpha=22^\circ$ — для середньоміцної, а при $p_0=2000$ МПа кут $\alpha=13^\circ$ для високоміцної та $\alpha=14^\circ$ — для середньоміцної сталі. Крім цього, як видно з рис. 4b, порогові значення F_{lh}^1 і F_{lh}^2 можуть досягатися і для коефіцієнта тертя $f=0,3$ в правій вершині тріщини. Відповідно для $p_0=1500$ МПа отримаємо $\alpha=44^\circ$ для високоміцної сталі та $\alpha=48^\circ$ для середньоміцної, а для $p_0=2000$ МПа $\alpha=30^\circ$ для високоміцної та $\alpha=32^\circ$ для середньоміцної сталі. Як видно з рис. 4a і рис. 4b, для коефіцієнта тертя $f=0,2$, в розглянутих нами умовах, порогові значення F_{lh}^1 і F_{lh}^2 не досягаються в жодній з вершин тріщини за будь-якої орієнтації.

Аналізуючи залежності F_{10} від відносної довжини е горизонтальної тріщини, подані на рис. 4c і рис. 4d, бачимо, що порогові значення F_{lh}^{1e} та F_{lh}^{1c} для навантаження $p_0=1500$ МПа в розглянутому нами діапазоні параметрів ϵ, f не досягаються. Тріщина зможе починати свій ріст за механізмом відриву лише з лівої вершини при навантаженні $p_0=2000$ МПа, величині коефіцієнта тертя $f=0,4$ та відносній довжині $\epsilon=2,0$, що, враховуючи вибрані параметри навантаження, дає змогу встановити вірогідну довжину відшарування $2b=2\epsilon a=28$ мм. Глибину цього дефекту можна визначити, користуючись параметром d , який у нашому випадку рівний $0,7$, отже, $d=\delta a=4,9$ мм.

Потрібно також зауважити, що кут θ_* , який визначає напрям поширення горизонтальної тріщини з лівої вершини, істотно залежить як від відносної довжини тріщини ϵ , так і від коефіцієнта тертя f , завдяки чому ліва вершина може або занурюватись вглиб матеріалу (при малих відносних довжинах тріщини), або прямувати до поверхні тіла. Цього не можна сказати про кут θ_*^+ у правій вершині. Горизонтальна тріщина з правої вершини завжди прямує до межі півплощини. Для $f=0,2$ перехід від поширення лівої вершини тріщини вглиб матеріалу до розвитку її назовні (до межі), починається при $\epsilon \geq 1,6$, для $f=0,3$ при $\epsilon \geq 2,2$, а для $f=0,4$ — $\epsilon \geq 3,0$.

Загалом, аналіз результатів, поданих на рис. 4, показує, що збільшення коефіцієнта тертя в контакті між тілами, кута α нахилу початкової тріщини до горизонталі, інтенсивності контактного тиску (величини p_0), відносної довжини тріщини ϵ (за умови її відкритості) сприяє початку її розвитку за механізмом нормального відриву ($K_{10}^\pm \geq \Delta K_{lh}$). Також зазначимо, що різниця між характеристиками тріщинозміцності високо- та середньоміцної колісної сталей (табл. 1) мало позначається на величинах параметрів α, f, ϵ (окрім p_0), за яких реалізується перехід від механізму зсуву до відривного механізму.

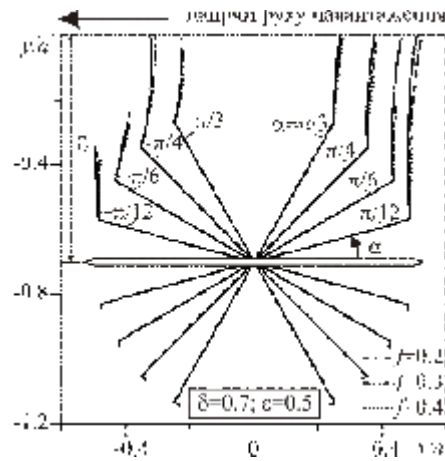


Рис. 5. Траєкторії розвитку довільно орієнтованої тріщини для різних коефіцієнтів тертя в контакті

Отримані результати практично не виявили конфігурації параметрів, за яких горизонтальна тріщина в колісних сталях при коченні за умов сухого тертя переходить на поширення відривом. Очевидно, що пониження тріщинозміцності матеріалу, зокрема порогової характеристики ΔK_{lh} , підвищення навантаження (величин p_0, f), відхилення тріщини від її горизонтальної орієнтації, сприяють переходу від зсувного механізму поширення тріщини до відривного, і формуванню відшарування.

