

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ РАЗДЕЛ

УДК 620.192.46

Прогнозування впливу попереднього термомеханічного навантаження на в'язкість руйнування теплостійкої сталі з використанням методу скінченних елементів

П. В. Ясній, Ю. І. Пиндус, В. Б. Гладь, І. Б. Окіпний, І. В. Шульган

Тернопільський національний технічний університет ім. Івана Пулюя, Тернопіль, Україна

Описано методику прогнозування впливу рівня комбінованого (із накладанням циклічної складової) попереднього термомеханічного навантаження на крихку міцність сталі 15Х2МФА. За допомогою методу скінченних елементів досліджено вплив комбінованого попереднього термомеханічного навантаження на напружено-деформований стан у вістрі втомної тріщини у пружно-пластичній постановці. Електронно-мікрофрактографічні дослідження показали, що ініціація руйнування відбувається на деякій відстані від фронту втомної тріщини. Враховуючи закономірності впливу рівня попереднього пластичного деформування на напруження відриву сталі 15Х2МФА та експериментально встановлене значення CID, запропоновано методику скінченноелементного моделювання напружено-деформованого стану у вістрі тріщини при руйнуванні зразка. За результатами моделювання методом скінченних елементів побудовано криві та запропоновано апроксимаційну формулу впливу рівня комбінованого попереднього термомеханічного навантаження на в'язкість руйнування сталі 15Х2МФА.

Ключові слова: попереднє термомеханічне навантаження, напруження відриву, метод скінченних елементів, в'язкість руйнування.

Вступ. Експериментальні дослідження впливу попереднього термомеханічного навантаження (ПТН) на міцність теплостійких сталей було започатковано у першій половині 60-х років [1]. Встановлено, що ефект ПТН полягає у зростанні крихкої міцності матеріалу, який має температуру в'язкокрихкого переходу, після попереднього перевантаження за високих температур (рис. 1).

Із літературних джерел відомо декілька теоретичних підходів до оцінки ефекту ПТН. Основними є модель Челла [2], яка базується на використанні J -інтеграла і врахуванні пластичних деформацій у вістрі тріщини після ПТН, RKR-модель [3], згідно з якою руйнування пов'язується з досягненням нормальними напруженнями на деякій характеристичній відстані r_c спереду вістря тріщини критичного значення σ_c .

У [4] закладено основи статистичного підходу до оцінки впливу ПТН, які набули розвитку у роботі [5]. У [6, 7] запропоновано імовірнісну модель впливу ПТН на в'язкість руйнування, яка враховує комплексний вплив температури ПТН та товщини зразка.

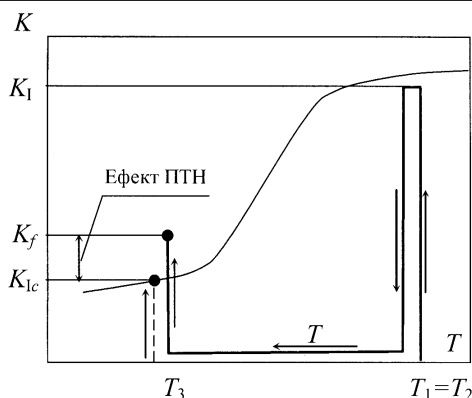


Рис. 1. Схема ПТН із повним розвантаженням.

Основними чинниками підвищення опору крихкому руйнуванню сталі типу 15Х2МФА корпусів атомних реакторів після ПТН є комплексний вплив затуплення вістря тріщини, залишкових напружень стиску та деформаційного зміцнення матеріалу у вістрі тріщини [8–10].

Відомо [11], що руйнування після ПТН починається на деякій відстані, відомій з літературних джерел як “cleavage initiation distance” (CID), від фронту тріщини за умови локального перевищення нормальними напруженнями σ_y деякого критичного значення – напруження руйнування σ_f . Встановлено взаємозв’язок між в’язкістю руйнування K_{Ic} , напруженням руйнування σ_f , величиною r_c та мікроструктурою сталі. Доведено, що мікроструктура однієї і тієї ж марки теплостійкої сталі істотно впливає на CID, σ_f та K_{Ic} .

Оскільки після ПТН тіла з тріщиною на її продовженні виникає градієнт пластичних (залишкових) деформацій, важливим є встановлення залежності напруження відриву від попередньої пластичної деформації (ППД) матеріалу.

Метою даної роботи є розробка методики прогнозування впливу ПТН на критичний коефіцієнт інтенсивності напруження (КІН) сталі 15Х2МФА на основі аналізу напружено-деформованого стану, силового критерію руйнування з урахуванням впливу ППД.

Вплив ППД на напруження відриву σ_k . Досліджували вплив ППД комбінованим розтягом (із накладанням низькоамплітудної циклічної складової) за температури 350°C на напруження відриву теплостійкої сталі 15Х2МФА ($\sigma_{0,2} = 900$ МПа, $\sigma_b = 1000$ МПа при 20°C).

