УДК 539.375
Д-р техн. наук. О. П Дацишин
Канд. фіз.-мат. наук Г. П. Марченко
Інженер О. А. Кравчук

ЗСУВНІ ПОВЕРХНЕВІ ТРІЩИНИ І ПОВЗДОВЖНІ ЗАЛИШКОВІ НАПРУЖЕННЯ В ГОЛОВЦІ ЗАЛІЗНИЧНОЇ РЕЙКИ

Ключові слова: *залізнична рейка, герцівське навантаження, залишкові напруження, тертя, тріщина, коефіцієнти інтенсивності напружень.*

Вступ та постановка проблеми

Під час експлуатації технічної пари колесо−рейка часто руйнуються поверхні кочення залізничних рейок. При цьому значний вплив на цей процес мають залишкові напруження (ЗН). І серед них найбільше впливають на контактну міцніть рейок поздовжні і поперечні ЗН [1, 2]. За двовимірного формулювання задачі далі будуть розглядатись лише поздовжні ЗН. Причому у приповерхневій зоні вони можуть бути як розтягальними, так і стискальними [1−5], а біля самої поверхні досягати своїх максимальних значень (рис.1).

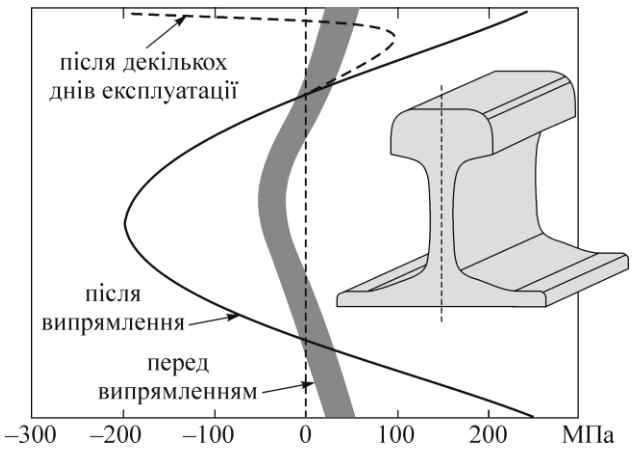

Рис. 1 – Типовий розподіл поздовжніх залишкових напружень по висоті рейки вздовж її центральної осі в МПа [5].

Відразу після виготовлення рейки ці напруження є розтягальні і біля поверхні складають ~50 МПа [3, 5].

На кінцевій стадії обробки рейок застосовується роликове випрямлення, яке призводить до підвищення рівня розтягальних ЗН [4]. Іноді для забезпечення підвищеної якості рейок використовується їх так звана «безмоментна» правка, що дозволяє отримати на поверхні головки рейки замість розтягальних стискальні ЗН [5]. І саме стискальні ЗН перешкоджають утворенню мікротріщин і суттєво підвищують міцність рейок за їх експлуатації.

Вже під час експлуатації рейки у приповерхневому шарі поверхні кочення виникають локальні пластичні деформації, що призводить до механічного зміцнення в цій ділянці головки рейки. Як наслідок тут ЗН, які спочатку − після виготовлення рейки − здебільшого були розтягальними, стають стискальними і біля самої поверхні досягають значень у діапазоні ~150…400 МПа [1−5]. Слід також зауважити, що максимальні ЗН у процесі експлуатації рейки з часом − як зазначено у роботі [6] після ~5 млн. циклів проходження рухомого складу − стабілізуються і практично не змінюються. Таким чином, в інженерній практиці найчастіше доводиться мати справу саме зі стискальними ЗН біля поверхні кочення головки рейки, і саме такі напруження розглядалися в даній роботі.

Актуальність статті полягає в тому, що на сьогодні на залізницях Європи у близько 30% випадків причиною заміни рейок є тріщиноподібні дефекти в головці [7]. І серед них – поверхневі тріщини, які зароджуються і поширюються в умовах контактної втоми кочення та за наявності стискальних ЗН. Однак сукупний вплив контактних зусиль і ЗН на напружений стан в околі таких дефектів вивчено недостатньо.

Літературний огляд.

