

УДК 621.165.5

Ю. Ткачук; П. Рожакхеды², канд. техн. наук; Р. Белезнаї²,
канд. техн. наук; О. Студент³, докт. техн. наук

¹Луцький національний технічний університет, Україна

²Інститут логістики та виробничих систем ім. Б. Золтана, Мішкольц, Угорщина

³Фізико-механічний інститут ім. Г. В. Карпенка НАН України

СТАТИЧНА ТРІЩИНОСТІЙКІСТЬ ЛОПАТОК ПАРОВИХ ТУРБІН

Резюме. З використанням методу J -інтеграла оцінено статичну тріщиностійкість сталі 20X13 лопаток парових турбін у вихідному стані та після $\sim 3 \cdot 10^5$ год експлуатації. На основі побудованих R -кривих для експлуатованої і неексплуатованої сталей показано відмінності між ними, пов'язані з інтенсивною деградацією металу внаслідок експлуатації. Проаналізовано поверхні зламів зразків, випробуваних на статичну тріщиностійкість, та виявлено основні фрактографічні елементи, пов'язані з деградацією сталі в експлуатаційних умовах.

Ключові слова: статична тріщиностійкість, метод J -інтеграла, деградація.

Yu. Tkachuk, P. Rózsahegyı, R. Beleznai, O. Student

FRACTURE TOUGHNESS OF STEAM TURBINE BLADES

The summary. Using the J -integral method the static crack growth resistance of the 20Kh13 steel in the virgin state and after $3 \cdot 10^5$ h service as blades in the steam turbine was estimated. Based on the building J_R -curves for the exploited and unexploited steels were shown the differences between them caused by its intensive degradation during exploitation. The fracture surfaces obtained after static crack growth resistance test of specimens were analyzed. The main fractographic elements concerned with degradation of steel in operation condition were revealed.

Key words: fracture toughness, the J -integral method, degradation.

Вступ. Основною причиною пошкодження лопаток парових турбін під час їх експлуатації є зародження в них тріщин та їх поширення до критичної величини [1]. Їх виникнення пов'язують з: поширенням вібрацій від робочої частини лопаток у глибину хвостового з'єднання [2], високим рівнем статичних напружень розтягу і згину [3], концентрацією напружень [4], втомуою за високої асиметрії циклу навантаження, фретинг-утомою, корозійною втомуою [5], кавітаційно-ерозійним зношуванням [6] тощо. З огляду на це роботоздатність металу лопаток парових турбін перед та після експлуатації оцінювали за механічними [7] і корозійно-механічними властивостями [8], корозійно-втомною довговічністю [9] та характеристиками циклічної тріщиностійкості [10]. Разом з тим, оскільки уникнути впливу значних статичних навантажень під час експлуатації лопаток у паровій турбіні практично неможливо, то важливим аспектом оцінювання їх технічного стану та обґрунтування правомірності продовження ресурсу є дослідження статичної тріщиностійкості деградованого металу.

Методичні аспекти досліджень. Дослідили сталь 20X13 у вихідному стані та після $3 \cdot 10^5$ год експлуатації в лопатках 22-го ступеня парової турбіни К-100-90. Хімічний склад сталі у вихідному стані та після експлуатації наведено в таблиці 1.

Таблиця 1. Хімічний склад сталі 20X13 лопаток парової турбіни, мас. %

Стан металу	C	Cr	Ni	Mo	Si	Mn	S	P	Cu	Ti	Fe
Вихідний стан	0,22	13,4	0,36	0,1	0,6	0,5	0,025	0,03	—	0,07	Решта
Експлуатований	0,21	13,72	0,34	0,11	0,77	0,36	0,075	0,055	0,16	0,09	Решта

Балкові заготовки зразків зі сталі 20Х13 у вихідному стані виготовляли з прутків діаметром 30 мм фрезеруванням з припуском на шліфування по 0,5 мм на кожну зі сторін. Перед шліфуванням заготовки термічно обробляли за прийнятою технологією термічного оброблення лопаток шляхом дворазової нормалізації. Під час першої з них відбувалася високотемпературна (за температури 1030...1050 °С упродовж 8 год) гомогенізація сталі, а під час другої (1030...1050 °С упродовж 2 год) і наступного тригодинного відпуску за температури 730 °С формувалися її остаточні механічні властивості [11-13]. Заготовки зразків з експлуатованого металу вирізували з пера лопаток, орієнтуючи їх уздовж них (рис. 1), а зразки виготовляли, керуючись ГОСТом 25.506-85.