Накінець, для виявлення деяких особливостей поширення підповерхневих тріщин будували (розраховували) траєкторії розвитку підповерхневої початково прямолінійної довільно орієнтованої тріщини. На рис. 5 наведено такі траєкторії в залежності від коефіцієнта тертя f у контакті між колесом та рейкою і початкового кута нахилу тріщини α . Як видно з цього рисунка, з ближніх до межі півплощини вершин тріщини ростуть вздовж траєкторій, що є практично перпендикулярними до межі. З протилежних вершин тріщини повільно ростуть вглиб матеріалу, що пояснюється умовою (5) про співвідношення кроків приросту траєкторії h^+/h та результатами, зображеними на рис. 4a і рис. 4b. Окрім цього, бачимо що, при збільшенні коефіцієнта тертя f , траєкторії починають відхилятися в протилежну до напрямку руху контактного навантаження (дотичних зусиль у контакті) сторону.

Висновки

1. При коченні з проковзуванням за умов сухого тертя ($f=0,2-0,4$), коли пошкоджене горизонтальною підповерхневою тріщиною тіло кочення є ведучим (наприклад, колесо локомотива), а контактне навантаження (контртіло), переміщуючись справа наліво (див. рис. 2), знаходиться ліворуч від тріщини, тоді тріщина є досить довго повністю відкритою ($K_{10}^\pm > 0$ у великому діапазоні значень параметра $\lambda=x_0/a$; рис. 3a, 3b), а ліва вершина — лідируючою.

2. Збільшення коефіцієнта тертя f у контакті між тілами, кута α нахилу початкової тріщини до горизонталі, інтенсивності контактного тиску (величини p_0), відносної

довжини тріщини ϵ (за умови її відкритості) сприяє початку її розвитку за механізмом нормального відриву ($K_{I0}^{\pm} \geq \Delta K_{Ith}$).

3. При малих відносних довжинах ϵ початкової горизонтальної тріщини спостерігаємо її відхилення з правої вершини (за σ_0 -критерієм) до краю півплощини (кут $\theta_+^* > 0$), а з лівої — вглиб матеріалу ($\theta_-^* > 0$). Зі збільшенням довжини тріщини (збільшенням ϵ) відхилення з лівої вершини міняє напрям також у бік межі ($\theta_-^* < 0$). Зі збільшенням f довжина тріщини, при якій ріст з її обох вершин відбувається до межі, стає більшою.

4. Підповерхневі тріщини, розвиваючись за механізмом нормального відриву, прямують до межі вздовж траєкторій, які є практично перпендикулярними до краю тіла. Зі збільшенням коефіцієнта тертя f_u контактні траєкторії неістотно відхиляються в прогилежну до напрямку руху контртіла (дотичних контактних зусиль) сторону.

5. На основі розробленого в статті розрахункового алгоритму і проведених обчислень (див. рис. 4) можна прогнозувати розміри відшарування та експлуатаційні умови (тертя в контакт, інтенсивність навантаження), за яких утворюються ці відшарування в зоні контакту сталей залізничних коліс внаслідок розвитку під поверхневих тріщин.

Література

1. Orringer O., Morris J. M. and Steele R. K. Applied research on rail fatigue and fracture in the United States // *Theor. and Appl. Fract. Mech.* – 1984. – **1**. – P. 23–49.
2. Murakami Y., Sakae C., and Hamada S. Mechanism of rolling contact fatigue and measurement of DK_{Ith} for steels // *Engineering Against Fatigue* / Eds. J. H. Beynon, M. W. Brown, T. C. Lindley et al. – Rotterdam: A.A. Balkema Publ, 1999. – P. 473–485.
3. Miller K. Structural integrity-whose responsibility // The 36th John Player Memorial Lecture presented at an Ordinary Meeting of the Institution of Mechanical Engineers. - London: Inst. Mech. Engrs, 2001. – 24 p.
4. Dedmon S., Stone D., Snyder T. A proposed mechanism for accelerated shelling of railroad wheels induced by the hyperbaric transformation of ice / *Proceedings of the 8th Int. Conf. on Contact Mechanics and Wear of Rail/Wheel systems.* – Firenze, Italy: AB Editore, 2009. – vol. 2. – P. 507–511.
5. Keer L. M., Bryant M. D., Haritos G. K. Subsurface and surface cracking due to Hertzian contact // *Trans. ASME: J. Lubric. Technol.* – 1982. – **104**, № 3. – P. 347–351.
6. Hearle A. D. and Johnson K. L. Mode II stress intensity factors for a crack parallel to the surface of an elastic half-space subjected to a moving point load // *J. Mech. and Phys. Solids.* – 1985. – **33**, № 1. – P. 61–81.
7. O'Regan S. D., Hahn G. T., and Rubín C. A. The driving force mode II crack growth under rolling contact // *Wear.* – 1985. – **101**. – P. 333–346.
8. Sheppard S. D., Barber J. R., and Comninou M. Subsurface cracks under conditions of slip, stick, and separation caused by a moving compressive load // *J. Appl. Mech.* – 1987. – **54**, Jun. – P. 393–398.
9. Chen Q., Hahn G.T., Rubín C. A., Bhargava V. The influence of residual stresses on rolling contact mode II driving force in bearing raceways // *Wear.* – 1988. – **126**. – P. 17–30.