В роботах [1, 9, 10] залізничну рейку моделювали півплощиною, дію колеса на рейку – герцівським контактним навантаженням, а вплив ЗН – рівномірним розтягом/стиском на нескінченності [8], масовими силами [1, 9] або зоною пластичності [10]. В цих роботах у результаті було отримано числові значення коефіцієнтів інтенсивності напружень (КІН) у

вершині поверхневої тріщини для різних значень параметрів, характерних для системи колесо–рейка (коефіцієнт тертя проковзування в контакті кочення, коефіцієнт тертя між берегами тріщини, максимальний герцівський тиск, величина залишкових напружень, довжина тріщини). Проте на даний час не досліджувався вплив такого важливого параметра як орієнтація тріщини на КІН зсувного типу K_{II} та їх розмах в циклі контакту кочення з урахуванням дії як контактного навантаження, так і стискальних залишкових напружень. Раніше деякі дослідження у цьому напрямі методом сингулярних інтегральних рівнянь виконали також автори даної роботи [11–14].

Метою статті є дослідження впливу стискальних повздовжніх ЗН на ріст поверхневих тріщин в головках залізничних рейок з урахуванням рухомого контактного навантаження від дії коліс та виявлення орієнтацій тріщин, найсприятливіших для їх розвитку в зоні стиску за механізмом поперечного зсуву.

Методика

Замість пошкодженої поверхневим тріщиноподібним дефектом залізничної рейки у двовимірному формулюванні розглядаємо пружну півплощину з крайовою прямолінійною довільно орієнтованою тріщиною (рис. 2). Півплощину віднесемо до системи координат xOy, вісь Ox якої збігається з краєм півплощини, а початок O – з гирлом тріщини. Саму тріщину віднесемо до локальної системи координат $x_1O_1y_1$ з початком у гирлі. Контактний тиск колеса на рейку моделюємо однонапрямленим повторним поступальним переміщенням уздовж краю півплощини (справа наліво) герцівських контактних зусиль з дотичною складовою

$$s(x) = -(1+if_s)\,p(x) = \\ = -p_0(1+if_s)\sqrt{a^2-(x-x_0)^2}\,/\,a, \quad |x-x_0| \le a \qquad (1)$$

де f_s – коефіцієнт тертя проковзування між тілами кочення, p_0 – максимальне значення контактного тиску, a – півдовжина ділянки контакту. Поздовжні ЗН моделюємо однорідними рівномірними стискальними зусиллями p_r на нескінченності. Розташування ділянки контакту відносно гирла тріщини визначає параметр $\lambda = x_0/a$, відносну довжину тріщини – параметр $\varepsilon = l/a$, а її орієнтацію – кут β.

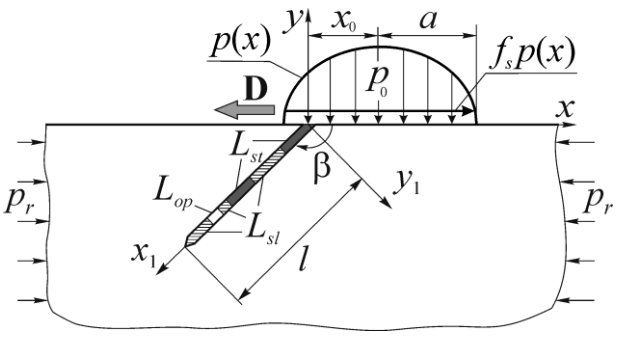

Рис. 2 – Схема головки рейки з крайовою тріщиною під дією модельного контактного навантаження та стискальних залишкових напружень;

де D – напрям руху контактного навантаження.

Крайові умови задачі на краю півплощини і на нескінченності матимуть відповідно вигляд

$$\sigma_y(x,0) - i\tau_{xy}(x,0) = \begin{cases} s(x), & |x-x_0| \le a \\ 0, & |x-x_0| > a \end{cases} \qquad (2)$$

$$\sigma_x^{\infty} = -p_r \qquad (3)$$

Береги тріщини за певних розташувань герцівського навантаження (деяких λ) і під дією ЗН можуть контактувати. Нижче розглянуто загальний випадок їх контакту, а саме: проковзування з тертям та можливістю защемлення. Тоді крайові умови задачі на берегах тріщини будуть такими:

$$N^{\pm}(x_1) + iT^{\pm}(x_1) = 0, \quad x_1 \in L_{op}; \qquad (4)$$

$$v^{+}(x_1) - v^{-}(x_1) = 0, \quad x_1 \in L_{sl}; \qquad (5)$$

$$T^{\pm}(x_1) = f_c \operatorname{sign}\left[\tilde{T}^{\pm}(x_1)\right]\left|N^{\pm}(x_1)\right|, \quad x_1 \in L_{sl}; \qquad (6)$$

$$u^{+}(x_1) - u^{-}(x_1) + i[v^{+}(x_1) - v^{-}(x_1)] = 0, \quad x_1 \in L_{st}; \qquad (7)$$

$$N^{+}(x_1) - N^{-}(x_1) + i[T^{+}(x_1) - T^{-}(x_1)] = 0, \quad x_1 \in L_{st} \qquad (8)$$