Циліндричні зразки діаметром робочої частини 5 мм і базою 20 мм випробовували на сервогідролінійній машині СТМ-100. Реєстрували зусилля і поздовжню деформацію з побудовою відповідних діаграм деформування. Зразки попередньо деформували до пластичної деформації $\epsilon_{pl} = 1$ і 3% за температури 350°C одновісним розтягом із накладанням низькоамплітудного циклічного напруження розмахом $\Delta\sigma = 110$ МПа за частоти $f = 25$ Гц ($\Delta\sigma = \Delta\sigma_{max} - \Delta\sigma_{min}$, де $\Delta\sigma_{max}$ і $\Delta\sigma_{min}$ – максимальне і мінімальне напруження циклу), а потім руйнували в рідкому азоті за температури –196°C [12].

Встановлено, що напруження відриву σ_k сталі 15Х2МФА зростає у порівнянні з первісним станом після ППД комбінованим розтягом до 1%.

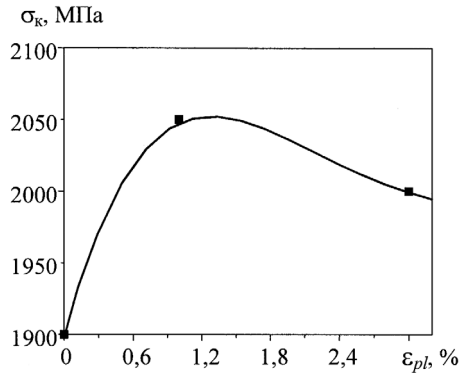


Рис. 2. Залежність напруження відриву сталі 15X2МФА від ППД комбінованим розтягом при 350°C; точки – експеримент; крива – апроксимація.

Подальше підвищення ППД зменшує σ_k , проте воно залишається більшим порівняно з недеформованим матеріалом (рис. 2). Для інтерполяції проміжних значень використовували апроксимацію експериментальних даних степеневим поліномом.

Комбіноване ПТН компактних зразків товщиною 19 мм здійснювали за температури $T_1 = 350^\circ\text{C}$ до рівня $\bar{K}_1 = K_1/K_Q^{5\%} = 0,85$, а також при $\Delta K = 20 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ і частоті $f = 25 \text{ Гц}$ (K_1 – максимальний КІН при дії термомеханічного навантаження; $K_Q^{5\%}$ – критичне значення КІН, визначене за допомогою 5%-ної січної на діаграмі руйнування при температурі 350°C). Після цього зразок розвантажували, охолоджували до кімнатної температури і руйнували за одновісного розтягу.

Мікроструктурі дослідження. Відомо, що при монотонному зростанні навантаження спереду вістря втомної тріщини утворюється вузька зона розміром до десятків мікрометрів. Вперше цю зону було досліджено в [13]. В англійській літературі вона відома як “stretch zone width” (SZW), у вітчизняній – як “зона витягування”. Зона витягування відіграє роль бар’єрної ділянки, яка забезпечує досягнення відповідного рівня в’язкості руйнування на початковій стадії підростання тріщини [14]. Також відомо, що за квазістатичного навантаження зразка з втомною тріщиною руйнування відбувається за механізмом зустрічного руйнування [15]. Тобто воно ініціюється на деякій відстані спереду фронту тріщини і поширюється як у напрямку росту тріщини, так і в зустрічному (у напрямку фронту втомної тріщини). Зазначимо, що поширення тріщини у зустрічному напрямку є руйнуванням попередньо сформованої, при поступовому зростанні навантаження, зони витягування.

При початковому формуванні зони витягування внаслідок значного локального пластичного деформування в матеріалі утворюються мікропори, розтріскуються включення, які при подальшому зростанні навантаження призводять до руйнування за в’язким механізмом шляхом злиття мікропор.

Для встановлення взаємозв’язку між відстанню від фронту втомної тріщини до місця ініціації руйнування та напруженням руйнування сталі 15X2МФА досліджували поверхні руйнування (злами) зразків із використанням растрового електронного мікроскопа РЕМ-106И SELMI.

На рис. 3,а представлено типову поверхню руйнування компактного зразка з тріщиною зі сталі 15Х2МФА за квазістатичного розтягу після ПТН. Можна виділити три механізми руйнування: втомне (при попередньо вирощеній тріщині); в'язке і квазікрихке (після квазістатичного розтягу). Необхідно відмітити, що вказані механізми мають місце на поверхні руйнування зразка з тріщиною без ПТН (рис. 3,б).

