

УДК 620.178.3:539.421.2

ВИЗНАЧЕННЯ ХАРАКТЕРИСТИК ЦИКЛІЧНОЇ ТРІЩИНОСТІЙКОСТІ СТАЛЕЙ ЗА ПОПЕРЕЧНОГО ЗСУВУ (ОГЛЯД)

Т. М. ЛЕНКОВСЬКИЙ

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

Розглянуто праці з дослідження втомного руйнування сталей в умовах поперечного зсуву. Проаналізовано низку методик визначення характеристик циклічної тріщиностійкості конструкційних сталей різних класів міцності. З аналізу результатів досліджень зроблено висновок про необхідність вдосконалення існуючих чи розроблення нових методів побудови кінетичних діаграм втомного руйнування з врахуванням впливу тертя берегів втомної тріщини на коефіцієнт інтенсивності напружень K_{II} та усунення розтягальних напружень в околі вершини тріщини.

Ключові слова: *поперечний зсув, втомне руйнування, кінетична діаграма втомного руйнування, характеристики циклічної тріщиностійкості.*

В реальних умовах більшість деталей машин та механізмів працюють за циклічних навантажень. Під час тривалої експлуатації в матеріалі елементів конструкцій зароджуються та поширюються такі дефекти, як тріщини, які призводять до передчасного руйнування елементів та виходу з ладу конструкцій в цілому. Щоб спрогнозувати та забезпечити їх ресурс роботи, необхідно знати про опірність матеріалів втомному руйнуванню. Тому в науковій та інженерній практиці використовують методи механіки руйнування, які базуються на визначенні характеристик циклічної тріщиностійкості (ЦТ) з кінетичних діаграм втомного руйнування (КДВР) [1–3]. Для тріщин нормального відриву КДВР побудовані та визначені характеристики ЦТ для багатьох матеріалів [2, 3]. Разом з тим втомне руйнування підшипників, валків вальцювальних станів, а також залізних коліс та рейок [4, 5] у зоні їх контакту відбувається і за механізмом поперечного зсуву, тому для оцінки довговічності таких елементів необхідно знати характеристики ЦТ, що визначені за поперечного зсуву [6]. У зв'язку з цим виникає питання розроблення і використання методик, за якими можна було б моделювати зародження та ріст тріщин поперечного зсуву, будувати КДВР та визначати характеристики ЦТ. З попередніх досліджень відомо, що побудова КДВР сталей за поперечного зсуву з різних причин утруднена [7–9], а отримані результати – не завжди коректні [9–14]. Це вимагає детального аналізу методик [7–16], з перспективою вдосконалення існуючих чи розроблення нових, придатних для визначення характеристик ЦТ сталей різних класів міцності за поперечного зсуву.

У праці [10] розглянуті втомні випробування за поперечного зсуву з використанням балкових зразків з центральним надрізом на чотириточковий зсув (рис. 1а) та хрестоподібних зразків з нахиленим надрізом, виконаним під кутом 45° до осі прикладання зусилля, за двовісного навантаження стиском та розтягом (рис. 1б). Матеріал дослідження – рейкова сталь типу RSB. Для такого матеріалу отримали стабільний ріст тріщини в напрямку, який збігається з максимальними дотичними напруженнями на довжину до 1 mm, після чого відбувалося галуження тріщини.

Однак пряmlinійний ріст тріщини реалізували лише в хрестоподібному зразку за послідовного навантаження зсувом (за механізмом II при $R = -1$) та розтягом (за механізмом I при $R = 0$), що трактували як один повний цикл. Під час розрахунку коефіцієнта інтенсивності напружень (КІН) K_{II} тertia берегів тріщини не враховували. На поданій КДВР (рис. 2) показані точки в діапазоні швидкостей $V = 3 \cdot 10^{-9} \dots 3 \cdot 10^{-6}$ m/cycle. Але, оскільки тріщина в межах одного циклу поширюється за двома механізмами навантаження (I, II), це не можна вважати швидкістю поширення тріщини поперечного зсуву, що робить КДВР некоректною для визначення характеристик ЦТ поперечного зсуву.

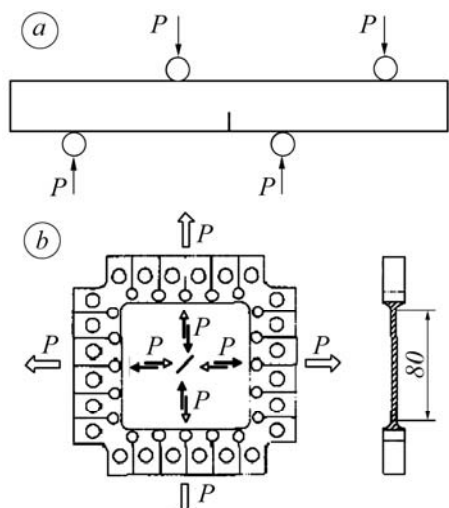


Рис. 1. Fig. 1.