При цьому на ділянках защемлення берегів тріщини виконується умова

$$\left|T^{\pm}(x_1)\right| < f_c\left|N^{\pm}(x_1)\right|, \quad x_1 \in L_{st}. \qquad (9)$$

Тут контур прямолінійної тріщини L складається із сукупності ділянок L_{op} , на яких тріщина відкрита, ділянок L_{sl} , на яких береги тріщини проковзують, та ділянок L_{st} , де вони защемлені. Через f_c позначено коефіцієнт тертя між берегами тріщини, а через N і T, v і u – відповідно нормальні і дотичні складові зусиль на берегах тріщини та переміщень її берегів у локальній системі координат $x_1O_1y_1$. Величина $\operatorname{sign}\left[\tilde{T}(x_1)\right]$ необхідна для встановлення знаку дотичних контактних напружень, про що буде сказано нижче. Верхні індекси "+" або "–" означають граничні значення величин за наближення відповідно зверху або знизу до контуру тріщини.

Введемо в розгляд похідну від розриву невідомого вектора переміщень уздовж контуру тріщини L у вигляді суми двох функцій:

$$g'(t) = g_1'(t) + g_2'(t), \quad t \in L, \tag{10}$$

де

$$g_1(t) = \frac{2G}{1+\kappa}\left[v^+(t) - v^-(t)\right]; \tag{11}$$

$$g_2(t) = -\frac{2iG}{1+\kappa}\left[u^+(t) - u^-(t)\right]. \tag{12}$$

У формулах (11), (12) G – модуль зсуву, κ – постійна Мусхелішвілі.

Задовольнивши крайові умови задачі (4)–(8) з допомогою інтегральних зображень [15, 16] комплексних потенціалів Колосова–Мусхелішвілі, виражених через функції $g_1'(t)$ і $g_2'(t)$, отримаємо систему сингулярних інтегральних рівнянь (СІР)

$$\operatorname{Re} D(\tau) = \pi \operatorname{Re} P(\tau), \qquad \tau \in L_{op} \tag{13}$$

$$\operatorname{Im} D(\tau) + n \operatorname{Re} D(\tau) = \pi\left[\operatorname{Im} P(\tau) + n \operatorname{Re} P(\tau)\right], \quad \tau \in L_{op} \cup L_{sl} \tag{14}$$

Тут функція

$$D(\tau) = \mathrm{I}\{L_{op}\} g_1'(t) + \mathrm{I}\{L_{op} \cup L_{sl}\} g_2'(t) \tag{15}$$

а оператор $\mathrm{I}\{L\}$ визначає формула

$$\mathrm{I}\{L\}\varphi(t) = \int_L \left[R(t,\tau)\varphi(t) + S(t,\tau)\overline{\varphi(t)}\right] \mathrm{d}t \tag{16}$$

Коефіцієнт n у формулі (14) набуває значень

$$n = \begin{cases} 0, & \tau \in L_{op} \\ -f_c \operatorname{sign}\left[\operatorname{Im}(P(\tau))\right], & \tau \in L_{sl} \end{cases} \tag{17}$$

Функції $R(t,\tau)$, $S(t,\tau)$ – відомі ядра СІР для півплощини з крайовою відкритою (береги не контактують) тріщиною [17], а праву частину системи рівнянь (13), (14) визначають зовнішні навантаження (2), (3) через функцію $P(\tau)$ [11, 16].

Систему СІР (13), (14) розв'язуємо числовим методом механічних квадратур і на основі цього розв'язку за відомою формулою [15] знаходимо КІН у вершині тріщини.

Слід зауважити, що межі ділянок контакту берегів тріщини наперед невідомі. Їх визначаємо одночасно з розв'язуванням інтегральних рівнянь задачі з додаткових умов рівності нулю нормальних контактних напружень у цих межових точках, а зони защемлення і проковзування самих ділянок контакту встановлюємо на основі додаткової умови (9). При цьому розв'язок контактної задачі будуємо методом послідовних наближень. У формулі (6) величина $\tilde{T}(x_1) = T_k(x_1)$ задіяна в ітераційному процесі, коли k = 0, 1, 2, … За нульове наближення $T_0(x_1)$ (k = 0) вибрали дотичні напруження в суцільній півплощині на лінії тріщини під дією зовнішнього навантаження, а наступні наближення $T_k(x_1)$ (k = 1, 2,…) відповідають значенням дотичних контактних напружень на берегах тріщини і визначаються з попередніх наближень.