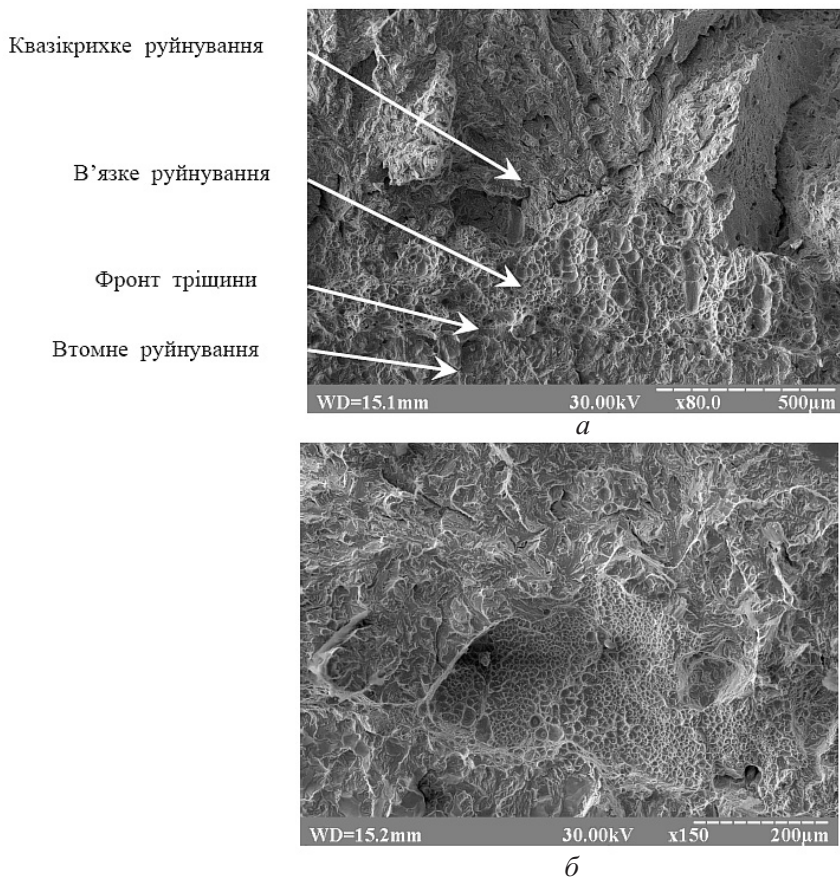


Рис. 3. Поверхня руйнування зразка зі сталі 15Х2МФА в околі вістря попередньо вирощеної втомної тріщини за квазістатичного розтягу після ПТН – а і без ПТН – б.

У результаті фрактографічних досліджень встановлено, що ініціювання руйнування сталі 15Х2МФА у всіх випадках відбувається на деякій відстані від фронту тріщини (рис. 4) за механізмом мікросколу. Відзначимо, що таких місць вздовж фронту тріщини може бути декілька, але відстань *CID* приблизно однакова. Визначено, що середнє значення *CID* як після ПТН, так і без ПТН становить приблизно 300 мкм, або 2-3 розміри зерна сталі 15Х2МФА. Середній розмір зерна досліджуваної сталі сягає 100...150 мкм [16].

Адаптація скінченноелементної сітки для моделювання НДС у вістрі тріщини. Напружено-деформований стан (НДС) у вістрі тріщини моделювали з використанням програмного комплексу ANSYS, який базується на методі скінченних елементів (МСЕ). Поведінку матеріалу відтворювали за допомогою восьмивузлового двовимірного скінченного елемента Plane 82 з

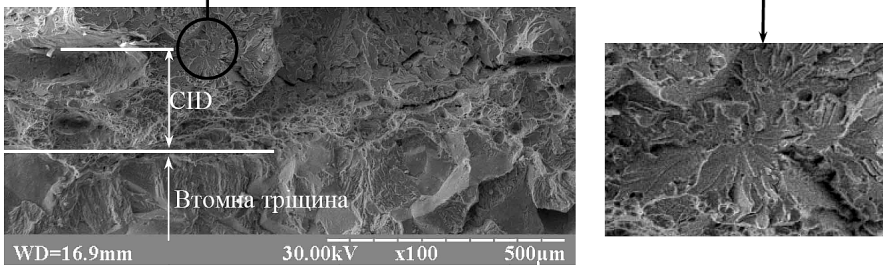


Рис. 4. Відстань від фронту втомної тріщини до місця ініціації руйнування CID за квазі-статичного розтягу.

кінематичним (трансляційним) зміцненням, у якому використовується критерій текучості Мізеса та асоціативний закон текучості. Розрахунки проводили за умов плоскої деформації.

У цьому варіанті пластичної поведінки матеріалу використовували модель Бесселінга або полілінійну модель напруження–деформації, яка описує ефект Баушінгера (рис. 5). Припускається, що діаграма деформування складається з окремих ділянок, комбінація яких дає змогу моделювати складну поведінку матеріалу. На рис. 5 подано спрощену триділянкову модель.