Рис. 1. Геометрія та силові схеми навантаження балкового (a) та хрестоподібного (b) зразків.

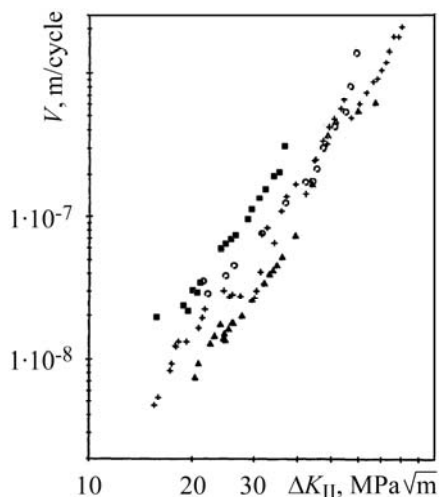


Рис. 2. Fig. 2.

Fig. 1. Geometry and loading schemes of specimens for testing: beam specimen (a) and cruciform (b) specimens.

Рис. 2. КДВР рейкових сталей типу RSB під час випробувань хрестоподібних зразків: RSB8 при $\Delta\tau = 208$ МПа та $\Delta\sigma = 104$ МПа (▲), RSB10 при $\Delta\tau = 208$ МПа та $\Delta\sigma = 156$ МПа (○), RSB12 при $\Delta\tau = 156$ МПа та $\Delta\sigma = 104$ МПа (+), RSB18 при $\Delta\tau = 156$ МПа та $\Delta\sigma = 156$ МПа (■).

Fig. 2. Crack growth rates curve (CGRC) of RSB steels obtained by cruciform specimen testing: RSB8 at $\Delta\tau = 208$ МПа and $\Delta\sigma = 104$ МПа (▲), RSB10 at $\Delta\tau = 208$ МПа and $\Delta\sigma = 156$ МПа (○), RSB12 at $\Delta\tau = 156$ МПа and $\Delta\sigma = 104$ МПа (+), RSB18 at $\Delta\tau = 156$ МПа and $\Delta\sigma = 156$ МПа (■).

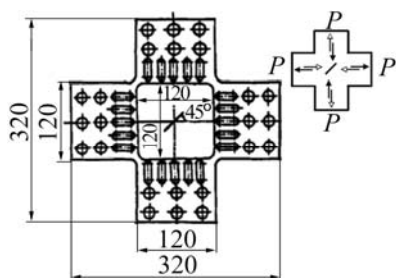


Рис. 3. Хрестоподібний зразок та силова схема його навантаження.

Fig. 3. Cruciform specimen and its loading scheme.

Спробували побудувати КДВР за поперечного зсуву на плоскому хрестоподібному зразку [7] з косою тріщиною (попередньо наведеною нормальним відривом), що орієнтована під кутом 45° до осі прикладання навантаження (рис. 3). Досліджували за умов синхронного стиску та розтягу по взаємоперпендикулярних осях за асиметрії навантаження $R = -1$ і частоти навантаження 1...2 Hz зразки із гарячекатаних вуглецевих сталей після нормалізації (16MnR, 45#) та нержавіючої сталі аустенітного класу (18-8). Наведено [7] формулу для обчислення КІН K_{II} без врахування тertia берегів

тріщини, що отримана методом скінченних елементів (МСЕ). З результатів експериментів видно, що для усіх сталей втомні тріщини поширювалися за мішаним механізмом I+II під кутом $\sim 45^\circ$ до початкової тріщини. Стабільного підростання втомної тріщини за механізмом II для згаданих матеріалів реалізувати не вдалося.

Рис. 4. Консольний зразок (a) та силова схема його навантаження (b).

Fig. 4. Consol specimen (a) and its loading scheme (b).

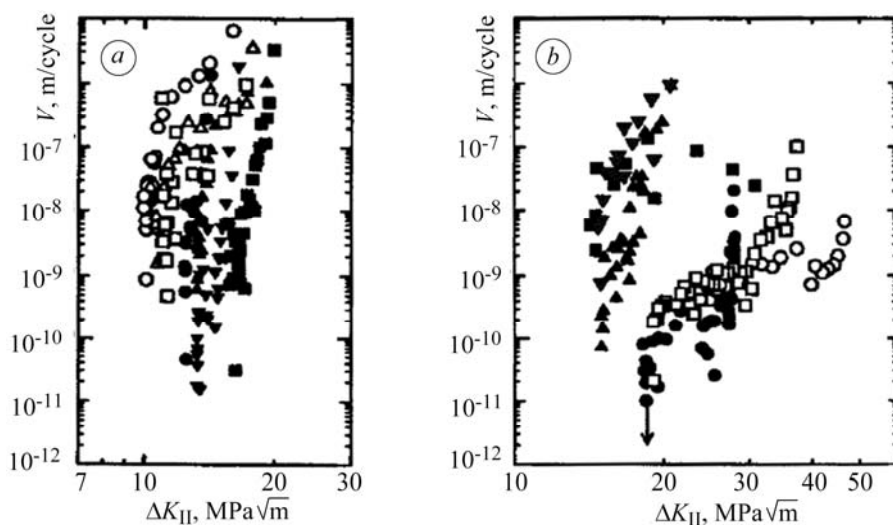
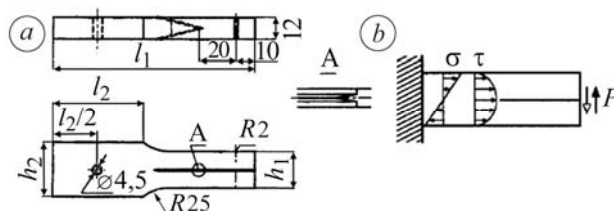