Статичну тріщиностійкість сталі визначали за кімнатної температури на повітрі з використанням методу J -інтеграла. Для випроб використали балкові зразки товщиною $B = 8$, висотою $W = 15$ і довжиною $L = 90$ мм з попередньо наведеною втомною тріщиною довжиною $a_0 = 0,45 \cdot W$ (рис. 2). При цьому було дотримано умову правомірності застосування J -інтеграла ($B > 25 \cdot J_{Ic} / \sigma_y$, де $\sigma_y = (\sigma_{0,2} + \sigma_B) / 2$). Зразки

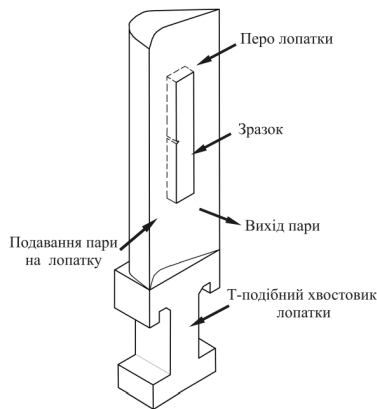


Рисунок 1

Рисунок 1. Схема вирізування зразків з експлуатованої лопатки парової турбіни

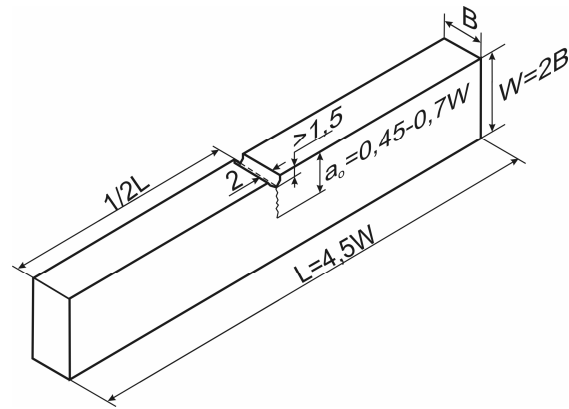


Рисунок 2

Рисунок 2. Зразок для випроб на статичну тріщиностійкість

навантажували за схемою триточкового згину за відстані між опорами 60 мм ($S = 4W$). Під час навантаження одночасно фіксували силу F та зміну податливості зразка і розкриття берегів тріщини внаслідок її підростання Δa . Швидкість навантаження і розвантаження зразків становила $3,3 \cdot 10^{-5}$ м/с. Для визначення критичного значення J -інтеграла, що відповідає старту тріщини, будували J_R -криві (залежності поточного рівня J -інтеграла J_k від підростання тріщини Δa) [15]. Для цього використали відому методику багаторазового часткового розвантаження зразків [14]. Під час кожного часткового розвантаження зразка визначали приріст тріщини в ньому Δa упродовж попереднього етапу навантаження і відповідне йому значення J_k . За отриманими значеннями будували J_R -криві. Точка перетину J_R -кривої з прямою $J = M \cdot \Delta a$ (де $M = 4 \cdot \sigma_y$), проведеною через початок координат, характеризує енерговитрати на старт статичного підростання тріщини J_i , а з прямою, проведеною паралельно до цієї прямої, але через точку $\Delta a = 0,2$ мм, відповідає значенню $J_{0,2}$, яку прийнято вважати за J_{Ic} . Довжину тріщини a_k визначали за зміною податливості зразка C_k під час часткового його розвантаження в k -му циклі зі співвідношення

$$a_k / W = 0,99975 - 3,9504 \cdot U_\chi + 2,982 \cdot U_\chi^2 - 3,21408 \cdot U_\chi^3 + 51,51564 \cdot U_\chi^4 - 113,03 \cdot U_\chi^5,$$

де $U_\chi = S / 4 \cdot B \cdot W \cdot E \cdot C_k$; E – модуль Юнга; $C_k = \Delta V_k / \Delta P_k$; ΔV_k – зміна розкриття берегів тріщини за відповідної зміни сили ΔP_k під час часткового розвантаження зразка. Відповідне значення J_k визначали як

$$J_k = \frac{K_k^2(1-\nu^2)}{E} + J_{pl(k)};$$

$$\partial e \quad K_k = \left[\frac{P_k S}{BW^{3/2}} \right] f(a_k/W);$$

$$f(a_k/W) = \frac{3(a_k/W)^{1/2} [1.99 - (a_k/W)(1 - a_k/W)(2.15 - 3.93(a_k/W) + 2.7(a_k/W)^2)]}{2(1 + 2a_k/W)(1 - a_k/W)^{3/2}}$$

$$J_{pl(k)} = \left[J_{pl(k-1)} + \frac{2}{b_{k-1}} \left(\frac{A_{pl(k)} - A_{pl(k-1)}}{B} \right) \right] \left[1 - \frac{a_k - a_{k-1}}{b_{k-1}} \right]$$

де: $b_k = W - a_k$; $A_{pl(k)} = A_{pl(k-1)} + [F_k - F_{k-1}] [V_{pl(k)} - V_{pl(k-1)}] / 2$.