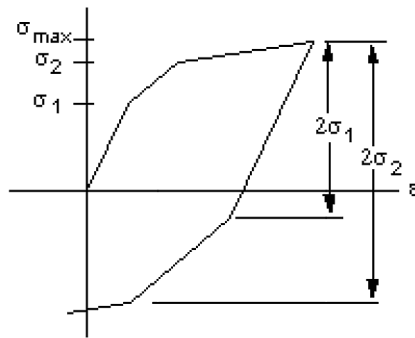


Рис. 5. Полілінійна модель матеріалу з кінематичним (трансляційним) зміцненням.

Для моделювання поведінки сталі 15X2МФА її істинні експериментальні діаграми розтягу (рис. 6) за різних температур розбивали на криві з 12 відрізків. Ітераційний алгоритм обчислення приросту пластичних та пружних деформацій на кожному кроці навантаження описано в [17].

Для вибору ступеня згущення скінченноелементної сітки у вістрі тріщини розраховували нормальні напруження σ_y на продовженні вістря тріщини за різних кроків сітки (8,33; 12,5; 25; 50 мкм) та зіставляли їх з аналітичними розрахунками. Для цього створили скінченноелементну модель плоского зразка (ширина 100 мм, довжина 300 мм) з центральною тріщиною напівдовжиною $l = 28$ мм, який навантажували розтягом ($\sigma_n = 300$ МПа).

При розрахунках використовували істинну діаграму деформування сталі 15X2МФА за температури 20°C (на рис. 6 крива 1). Результати обчислень нормальних напружень σ_y за різних кроків сітки наведено на рис. 7. Очевидно, що криві збігаються на відстані 100 мкм від вістря тріщини (на рис. 7 криві 1–4), тобто меншій, ніж CID, що свідчить про можливість використання

сітки з кроком 50 мкм для вирішення поставленої задачі. Проте, для подальших розрахунків використовували сітку з кроком 25 мкм, оскільки подальше її згущення призводить до сингулярності напружень безпосередньо у вістрі тріщини (на рис. 7 криві 1, 2).

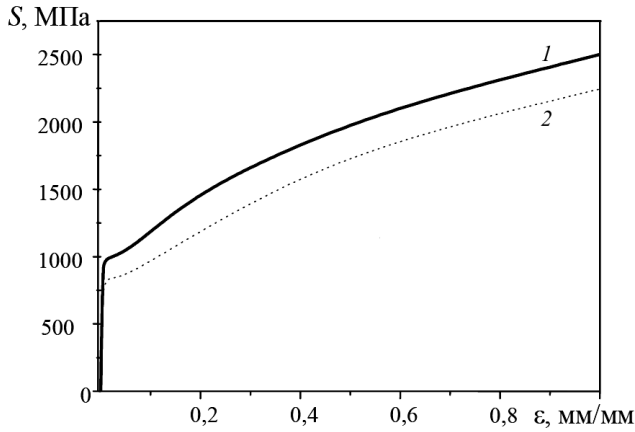


Рис. 6. Істинні діаграми деформування розтягом теплостійкої сталі 15Х2МФА при 20°С (1) і комбінованим розтягом при 350°С (2).

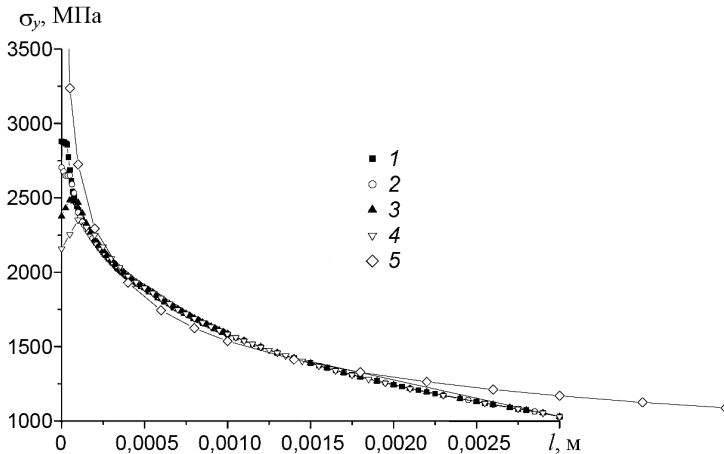


Рис. 7. Числові (1–4) та аналітичні за моделлю Хатчинсона–Райса–Розенгрена (5) розрахунки розподілу нормальних напружень σ_y спереду вістря тріщини: 1 – крок сітки 8,33 мкм; 2 – 12,5 мкм; 3 – 25 мкм; 4 – 50 мкм.