Рис. 5. КДВР за різних рівнів навантаження зразків з рейкової сталі за $\Delta P = 700$ kg (■), $\Delta P = 500$ kg (▲), $\Delta P = 500$ kg з мастилом (▼), $\Delta P = 400$ kg (●), сталі SS41 за $\Delta P = 600$ kg (○), $\Delta P = 480$ kg (Δ), $\Delta P = 1000$ kg (□) (a), підшипникової сталі SAE52100 при $\Delta P = 1500$ kg (▼) і валкових сталей SKD при $\Delta P = 1500$ kg (▲), SKH при $\Delta P = 2000$ kg (○), $\Delta P = 1200$ kg (●), GH при $\Delta P = 1700$ kg (□), $\Delta P = 1400$ kg (■) (b).

Fig. 5. CGRC for various ranges of specimens loading for rail steel at $\Delta P = 700$ kg (■), $\Delta P = 500$ kg (▲), $\Delta P = 500$ kg with lubricant (▼), $\Delta P = 400$ kg (●) and SS41 steel at $\Delta P = 600$ kg (○), $\Delta P = 480$ kg (Δ), $\Delta P = 1000$ kg (□) (a), and bearing steel at $\Delta P = 1500$ kg (▼) and roll steels SKD at $\Delta P = 1500$ kg (▲), SKH at $\Delta P = 2000$ kg (○), $\Delta P = 1200$ kg (●), GH at $\Delta P = 1700$ kg (□), $\Delta P = 1400$ kg (■) (b).

Подано методику втомних випробувань за умов поперечного зсуву [11] на консольному зразку зі спадним КІН (рис. 4a), навантажуваного згином за асиметрії $R = -1$ (рис. 4b) з частотою 3...6 Hz. Досягнули зародження та росту втомних тріщин у широкому діапазоні швидкостей для рейкової, підшипникової (SAE52100) та валкових (SS41, SKH, GH, SKD) сталей за механізмом II на максимальну віддаць 2 mm, після чого тріщини поширювалися за мішаним механізмом I+II. Слід зазначити, що зсувна тріщина росла у шевроні, що виконаний з кутом 60° . Приріст тріщини визначали методом електродних потенціалів. КІН K_{II} встановлювали МСЕ з використанням відповідного програмного забезпечення, тому математичну формулу для його визначення не подали. Під час побудови КДВР (рис. 5) врахували єдиний коефіцієнт тертя берегів тріщини $f_c = 1,0$ для усіх досліджуваних структурно неоднакових сталей, що не зовсім коректно. Визначили пороги

ΔK_{II} , але з поданих КДВР видно, що кожен конкретний матеріал за різних значень розмаху ΔP чинить різний опір руйнуванню, набуваючи відмінних значень ΔK_{II} , що суперечить залежності $K_{II} = f(P)$, яка завжди є прямопропорційна.

Відомі [12] результати досліджень ЦТ мартенситно-старіючої сталі M250 на трубчастих зразках (рис. 6a), навантажуваних реверсивним крученням за асиметрії $R = -1$, та компактних зразках Річарда (рис. 6b) за асиметрії $R = 0$. Зразки з наведеною тріщиною нормального відриву навантажували циклічно поперечним зсувом з частотою 12 Hz, прикладаючи зусилля паралельно площині тріщини. В результаті випробувань утворено втомні тріщини в обох типах зразків, причому довжина максимальної з них становить 2,4 mm. Наведено КДВР для розмаху КІН K_{II} в номінальних (рис. 7a) та ефективних (рис. 7b) значеннях для швидкостей поширення в діапазоні $V = 10^{-7} \dots 10^{-5}$ м/цикл. За різних асиметрій для різних зразків прямолінійні ділянки КДВР майже збігаються. Під час побудови КДВР враховано і напруження на берегах тріщини, що виникають внаслідок тертя, однак формули для обчислення КІН K_{II} не подані.