10. Maria Min-Hui Yu and Keer L. M. Growth of the shell/transverse defect in rails // *J. of Tribology.* – 1989. – **111**, Oct. – P. 648–654.

11. Komvopoulos K., Cho S.-S. Finite element analysis of subsurface crack propagation in a half-space due to a moving asperity contact // *Wear.* – 1997. – **209**. – P. 57–68.

12. Glodež S., Flašker J., and Ren Z. A new model for the numerical determination of pitting resistance of gear teeth flanks // *Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.* – 1997. – **20**, № 1. – P. 71–83.

13. Mukai David J. An analysis of a near-surface crack branching under a rigid indenter // *J. of Tribology.* – 2000. – **122**, Jan. – P. 23–29.

14. Mazzù A. A mode II weight function for subsurface cracks in a two-dimensional half-space // *Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.* – 2002. – **25**. – P. 911–916.

15. Guagliano M., Vergani L. Experimental and numerical analysis of sub-surface cracks in railway wheels // *Engng. Fract. Mech.* – 2005. – **72**. – P. 255–269.

16. *Справочник по коэффициентам интенсивности напряжений* / Под. ред. Ю. Мураками. – М.: Мир, 1990. – Т. 2. – 560 с.

17. Panasyuk V., Datsyshyn O., Marchenko H. To crack propagation theory under rolling contact // *Engng. Fract. Mech.* – 1995. – **52**, №1. – P. 179–191.

18. Дацисьин О. Довговічність і руйнування твердих тіл під час їх контактної циклічної взаємодії // *Фіз.-хім. механіка матеріалів*, 2005. – №6. – С. 5–25.

19. Дацисьин О., Копилець М. Прогноз довговічності тіл кочення за розвитком підповерхневої тріщини // *Фіз.-хім. механіка матеріалів*. – 2003. – №6. – С. 13–24.

20. Саврук М. Двумерные задачи упругости для тел с трещинами // *Наук. думка*, 1981. – 322 с.

21. Ярема С. Распространение криволинейных трещин в пластинах // *Известия АН СССР. Механика твердого тела.* – 1988. – № 2. – С. 156–163.

22. Goshima T., Soda T. Stress intensity factors of a subsurface crack in a semi-infinite body due to rolling/sliding contact and heat generation // *JSME International J., Ser A.* – **40**, №3. – 1997. – P. 263–270.

23. Осташ О., Андрейко І., Кулик В., та ін. Втомна довговічність сталей залізничних коліс // *Фіз.-хім. механіка матеріалів*. – 2007. – №3. – С. 93–102.

Отримана 18.02.10

O. Datsyshyn, A. Glazov

Some features of subsurface cracks development in contact zone of wheel steels

G. V. Karpenko *Physico-Mechanical Institute of National Academy of Sciences of Ukraine, Lviv*

Within the frameworks of contact fatigue fracture mechanics the development of subsurface cracks in a rolling locomotive wheel in a wheel-rail system is investigated. Propagation of cracks is researched during their development under opening mechanism in steels of high- and middle-strength. The stress intensity factors dependency (within a two-dimensional model) on the counterbody position as well as on the bedding depth, orientation angle and relative crack length are determined. This allows, taking into consideration steel cyclic crack growth resistance characteristics, to predict the size and location of defects which arise from the spalling. The trajectories of subsurface cracks development are constructed and their behaviour are thoroughly investigated up to the crack's coming out onto the wheel surface depending on operating parameters of wheel-rail system.