Отримані числові розрахунки σ_y порівнювали з аналітичними за відомою моделлю Хатчинсона–Райса–Розенгрена [8, 18] (на рис. 7 крива 5):

$$\sigma_y = \sigma_{\text{пр}} \left(\frac{EJ}{I\alpha\sigma_{\text{пр}}^2 l} \right)^{1/(n+1)} \tilde{\sigma}_y(\Theta, n), \quad (1)$$

де J – інтеграл, обчислений по контуру вістря тріщини, $J = 0,06$ Н/мм; α , n – коефіцієнт та показник деформаційного зміцнення, обчислені за діаграмою деформування сталі при $T = 20^\circ\text{C}$ (на рис. 6 крива 1), $\alpha = 9,12$, $n = 3,02$; I –

безрозмірна функція від показника деформаційного зміцнення [8], $I = 4,6$; E – модуль пружності, $E = 2 \cdot 10^5$ МПа; $\tilde{\sigma}_y(\Theta, n) = 2,46$ – значення нормованої функції від кута $\Theta = 0$ та n ; $\sigma_{пр}$ – границя пружності матеріалу, $\sigma_{пр} = 750$ МПа.

Задовільний збіг числових та аналітичних розрахунків (рис. 7) свідчить про можливість використання описаної методики, яка базується на МСЕ, для оцінки НДС на відстані CID спереду вістря тріщини.

Моделювання ПТН з використанням МСЕ. На рис. 8,а приведено повномасштабну скінченноелементну симетричну модель половини компактного зразка з тріщиною для розрахунків МСЕ, на рис. 8,б – схему компактного зразка з тріщиною для випробувань.

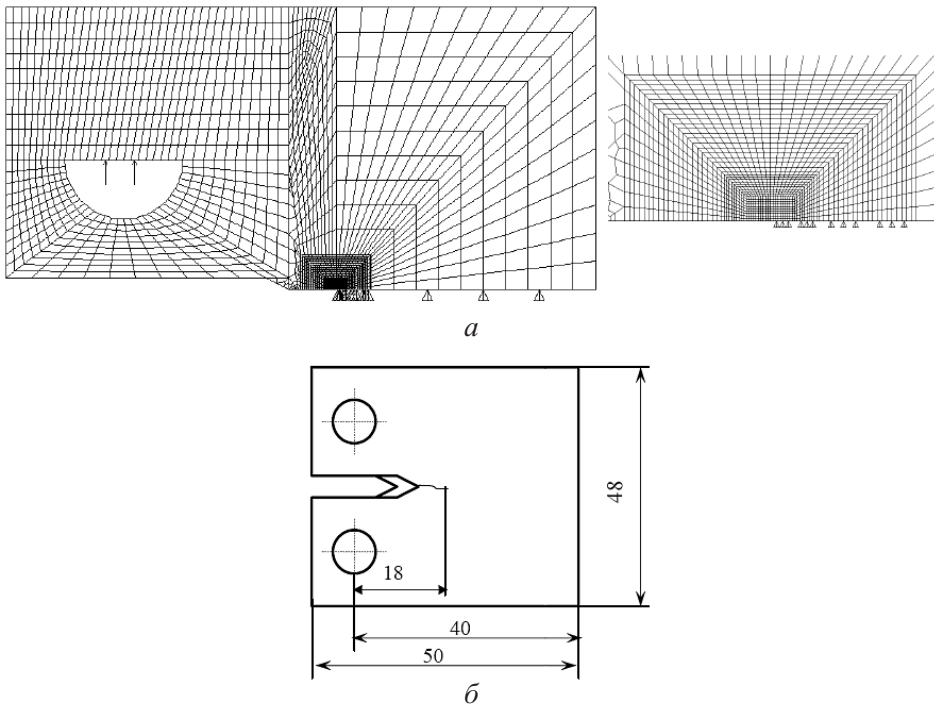


Рис. 8. Скінченноелементна модель (а) і основні розміри (б) компактного зразка з тріщиною.

З урахуванням вищенаведених міркувань у вістрі тріщини сітку елементів згущували до розміру елемента 25 мкм, що відповідає приблизно чверті розміру зерна сталі 15Х2МФА [16]. Зусилля прикладали до горизонтальної площадки половини отвору під захоплювач у вигляді еквівалентного тиску (рис. 8,а). Переміщення площини росту тріщини обмежували у вертикальному напрямку. Площину, вільну від обмежень, приймали за тріщину.

При підвищенні температури від 20 до 350°C діаграма деформування сталі за комбінованого розтягу зміщується вниз (рис. 6), будували її по верхній обвідній кривій. Комбіноване ПТН моделювали за температури 350°C, надавши матеріалу властивостей згідно з діаграмою деформування (на рис. 6 крива 2), після комбінованого ПТН матеріалу надавали властивостей при 20°C (на рис. 6 крива 1).

Методом скінченних елементів досліджували вплив максимального КІН при комбінованому ПТН на K_f при 20°C.