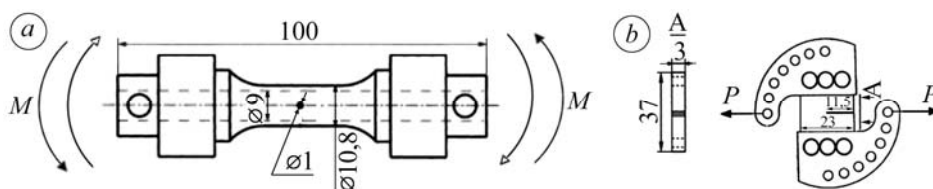


Рис. 6. Базові розміри та силова схема навантаження трубчастого (a) та компактного (b) зразків.

Fig. 6. Basic dimensions and loading scheme of tubular (a) and compact (b) specimens.

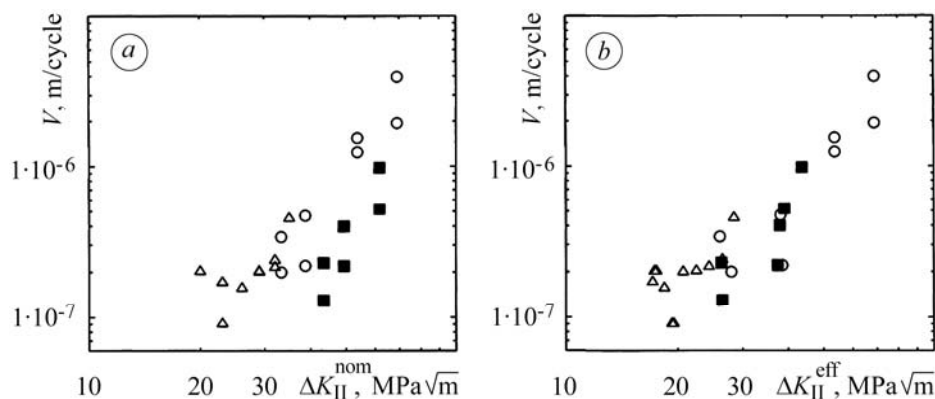


Рис. 7. КДВР сталі M250 за $R = 0$ (Δ), $R = -1$ при $\sigma_N = 0$ (\circ), $R = -1$ при $\sigma_N = -150$ МПа (\blacksquare) для номінальних (a) та ефективних (b) значень ΔK_{II} .

Fig. 7. CGRC of M250 steel at $R = 0$ (Δ), $R = -1$ at $\sigma_N = 0$ (\circ), $R = -1$ at $\sigma_N = -150$ МПа (\blacksquare) for nominal (a) and effective (b) ΔK_{II} values.

Розроблено [13] нову методику побудови КДВР високоміцних сталей за умов поперечного зсуву з визначенням порогових значень КІН K_{II} на балковому зразку (рис. 8a), до якого прикладали стискальні зусилля по обидві сторони паралельно до концентратора (рис. 8b), з якого поширювалася зсувна тріщина. Зразок з пристосуваннями для стиску навантажували за асиметрією $R = 0$ та $R = -1$ з частотою 2 Hz. Як досліджуваний матеріал використовували сталь SUJ2 та високовуглецеву сталь CS. Слід зазначити, що береги тріщини заливали мастилом CRC-556 для полегшення їх взаємного ковзання. За допомогою МСЕ отримали формулу для об-

числення КІН зсуву та на основі експериментальних результатів побудували КДВР сталі SUJ2 в діапазоні швидкостей поширення тріщини $V = 10^{-11} \dots 10^{-7}$ m/cycle (рис. 9). Зазначили, що руйнування зсувом проходило за виникнення КІН K_I , причому він становив $K_I = 5 \dots 7$ МПа \sqrt{m} , коли $\Delta K_{II} = 2 \dots 10$ МПа \sqrt{m} . За таких значень інтенсивності нормальних напружень у вершині тріщини визначати пороги ΔK_{Ith} некоректно. Подали [13] фрактограми зламів зразків за різного збільшення, однак на них не виявлені відомі ознаки руйнування, характерні для поперечного зсуву (“злизані” площадки, димпли витягнутої форми). Розрізняли міжзеренне розтріскування та череззеренні сколи, характерні для руйнування відривним механізмом.