Числові результати та їх обговорення

Виконано числове дослідження КІН поперечного зсуву K_{II} та їх розмаху $\Delta K_{\mathrm{II}} = \max K_{\mathrm{II}}(\lambda) - \min K_{\mathrm{II}}(\lambda)$ за цикл кочення (під час одного проходження контактного навантаження вздовж краю півплощини), а також побудовано карти контактування берегів тріщини впродовж циклу. Головну увагу приділено вивченню сукупного впливу герцівського навантаження та ЗН на параметр ΔK_{II}, який контролює ріст тріщини в зоні контакту (стиску) за механізмом поперечного зсуву. Досліджено залежність цього параметра від орієнтації тріщини.

Розрахунки здійснювали для крайової довільно орієнтованої тріщини з відносною довжиною $\varepsilon = l/a = 0{,}3$, кут орієнтації β якої змінювали від 20° до 165°. Експлуатаційні параметри для системи колесо–рейка обрали такі: максимальний герцівський тиск p_0 = 1100 МПа [5], довжина ділянки контакту $2a$ = 14 мм, стискальні ЗН p_r = 175 МПа [3], коефіцієнт тертя проковзування в контакті кочення f_s = 0,3 та коефіцієнт тертя між берегами тріщини в рейці f_c = 0,1; 0,3 і 0,5.

Досліджували випадок, коли контактне навантаження знаходиться у безпосередній близькості до гирла тріщини ($-2{,}0 \le \lambda \le 1{,}0$). Тоді прийняли, що під дією герцівського навантаження і стискальних ЗН береги тріщини будуть контактувати по всій її довжині. У такому разі для знаходження зон проковзування і защемлення берегів тріщини з контактуючими берегами застосували наступний алгоритм. Спочатку, припускаючи, що береги тріщини контактують без защемлення, розв'язуємо СІР (14), в якому $\tau \in L$, тобто τ змінюється по усьому контуру тріщини. На основі розв'язку такої задачі знаходимо контактні напруження на контурі L і визначаємо ділянки, на яких виконується додаткова умова (9). Крайні точки цих ділянок визначають у першому наближенні межі зон защемлення берегів тріщини. І якщо вони існують, враховуємо це для побудови другого наближення. Таким чином, приходимо до ітераційного процесу, який обриваємо за досягнення потрібної точності.

На практиці поверхнева тріщина в головці рейки здебільшого розвивається під кутом 10°…30° у напрямку руху контактного навантаження [5, 17, 18]. Щоб проілюструвати, що відбувається з пологою тріщиною в зоні стиску за сукупної дії герцівського навантаження та ЗН, для прикладу вибрали середнє значення кута 20°, яке відповідає куту орієнтації $\beta = 180° - 20° = 160°$. І для такої тріщини побудували карти контактування її берегів та обчислили КІН K_{II} під час переміщення контактного навантаження в околі її гирла (рис. 3, 4).

Розрахунки підтвердили появу зон проковзування і защемлення за вибраного напрямку переміщення герцівського навантаження справа наліво (рис. 2). Що більше тертя між берегами тріщини, то довше триває защемлення її берегів. При цьому повне (вздовж усієї довжини тріщини) защемлення берегів наступає скоріше. Починається защемлення від гирла тріщини і поступово поширюється на всю її довжину. Коли ж герцівське навантаження минає гирло, зона защемлення поступово зменшується знов-таки від гирла, а потім взагалі зникає.

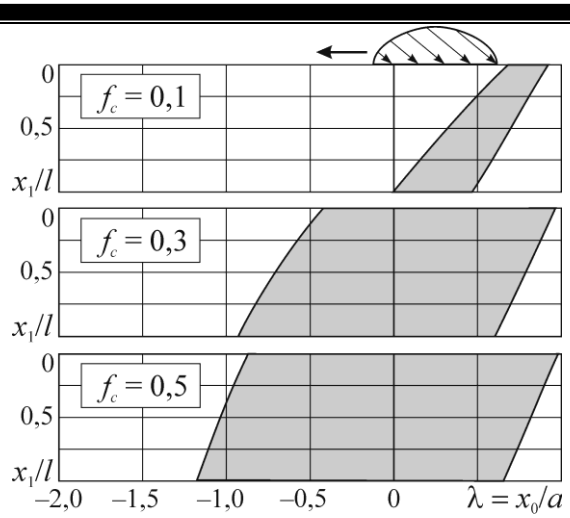

Рис. 3 – Карти контактування берегів крайової тріщини під час переміщення герцівського навантаження за наявності стискальних залишкових напружень; $f_s = 0{,}3$; $\beta = 160°$; $\varepsilon = l/a = 0{,}3$; – проковзування берегів тріщини з тертям; – защемлення.