На рис. 9 наведено криві розподілу нормальних напружень σ_y й інтенсивності напружень σ_i спереду вістря тріщини (у напрямку росту тріщини) без ПТН та з урахуванням комбінованого ПТН при максимальному КІН $K_{\max} = 80 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$. Це значення КІН відповідає K_{Ic} зразка без ПТН. На відстані $CID = 300 \text{ мкм}$ від вістря тріщини (рис. 9) при збільшенні K_I за комбінованого ПТН нормальні напруження й інтенсивність напружень при повторному навантаженні при 20°C суттєво знижуються.

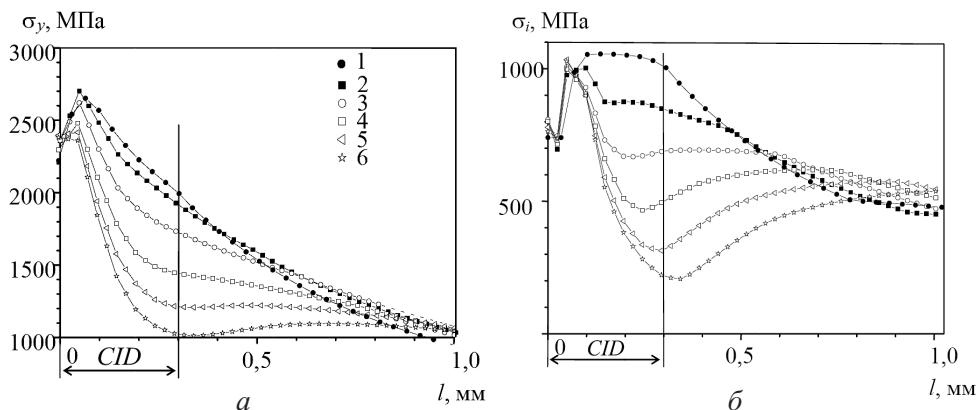


Рис. 9. Розподіл нормальних напружень σ_y (а) та інтенсивності напружень σ_i (б) у вістрі тріщини при $K_{\max} = 80 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ після комбінованого ПТН: 1 – $K_I = 0$; 2 – $K_I = 70 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$; 3 – $K_I = 80 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$; 4 – $K_I = 90 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$; 5 – $K_I = 100 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$; 6 – $K_I = 110 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$.

Очевидно, що для досягнення рівня напружень, що мали місце на відстані CID при $K_{\max} = 80 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ за відсутності ПТН, потрібно збільшити прикладене зусилля. Окрім того, припускаючи, що ініціювання руйнування відбудеться на відстані CID , необхідно враховувати деформаційне зміцнення матеріалу на цій відстані. Тобто, для того щоб ініціювати руйнування, необхідно задовольнити умову: руйнування почнеться на відстані CID при досягненні нормальними напруженнями σ_y рівня напруження відриву σ_k з урахуванням ППД матеріалу на відстані CID . Із цією метою МСЕ визначали розподіл пластичних деформацій ε_{pl} у напрямку росту втомної тріщини за різних рівнів комбінованого ПТН після розвантаження зразка. Використовуючи апроксимаційну криву σ_k від ε_{pl} (рис. 2) після ППД, визначали σ_k в залежності від відстані до вістря тріщини на її продовженні. Вказані розрахунки проводили для кожного рівня комбінованого ПТН.

Із рис. 10 випливає, що напруження відриву σ_k матеріалу після комбінованого ПТН зменшуються зі зростанням відстані від вістря тріщини. На відстані CID значення σ_k більші для матеріалу без ППД. Тобто для оцінки впливу рівня комбінованого ПТН на K_f необхідно враховувати деформаційне зміцнення матеріалу у вістрі тріщини.

На рис. 11 наведено отриманий МСЕ розподіл нормальних напружень у вістрі тріщини після комбінованого ПТН із $K_I = 100 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ при зростанні

K_{\max} . Там же вертикальною лінією позначено відстань CID до місця ініціювання руйнування. Для визначення навантаження руйнування ітеративно збільшували навантаження на зразок до досягнення нормальними напруженнями величини σ_k на відстані CID з урахуванням ППД, тобто до $K_{\max} = 103 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$. Таким чином припускали, що це значення і є критичний КІН K_f сталі після комбінованого ПТН із $K_I = 100 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$.

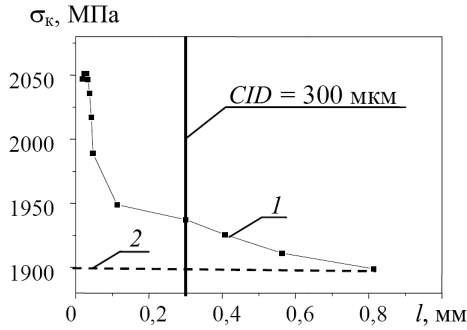


Рис. 10. Залежність напруження відриву сталі 15Х2МФА від відстані до вістря тріщини на її продовженні після комбінованого ПТН при $K_I = 100 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ (1) та для недеформованого матеріалу (2).