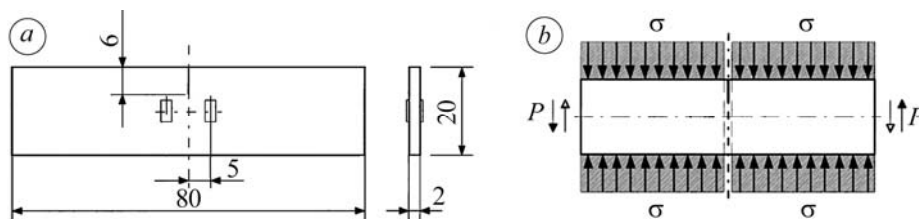


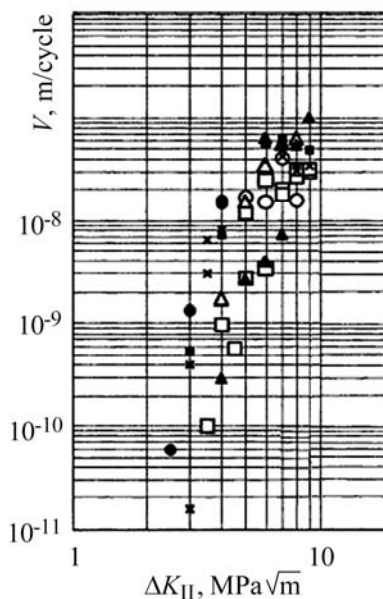
Рис. 8. Балковий зразок (а) та силова схема його циклічного навантаження (b) з прикладеним статичним стиском в напрямку паралельному до концентратора.

Fig. 8. Beam specimen (a) and its cyclic loading scheme (b) with static compressive stresses applied parallel to the notch.

Рис. 9. КДВР зразків зі сталі SUJ-2 за асиметрій навантаження $R = 0$ (○, □, ×, Δ) та $R = -1$ (●, ■, ▲).

Fig. 9. CGRC of SUJ-2 steel specimens at loading ratio $R = 0$ (○, □, ×, Δ) and $R = -1$ (●, ■, ▲).

Здійснювали випробування з використанням модернізованих компактних зразків Річарда [9] (рис. 10a) на машині Instron 1331 за циклічного навантаження з частотою 10 Hz і асиметрією $R = 0,5$. Матеріали для досліджень – сталь SAPH440 (рис. 10b). Циклічно навантажували поперечним зсувом зразки з попередньо наведеною тріщиною за механізмом нормального відриву на продовженні концентратора та без неї. Для обох варіантів тріщина росла за мішаним механізмом I+II, а кут відхилення від осі прикладеного навантаження становив $65 \dots 72^\circ$. З побудованих КДВР (рис. 11) випливає, що матеріал чинить більший опір руйнуванню під час навантаження за силовою схемою поперечного зсуву. Розраховували КІН аналітичними підходами для класичного зразка Річарда, що відрізняється від модернізованого зразка, випробуваного під час натурних експериментів. На КДВР показані точки в діапазоні швидкостей $V = 10^{-9} \dots 10^{-8}$ m/cycle, однак не зовсім коректно визначати характеристики ЦТ за механізмом II, бо росту тріщини в площині навантаження досягнути не вдалося.



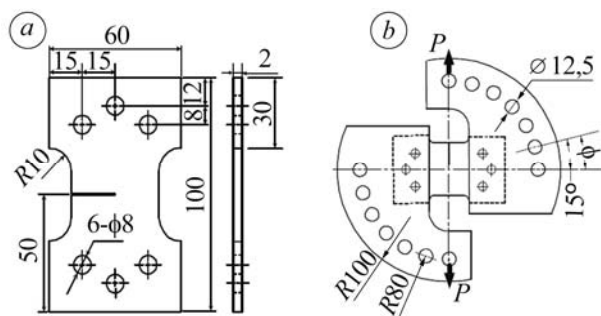


Рис. 10. Модернізований компактний зразок Річарда (a) та силова схема його навантаження (b).

Fig. 10. Modernized compact Richard's specimen (a) and its loading scheme (b).

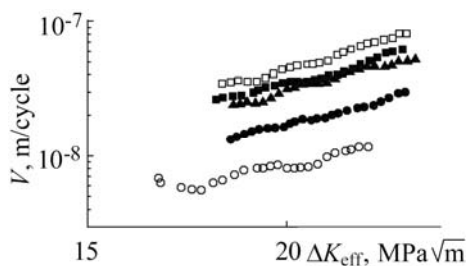


Рис. 11. КДВР сталі SAPH440 в ефективних координатах за навантаження зразків з попередньо наведеними тріщинами (■, ▲, ●) та без них (□, ○) за механізмом I при $\varphi = 0$ (□, ■), за мішаним механізмом I+II при $\varphi = 30^\circ$ (▲) та при $\varphi = 60^\circ$ (●), за механізмом II при $\varphi = 90^\circ$ (○).

Fig. 11. CGRC of SAPH440 steel in effective coordinates for precracked (■, ▲, ●) and notched (□, ○) specimens under mode I loading for $\varphi = 0$ (□, ■), under mixed mode I+II for $\varphi = 30^\circ$ (▲) and $\varphi = 60^\circ$ (●), under mode II, for $\varphi = 90^\circ$ (○).