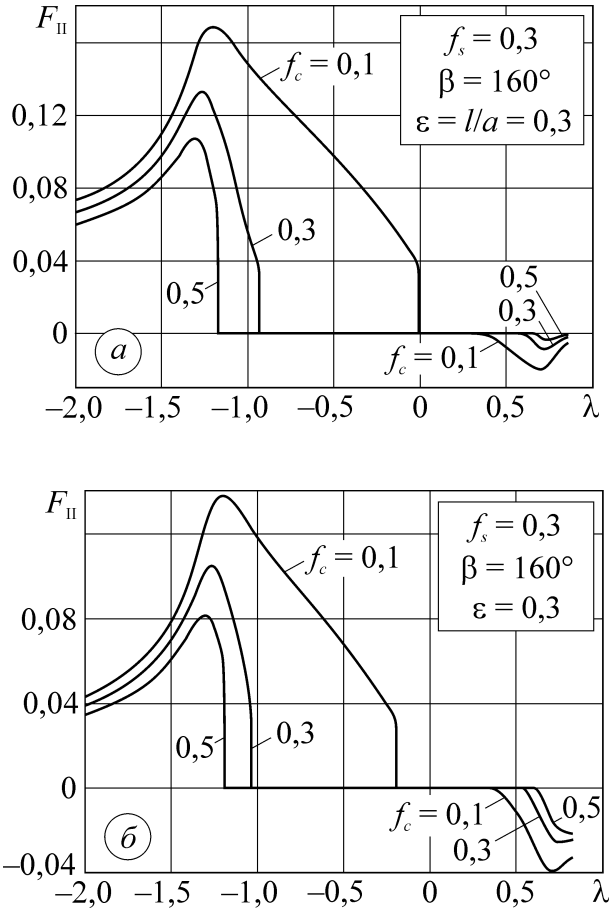

Рис. 4 – Залежність нормованих КІН F_{II} від розташування герцівського навантаження за наявності (а) та відсутності (б) залишкових напружень для різних коефіцієнтів тертя f_c між берегами тріщини.

З урахуванням знайдених ділянок контакту берегів тріщини отримали числові значення нормованих КІН $F_{II} = K_{II}/(p_0\sqrt{\pi a})$ у її вершині (рис. 4*а*). Вони змінюються з переміщенням герцівського навантаження, набуваючи для відповідних його розташувань (для значень λ) мінімальних (від'ємних) і максимальних (додатних) значень, причому зі збільшенням коефіцієнта тертя f_c між берегами тріщини як максимальні, так і мінімальні за модулем значення КІН спадають. Горизонтальні відрізки кривих, що відповідають защемленню біля вершини тріщини, очевидно тим довші, що більше тертя між її берегами.

Для порівняння, щоб виявити вплив ЗН, наведено також графік для КІН, коли ці напруження відсутні (рис. 4*б*). Бачимо, що ЗН призводять до збільшення максимальних КІН F_{II} і до зменшення за модулем мінімальних.

Аналогічні розрахунки виконали і для інших кутів орієнтації тріщини β. На базі отриманих результатів побудовано графіки залежності нормованого розмаху КІН $\Delta F_{II} = \Delta K_{II}/(p_0\sqrt{\pi a})$ від кута β для різних коефіцієнтів тертя f_c між берегами тріщини. Для порівняння такі ж самі обчислення зроблені за дії лише герцівського навантаження. Як бачимо (рис. 5), залежно від орієнтації тріщини є два локальні максимуми розмаху КІН K_{II}: один – для $\beta = \beta_1^*$ в діапазоні гострих кутів орієнтації тріщини, а другий – для $\beta = \beta_2^*$ в діапазоні тупих кутів (див. також табл. 1).