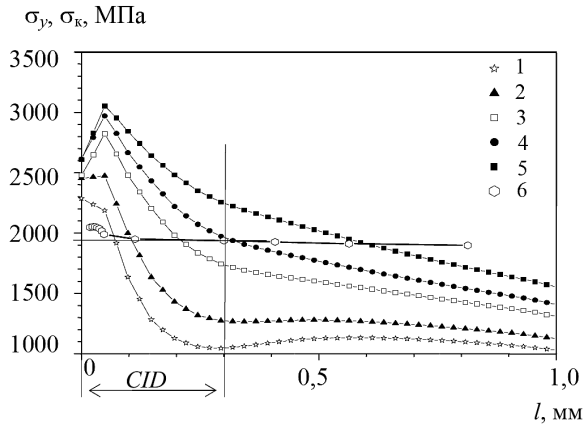


Рис. 11. Розподіл нормальних напружень (1–5) і напруження відриву σ_k (6) у вістрі тріщини після комбінованого ПТН при $K_I = 100 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$: 1 – $K_{\max} = 70 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$; 2 – $K_{\max} = 80 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$; 3 – $K_{\max} = 90 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$; 4 – $K_{\max} = 103 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$; 5 – $K_{\max} = 110 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$.

За описаною схемою МСЕ моделювали НДС у вістрі втомної тріщини після комбінованого ПТН при $K_{\max} = 700 \dots 110 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ із кроком $10 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$.

За допомогою МСЕ отримано залежність K_f від рівня комбінованого ПТН K_I (рис. 12). Для зручності аналізу залежність будували у безрозмірних координатах як відношення K_f/K_{Ic}^* при температурі 20°C та K_I/K_{Ic}^{**} при 350°C . Очевидно, що зі збільшенням рівня комбінованого ПТН K_f/K_{Ic}^* відбувається зростання K_I/K_{Ic}^{**} .

Для апроксимації розрахованих МСЕ даних використали степеневу функцію

$$\frac{K_f}{K_{Ic}^*} = 1 + C \left(\frac{K_I}{K_{Ic}^{**}} \right)^n, \quad (2)$$

де $C = 0,74$, $n = 3,74$ – параметричні коефіцієнти, отримані методом найменших квадратів; K_{Ic}^* , K_{Ic}^{**} – в’язкість руйнування матеріалу за квазістатичного розтягу при 20 та 350°C відповідно.

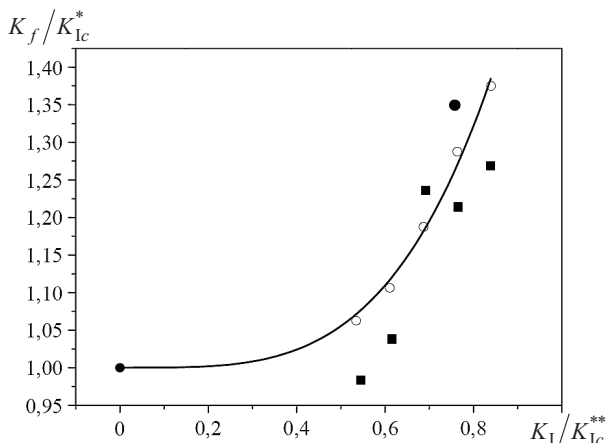


Рис. 12. Залежність впливу перевантаження K_I за комбінованого ПТН на критичний КІН K_f сталі 15X2МФА: ○ – розрахунки МСЕ; ● – апроксимація; ■ – експеримент.

Результати моделювання впливу ПТН на крихке руйнування теплостійкої сталі 15X2МФА(II) задовільно збігаються з експериментом і даними, отриманими за моделлю, описаною в роботі [19] (на рис. 12 темні точки).

Висновки

1. Показано, що ініціювання руйнування за розтягу компактних зразків зі сталі 15X2МФА, у тому числі і після ПТН, відбувається приблизно на відстані $CID \approx 300$ мкм від фронту тріщини за механізмом мікросколу.

2. Запропоновано методика прогнозування впливу комбінованого ПТН на в’язкість руйнування теплостійкої сталі 15X2МФА.

3. Встановлено, що зі зростанням рівня K_I комбінованого ПТН опір крихкому руйнуванню K_f сталі 15X2МФА зростає.

4. Проведено числові розрахунки залежності критичного КІН K_f сталі 15X2МФА від максимального КІН K_I за комбінованого ПТН. Отримано задовільний збіг результатів моделювання впливу ПТН на крихке руйнування теплостійкої сталі 15X2МФА (II) з експериментальними даними і розрахунковими.