Досліджували ріст тріщин поперечного зсуву також на циліндричних суцільних зразках (рис. 12) [15], які виготовляли зі сталі X5NiCrTi26-15 та випробовували за асиметрії циклу навантаження $R = -1$. Під час випробування трьох зразків два з них зруйнувалися за 200 циклів, один – за 100 циклів навантажень. Фрактографії отриманих зламів підтверджують втомне руйнування зразків за макромеханізмом поперечного зсуву. Проте, конфігурація зразка і силова схема його навантаження не дає змоги контролювати підростання втомної тріщини. Фронт тріщини має неправильну форму, що свідчить про нерівномірність розподілу напружень у робочій зоні за такої схеми навантаження зразка.

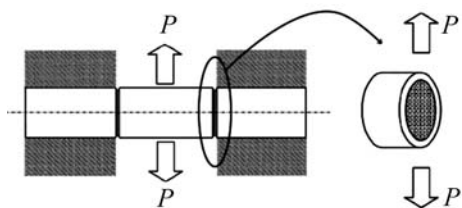


Рис. 12. Силовa схема навантаження циліндричного зразка з кільцевим концентратором.

Fig. 12. Loading scheme of a cylindrical specimen with a circumferential notch.

Відома [16] методика визначення характеристик ЦТ на консольному зразку (рис. 13a), який навантажували реверсивним згином за асиметрії $R = -1$ (рис. 13b) з частотою 6 Hz. Запропонований зразок є симетричний відносно центрального навантажувального отвору, з обох сторін якого у потоншених робочих частинах виконані шевронні надрізи під кутом 60° , в яких поширюється тріщина поперечного зсуву. Треба підкреслити, що в шевронній частині зразок стискається болтовим з'єднанням, що призводить до виникнення нормальних стискальних напружень в околі вершини концентратора. Подано модель, на підставі якої, використовуючи МСЕ, визначають КІН K_{II} . Під час встановлення порогових значень K_{II} враховують тільки ефективну складову КІН, яку визначають різницею між напруженнями, які йдуть на подолання сил тертя берегів тріщини, і номінальними напруженнями, розрахованими МСЕ. Як результат дослідження наведено фрак-

тограми зламу зразка, виготовленого зі сталі SS400, на якому видно ділянки, характерні для руйнування поперечним зсувом. Однак, незважаючи на обґрунтовану логіку постановки експерименту з втомного руйнування поперечним зсувом та подальшого визначення характеристики ΔK_{Ith} , жодних числових значень, з яких можна було б судити про циклічну тріщиностійкість досліджуваної сталі, у праці [16] не подано, що свідчить про складність такого експерименту. Мінімальна різниця в швидкості підростання протилежних тріщин в зразку призведе до зміни напружених станів біля вершин обох тріщин, що, в свою чергу, зумовить зміну амплітуди навантаження і порушення симетрії силової схеми.

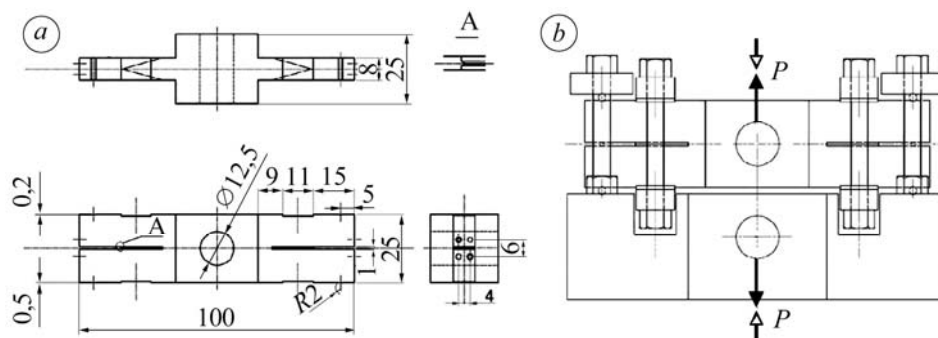


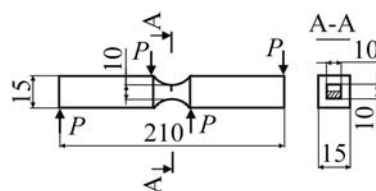
Рис. 13. Двоконсольний зразок (а) та силова схема його навантаження (b).

Fig. 13. Double-consol specimen (a) and its loading scheme (b).

Відомі [14] дослідження втомного руйнування поперечним зсувом з використанням балкового зразка типу Шарпі за схемою навантаження на чотириточковий зсув (рис. 14). Випробувавши дев'ять зразків з маловуглецевої конструкційної сталі на машині Instron 1603 за асиметрії циклу навантаження в діапазоні $R = 0,15 \dots 0,29$, для семи із них отримали зародження та ріст тріщин у вершині концентратора за мішаним механізмом I+II. Тріщина поширювалася під кутом $\sim 70^\circ$ відносно лінії концентратора. Встановили [14] порогові значення розмаху КІН ΔK_{Ith} для двох зразків, де досягнуто втомне руйнування поперечним зсувом. Оцінюючи результати досліджень, бачимо, що за поданою методикою під час побудови КДВР отримати точки на її прямолінійній ділянці складно.