Таблиця 1

Максимальні значення розмахів ΔK_{II} для гострих β_1^* і тупих β_2^* кутів орієнтації тріщини завдовжки l = 2,1 мм; p_0 = 1100 МПа, p_r = 175 МПа.

f_s = 0,3						
f_c	0,1		0,3		0,5	
p_r, МПа	0	175	0	175	0	175
β_1^*	62°	60°	60°	60°	57°	45°
$\Delta K_{II}(\beta_1^*)$, МПа $\sqrt{м}$	43,23	40,94	33,77	26,75	24,63	19,41
β_2^*	147°	151°	156°	156°	157°	160°
$\Delta K_{II}(\beta_2^*)$, МПа $\sqrt{м}$	34,09	32,79	24,96	23,65	21,37	18,11

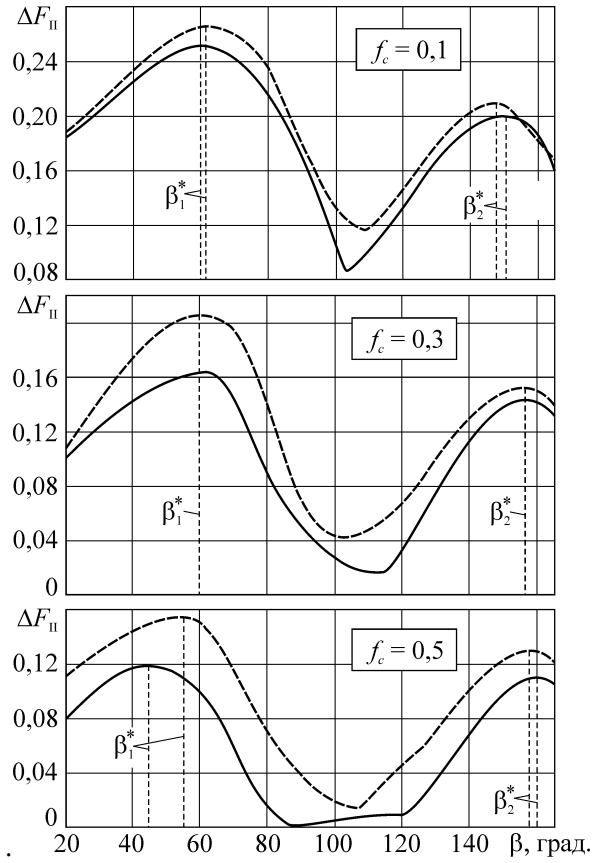

Рис. 5 – Залежність нормованого розмаху ΔF_{II} від кута орієнтації тріщини β для різних коефіцієнтів тертя f_c між берегами тріщини; f_s = 0,3; ε = l/a = 0,3; суцільні криві – сукупна дія герцівського навантаження і залишкових напружень, штрихові – дія лише герцівського навантаження

Виявили, що коефіцієнт тертя f_c суттєво впливає на розмах ΔK_{II}. Збільшення тертя між берегами тріщини призводить до зменшення розмаху ΔK_{II} і особливо його максимальних значень $\Delta K_{II}(\beta_1^*)$ та $\Delta K_{II}(\beta_2^*)$ як за сукупної дії герцівського навантаження і ЗН, так і за дії лише герцівського навантаження. Змінюються також гострий β_1^* і тупий β_2^* кути, за яких реалізуються максимуми роз-махів КІН: зі збільшенням f_c кут β_1^* стає пологішим, а кут β_2^* зростає. Крім цього, для гострих і тупих кутів орієнтації тріщини максимуми $\Delta K_{II}(\beta_1^*)$ та $\Delta K_{II}(\beta_2^*)$ домінують за відсутності ЗН для будь-якого f_c.

Слід зауважити, що зі збільшенням коефіцієнта f_c помітно зменшується різниця між значеннями $\Delta K_{II}(\beta_1^*)$ та $\Delta K_{II}(\beta_2^*)$ як за відсутності, так і за наявності ЗН. За великого f_c

обидва кути β_1^* і β_2^* стають майже однаково сприятливими для росту зсувних тріщин у цих напрямках.

Отримані числові значення розмахів ΔK_{II} (див. табл.1), що відповідають найсприятливішим для поширення тріщини напрямкам (кути β_1^* і β_2^*), порівнювали з пороговим $\Delta K_{II,th} = 13{,}01\ МПа\sqrt{м}$ [19] для рейкової сталі RSB12. Як і очікувалось, посилення тертя між берегами тріщини, а також наявність ЗН ускладнює можливість її розвитку за зсувним механізмом. Але за обраних значень експлуатаційних параметрів тріщина все одно буде підростати.