Резюме

Предложена методика прогнозирования влияния комбинированного (с наложением циклической составляющей) предварительного термомеханического нагружения на критический коэффициент интенсивности напряжений тепло-

устойчивой стали 15X2МФА. С использованием метода конечных элементов исследовано влияние комбинированного предварительного термомеханического нагружения на напряженно-деформированное состояние в вершине трещины в упругопластической постановке. Электронно-микрофрактографические исследования показали, что инициация разрушения происходит на некотором расстоянии от фронта усталостной трещины. По результатам моделирования методом конечных элементов построены кривые и предложена аппроксимационная формула влияния уровня комбинированного предварительного термомеханического нагружения на критический коэффициент интенсивности напряжений стали 15X2МФА.

1. *Brothers A. J. and Yukawa S.* The effect of warm prestressing on notch fracture strength // *J. Basic Eng., Trans. ASME, Ser. D.* – 1963. – **85**. – P. 97 – 104.
2. *Chell G. G., Haigh J. R., and Vitek V.* A theory of warm prestressing: experimental validation and the implication for elastic plastic failure criteria // *J. Fracture.* – 1981. – **17**, No. 1. – P. 61 – 81.
3. *Ritchie R. O., Knott J. F., and Rice J. R.* On the relationship between critical tensile stress and fracture toughness in mild steel // *J. Mech. Phys. Solids.* – 1973. – **21**, No. 6. – P. 395 – 410.
4. *Beremin F. M.* Numerical modelling of warm prestress effect using a damage function for cleavage fracture // *Proc. 5th Int. Conf. on Fracture (ICF-5).* – Vol. 2. – Oxford: Pergamon Press, 1981. – P. 825 – 832.
5. *Leferve W., Barbier G., Masson R., and Rousselier G.* A modified Beremin model to simulate the warm pre-stress effect // *Nuclear Eng. Design.* – 2002. – **216**, No. 1-3. – P. 27 – 42.
6. *Margolin B. Z., Gulenko A. G., and Shevtsova V. A.* Probabilistic model for fracture toughness prediction for nuclear pressure vessels // *Int. J. Press. Vess. Piping.* – 1998. – **75**, No. 4. – P. 307 – 320.
7. *Margolin B. Z., Gulenko A. G., and Shevtsova V. A.* Improved probabilistic model for fracture toughness prediction based on the new local fracture criteria // *Ibid.* – No. 12. – P. 843 – 855.
8. *Ясній П. В.* Пластично деформовані матеріали: втота і тріщинотривкість. – Львів: Світ, 1998. – 292 с.
9. *Покровский В. В., Иванченко А. Г.* Влияние предварительного термомеханического нагружения на повышение сопротивления хрупкому разрушению теплоустойчивых сталей // *Пробл. прочности.* – 1999. – № 2. – С. 126 – 138.
10. *Покровский В. В., Иванченко А. Г.* Прогнозирование влияния предварительного термомеханического нагружения на повышение сопротивления хрупкому разрушению конструкционных теплоустойчивых сталей с трещинами. Сообщ. 1. Модель и методика расчета эффекта предварительного термомеханического нагружения // Там же. – 2002. – № 6. – С. 96 – 106.

11. *Yang Von-Jon, Lee Bong-Sang, Oh Yong-Jun, et al.* Microstructural parameters governing cleavage behaviors in the ductile-brittle transition region in reactor pressure vessel steels // *Mater. Sci. Eng.* – 2004. – **A379**. – P. 17 – 26.
12. *Гуцайлюк В., Окіпний І., Ясний О.* Вплив попереднього комбінованого розтягу на напруження сколювання // *Вісн. Терн. держ. техн. ун-ту.* – 2004. – № 4. – С. 19 – 25.
13. *Spitzig W. A.* A fractographic feature of plane-strain fracture in 0.45C–Ni–Cr–Mo steels // *Trans. ASM.* – 1968. – **61**. – P. 344 – 349.
14. *Степаненко В. А., Штукатурова А. С., Ясний П. В.* Стереофрактографическое исследование зоны статического страгивания и динамического скачка усталостной трещины в корпусной стали // *Физ.-хим. механика материалов.* – 1983. – № 6. – С. 71 – 75.
15. *Владимиров В. И.* Физическая природа разрушения металлов. – М.: Металлургия, 1984. – 280 с.
16. *Ясний П. В., Гладько В. Б., Гуцайлюк В. Б.* Вплив пружно-пластичного деформування на дислокаційну структуру сталі 15Х2МФА // *Пробл. прочности.* – 2003. – № 6. – С. 30 – 38.
17. *Release 11.0.* Documentation for ANSYS. Theory Reference. Ch. 4. Structures with Material Nonlinearities.
18. *Rice J. R. and Rosengren J. F.* Plane strain deformation near crack tip in a power-law hardening materials // *J. Mech. Phys. Solids.* – 1968. – **16**, No. 1. – P. 1 – 12.
19. *Hahn G. T., Hoagland R. G., and Rosenfeld A. R.* The variation of K_{Ic} with temperature and loading rate // *Met. Trans.* – 1971. – **2**, No. 2. – P. 537 – 541.

Поступила 06. 06. 2007