Рис. 14. Зразок типу Шарпі та силова схема його навантаження.

Fig. 14. Charpy type specimen and its loading scheme.



Випробувавши за циклічного навантаження поперечним зсувом серію зразків Річарда (рис. 15a) зі сталі 17Г1С, встановили [8], що у вершині концентратора не зароджується тріщина поперечного зсуву, а одна або декілька тріщин мішаного механізму I+II з можливим подальшим галуженням. Щоб уникнути цього, модернізували експериментальний зразок та удосконалили схему його навантаження (рис. 15b). Навантажували за частоти 12 Hz і асиметрії $R = 0,2$ на випробувальній машині гідравлічного типу EUS-20, але не змогли отримати зародження та ріст зсувної тріщини. Як показали дослідження розподілу деформацій в околі вершини концентратора напружень методом цифрової кореляції зображень, максимальні деформації зосереджені у смугах, що виходять з вершини концентратора.

ра під кутом $\sim 27^\circ$ до лінії його продовження. Щоб локалізувати напруження на продовженні концентратора, що закінчувався несиметричним шевроном, з однієї сторони зразка виконали вузьку канавку U-подібного профілю шириною 1 mm. Під час циклічних випробувань зі сторони плоскої поверхні виявили зародження та підростання тріщини мішаного типу до довжини 3 mm, а зі сторони з U-подібною канавкою тріщин не спостерігали. Після подальшого циклічного навантаження упродовж 45 тис. циклів тріщина виросла до 4 mm, після чого її ріст припинився. Після поступового збільшення в 1,5 рази максимального P_{\max} та мінімального P_{\min} навантаження циклу тріщина не піростала. Проте зі збільшенням навантаження у 2 рази відбулося спонтанне руйнування зразка за механізмом поперечного зсуву. На зламі (рис. 16) видно ділянку підростання тріщини мішаного типу, яка поширювалася у шевроні, а також поверхню, утворену руйнуванням за механізмом поперечного зсуву.

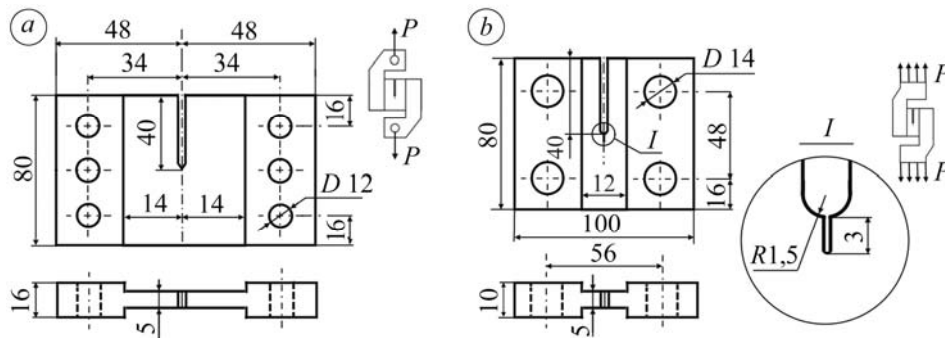


Рис. 15. Геометрія та силова схема навантаження зразка Річарда (а) і модернізованого зразка (b).

Fig. 15. Geometry and loading scheme of the Richard's specimen (a) and a modernized specimen (b).

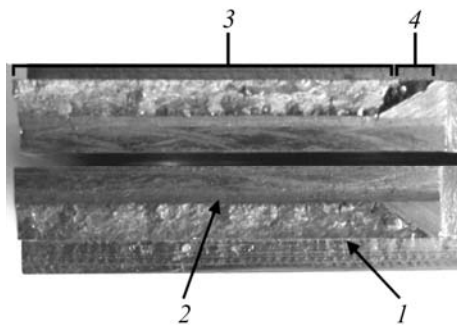


Рис. 16. Злам зразка, випробуваного за циклічних випробувань поперечним зсувом: 1, 2 – сторони плоскої поверхні та з канавкою, відповідно; 3, 4 – поверхні тріщин поперечного зсуву та змішаного типу, відповідно.

Fig. 16. Fracture of the specimen under cyclic mode II loading: 1, 2 – sides of plane surface and with a groove, respectively; 3, 4 – mode II crack and mixed mode crack surfaces, respectively.

ВИСНОВКИ

Розглянуті методики не дають змоги коректно будувати КДВР за поперечного зсуву та визначати з них характеристики ЦТ. Тому необхідно удосконалити відомі чи створити нові методи, придатні для вирішення поставлених задач. Для цього потрібно вибрати правильну форму експериментального зразка та схему його циклічного навантаження для усунення розтягальних напружень в околі вершини тріщини, що забезпечить втомне руйнування, спричинене тільки зсувними напруженнями; емпірично визначити коефіцієнт тертя берегів втомної тріщини поперечного зсуву та розв'язати контактну задачу, що дасть можливість врахувати вплив тертя берегів тріщини на КІН K_{II} для сталей різного класу міцності.