Цікаво, що зі зменшенням коефіцієнта тертя f_s в контакті кочення тріщина стає менш небезпечною (див. табл. 2 для f_s = 0,1). А її поширення в обох напрямках неможливе тільки за великого коефіцієнта тертя f_c =0,5, причому як за наявності, так і за відсутності ЗН.

Таблиця 2

Максимальні значення розмахів ΔK_{II} для гострих β_1^* і тупих β_2^* кутів орієнтації тріщини завдовжки l = 2,1 мм; p_0 = 1100 МПа, p_r = 175 МПа [14].

$f_c = 0{,}1$						
f_c	0,1		0,3		0,5	
p_r, МПа	0	175	0	175	0	175
β_1^*	79°	76°	74°	56°	52°	43°
$\Delta K_{II}(\beta_1^*)$, МРа $\sqrt{м}$	32,14	28,06	19,41	16,96	10,77	12,89
β_2^*	153°	153°	158°	154°	161°	157°
$\Delta K_{II}(\beta_2^*)$, МРа $\sqrt{м}$	18,76	20,55	10,77	14,35	8,32	11,26

Висновки

Виявлено два напрями, найсприятливіші для поширення поверхневих зсувних тріщин у головці залізничної рейки за однонапрямленого кочення: один напрям – у бік дії дотичних контактних зусиль (кут β_1^*; рис. 5), інший – у протилежний бік (кут β_2^*; рис. 5). Обидва кути змінюються як під впливом стискальних залишкових напружень, так і тертя між берегами тріщини (табл. 1; f_s = 0,3).

Показано, що тертя між берегами тріщини має значний вплив на максимальне значення розмаху ΔK_{II}, який відповідає за поширення зсувних тріщин. Збільшення коефіцієнта тертя f_c призводить до суттєвого зниження максимумів ΔK_{II}. При цьому помітно зменшується різниця між значеннями $\Delta K_{II}(\beta_1^*)$ та $\Delta K_{II}(\beta_2^*)$, що створює передумови для одночасного росту поверхневих тріщин в обох напрямках. Зі зменшенням коефіцієнта тертя проковзування f_s в контакті кочення (табл.2; f_s = 0,1) тріщина стає менш небезпечною.

Література

1. Kapoor A. Post Hatfield rolling contact fatigue. The effect of residual stress on contact stress driven crack growth in rail. P. 1: The model: Technical Report WR061106-2 / A. Kapoor, D.I. Fletcher. – Newcastle University, 2006. – 30 p.

2. Bogdański S. Wpływ tarcia i naprężeń własnych na przebieg wytężenia frontu pęknięcia zmęczniowego typu 'squat' w kontakcie koła z szyną / S. Bogdański, M. Olzak, J. Stupnicki // Zeszyty naukowe politechniki Świętokryskiej, Mechanika 62; VI Krajowa konferencja mechaniki pękania (Respublika Polska, 22-24 września 1997). – 1997. – P. 85–92.

3. Budnitsky G. Proximate test method to determine inner residual stresses in rail / G. Budnitsky, E. Shur, T. Trusova // Residual stresses III: Science and technology. – Elsevier Applied Science, 1992. – Vol. 2. – P. 1495–1500.

4. Finstermann G. Residual stresses in rails due to roll straightening / G. Finstermann, F.D. Fischer, G. Shan, G. Schleinzer // Steel Research. – 1998. – Vol. 69. – P. 272–278.

5. Zerbst U. Introduction to the damage tolerance behaviour of railway rails – a review / U. Zerbst, R. Lunden, K.-O. Edel, R.A. Smith // Eng. Fract. Mech. – 2009. – Vol. 76. – P. 2563–2601.

6. Batista A.C. X-ray diffraction residual stress measurements for assessment of rolling contact fatigue behaviour of railway steels / A.C. Batista, J.P. Nobre, D.F.C. Peixoto, L.A.A. Ferreira, P.M.S.T. de Castro, L. Coelho // Residual Stresses IX: Advanced Materials Research. – Vol. 996. – Trans. Tech. Publications, 2014. – P. 782–787.

7. Heinsch M. Improving rail durability and life / M. Heinsch // Int. Railway J. – 2004. – № 2. – P. 13–15.

8. Noda N.-A. Effect of crack shape, inclination angle, and friction coefficient in crack surface contact problems / N.-A. Noda, M. Yagishita, T. Kihara // Int. J. Fract. – 2000. – Vol. 105, № 13. – P. 367–389.