РЕЗЮМЕ. Рассмотрены работы по исследованию усталостного разрушения сталей в условиях поперечного сдвига. Проанализирован ряд методик определения характеристик циклической трещиностойкости конструкционных сталей разных классов прочности. Из анализа результатов исследований сделан вывод о необходимости совершенствования существующих или разработки новых методов построения кинетических диаграмм усталостного разрушения с учетом влияния трения берегов усталостной трещины на коэффициент интенсивности напряжений K_{II} и устранения растягивающих напряжений в окрестности вершины трещины.

SUMMARY. A literature survey on fatigue fracture of steels under transverse shear conditions is done. A number of methods for determining the crack growth resistance characteristics of structural steels with various toughness ranges are analyzed. It was concluded from the analysis of studies that it is necessary to improve existing or develop new methods for crack growth rates curves plotting taking into account the influence of the fatigue crack faces friction on the stress intensity factor K_{II} and also the elimination tensile stresses near the crack tip.

1. РД 50-345–82. Методические указания. Расчеты и испытания на прочность в машиностроении. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик трещиностойкости (вязкости разрушения) при циклическом нагружении. – М.: Изд-во стандартов, 1983. – 96 с.
2. Троценко В. Т., Покровский В. В., Прокопенко А. В. Трещиностойкость металлов при циклическом нагружении. – К.: Наук. думка, 1987. – 256 с.
3. Механика разрушения и прочность материалов: Справ. пос. в 4-х т. / Под общ. ред. В. В. Панасюка. – Т. 4: Усталость и циклическая трещиностойкость конструкционных материалов / О. Н. Романив, С. Я. Ярема, Г. Н. Никифорчин и др. – К.: Наук. думка, 1990. – 680 с.
4. Дефекти залізничних коліс / І. О. Вакуленко, В. Г. Анофрієв, М. А. Грищенко, О. П. Перков. – Дніпропетровськ: Вид-во Маковецький, 2009. – 112 с.
5. Шейнман Е. Л. Дефекты рельсов. Обзор зарубежных изданий // Путь и путевое хозяйство. – 2007. – №3. – С. 29–32.
6. Експлуатаційна довговічність залізничних коліс із високоміцної сталі / В. В. Панасюк, О. П. Остап, О. П. Дацишин та ін. // Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин. – К.: Інститут електрозварювання ім. Є. О. Патона НАН України, 2009. – С. 659–663.
7. Fatigue crack growth under mode II loading / M. O. Wang, R. H. Hu, C. F. Qian, and J. C. M. Li // Fatig. Fract. Engng. Mater. Struct. – 1995. – **18**, № 12. – P. 1443–1454.
8. Визначення характеристик тріщиностійкості сталі 17Г1С за поперечного зсуву / Я. Л. Іваницький, С. Т. Штаюра, Т. М. Ленковський, Ю. В. Мольков // Фіз.-хім. механіка матеріалів – 2013. – **49**, № 5. – С. 73–78.
9. Song S. H. and Lee J. M. Mode II fatigue crack behavior in compact tension shear specimen // Key Engng. Mater. – 2005. – **297–300**. – P. 1592–1597.
10. Bold P. E., Brown M. W., and Allen R. J. Shear mode crack growth and rolling contact fatigue // Wear. – 1991. – **144**, № 1–2. – P. 307–317.
11. Murakami Y., Sakae C., and Hamada S. Mechanism of rolling contact fatigue and measurement of ΔK_{Ith} for steels / Eds.: J. H. Beynon, M. W. Brown, Lindley et al. // Engng. Against Fatig. – Rotterdam: A. A. Balkema Publ., 1999. – P. 473–485.
12. Pinna C. and Doquet V. The preferred fatigue crack propagation mode in M250 maraging steel loaded in shear // Fatig. Fract. Engng. Mater. Struct. – 1999. – № 22. – P. 173–183.
13. Otsuka A., Fujii Y., and Maeda K. A new testing method to obtain mode II fatigue crack growth characteristics of hard materials // Fatig. & Fract. Engng. Mater. & Struct. – 2004. – **27**, № 3. – P. 203–212.
14. Hellier A. K. and Zarrabi K. On the mode II fatigue threshold for mild steel // Int. J. Fract. – 2011. – **167**, № 2. – P. 267–272.
15. Straightforward comparison of fatigue crack growth under modes II and III / J. Pokluda, B. Trattig, C. Martinschitz, and R. Pippan // Int. J. Fatig. – 2008. – № 30. – P. 1498–1506.
16. Liu M. and Hamada S. Measurement of effective stress intensity factor range of mode II fatigue crack propagation // Procedia Engng. – 2011. – № 10. – P. 1949–1954.

Одержано 30.01.2014