9. Fletcher D.I. Post Hatfield rolling contact fatigue. The effect of residual stress on contact stress driven crack growth in rail. Comparison of the Hatfield and alternative UK rails using models to assess the effect of residual stress on crack growth from rolling contact fatigue / D.I. Fletcher,

A. Kapoor, F.J. Franklin et al. // NewRail Report No. WR061106-6. – Newcastle University, November 2006. – 48 p.

10. Trollé B. 2D fatigue crack propagation in rails taking into account actual plastic stresses / B. Trollé, M.-C. Baietto, A. Gravouil et al. // Eng. Fract. Mech. – 2014. – Vol. 123. – P. 163–181.

11. Марченко Г.П. Вплив залишкових напружень на коефіцієнти інтенсивності напружень для поверхневої тріщини в головці рейки / Г.П. Марченко // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2010. – № 1. – С. 57–62.

12. Дацишин О.П. Про вплив залишкових напружень на напружений стан біля поверхневої тріщини в головці рейки / О.П. Дацишин, Г.П. Марченко // Машинознавство. – 2011 – № 3–4. – С. 16–20.

13. Дацишин О.П. Оцінювання впливу залишкових напружень на поверхневе руйнування залізничних рейок / О.П. Дацишин, Г.П. Марченко // Залізничний транспорт України. – 2012. – № 6. – С. 38–41.

14. Дацишин О.П. Вплив стискальних залишкових напружень на поширення зсувних поверхневих тріщин у залізничних рейках / О.П. Дацишин, Г.П. Марченко, А.Ю. Глазов, А.Б. Левус // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2015. – № 2. – С. 83–90.

15. Панасюк В.В. Распределение напряжений около трещин в пластинах и оболочках / В.В. Панасюк, М.П. Саврук, А.П. Дацышин – К.: Наук. думка, 1976. – 444 с.

16. Дацишин О.П. Вплив форми модельного контактного навантаження на коефіцієнти інтенсивності напружень для крайової тріщини / О.П. Дацишин, Р.Є. Пришляк, С.В. Приходська, Р.Б. Щур, А.Б. Терлецький // Проблеми трибології. – 1998. – № 3. – С. 3–16.

17. Ringsberg J.W. On propagation of shot rolling fatigue cracks / J.W. Ringsberg, A.Bergkvist // Fatig. Fract. Engng. Mater. Struct. – 2003. – Vol. 26, № 10 – P. 969–983.

18. Bower A.F. The influence of crack face friction and trapped fluid on surface initiated rolling contact fatigue cracks / A.F. Bower // Trans. ASME: J. Tribol. – 1988. – Vol. 110, № 4. – P. 704–711.

19. Bold P.E. Shear mode crack growth and rolling contact fatigue / P.E. Bold, M.W. Brown, R.J. Allen // Wear. – 1991. – Vol. 144, № 2. – P. 307–317.

ВІДОМОСТІ ПРО АВТОРІВ

Дацишин Олександра Петрівна,
доктор технічних наук, Фізико-механічний інститут ім. Г.В.Карпенка Національної академії наук України.
Вул. Наукова, 5, м. Львів, Україна, 79601
Тел.: +38 098 489 920.
E-mail: datsyshy@ipm.lviv.ua

Марченко Григорій Петрович,
кандидат фізико-математичних наук, Фізико-механічний інститут ім. Г.В.Карпенка Національної академії наук України.
Тел.: + 38 032 229 66 05;
E-mail: mhp@ipm.lviv.ua

Кравчук Оксана Андріївна,
інженер, Фізико-механічний інститут ім. Г.В.Карпенка Національної академії наук України.
Тел.: +38 032 229 66 05
E-mail: kroks@ipm.lviv.

Новини інституту

В філії «НДКТІ» ПАТ «Укрзалізниця» проведено дослідження та створено галузевий **нормативний документ «Рух пасажирських поїздів прискорений. Вимоги до інфраструктури та рухомого складу», СТП 01-005:2016**, який затверджено наказом Публічного акціонерного товариства «Українська залізниця» від 29.04. 2016 р. № 343 і введено дію з 01.08.2016 року.

Цей нормативний документ, який видано вперше, встановлює вимоги до проектування, будівництва, ремонту (модернізації, реконструкції), технічного обслуговування та експлуатації підрозділами ПАТ «Укрзалізниця» споруд і пристроїв колії, систем електропостачання, автоматики і зв'язку та інших споруд, а також пристроїв і рухомого складу на дільницях залізниць де існує або впроваджується рух пасажирських поїздів із швидкостями від 141 до 160 км/год.