J_{pl} – пластична складова J -інтеграла; A_{pl} – пластична складова площі під діаграмою навантаження без урахування пружної складової.

Результати випроб на статичну тріщиностійкість. Діаграми навантаження зразків, виготовлених зі сталі 20X13 у вихідному стані та з лопаток парових турбін після $\sim 3 \cdot 10^5$ год їх експлуатації, відчутно відрізнялися між собою (рис. 3). По-перше, попри ідентичні умови навантаження зразки з експлуатованого металу руйнувалися після меншої кількості циклів часткового розвантаження. По-друге, те, що в експлуатованій сталі максимум діаграми навантаження по силі розташовується лівіше за отриманий для неексплуатованої сталі, може означати, що старт тріщини в ній відбувається швидше, ніж в неексплуатованій. Адже з досвіду випроб на статичну тріщиностійкість відомо, що коли діаграма навантаження переходить через максимум, то підростання тріщини фіксується вже обов'язково. А враховуючи те, що J -інтеграл визначається за площею під діаграмою, то це може свідчити про нижчу тріщиностійкість експлуатованої сталі, спричиненої її деградацією. Проте підростання тріщини в експлуатованій сталі могло початися задовго до досягнення максимального рівня навантаження. Для з'ясування цього для обох варіантів сталі побудували J_R -криві (рис. 4). З їх аналізу прийшли до висновку, що робота, яка витрачається на старт субкритичного росту тріщини з вершини попередньо наведеної втомної тріщини (її характеризує рівень J_i) в експлуатованій сталі майже на 17 % нижча, ніж для сталі у вихідному стані (відповідно 175 і 210 кДж/м²). Крім того, докритичний ріст тріщини в експлуатованій сталі відбувався стрибкоподібно, про що свідчить більший розкид даних на J_R -кривій.

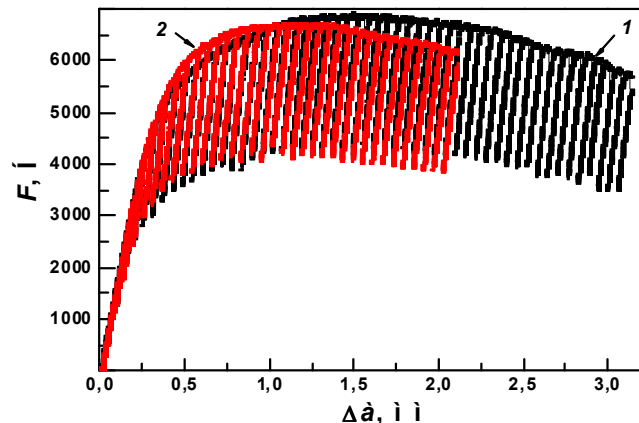


Рисунок 3. Криві навантаження F від приросту тріщини Δa для сталі 20X13 у вихідному стані (1) та після $\sim 3 \cdot 10^5$ год експлуатації (2)

Згідно з нормативними документами, якими керуються під час визначення статичної тріщиностійкості конструкційних матеріалів, користуються показником $J_{0,2}$. Такий підхід є виправданим, коли J_R -криві досліджуваних сталей досить пологі й не

перетинаються. У випадку ж стрімких J_R -кривих або за їх перетину такий підхід може докорінно спотворити результат випроб і не лише кількісно, а й якісно дезінформувати щодо статичної тріщиностійкості порівнюваних матеріалів. Зокрема у нашому випадку статична тріщиностійкість $J_{0,2}$ для експлуатованої сталі виявилася навіть вищою за отриману для сталі у вихідному стані. Такий результат загострює увагу на фізичному змісті самого J -інтеграла. Адже за наявності підростання тріщини J -інтеграл втрачає фізичний зміст як характеристика енергозатрат на старт статичного підростання з вершини утомної тріщини. І лише за J -інтегралом, визначеним у момент його зародження J_i , можна судити про статичну тріщиностійкість досліджуваного металу. Адже саме за цим показником статична тріщиностійкість експлуатованої сталі нижча ніж неексплуатованої, що дає змогу оцінити міру її деградації під час її експлуатації в паровій турбіні.

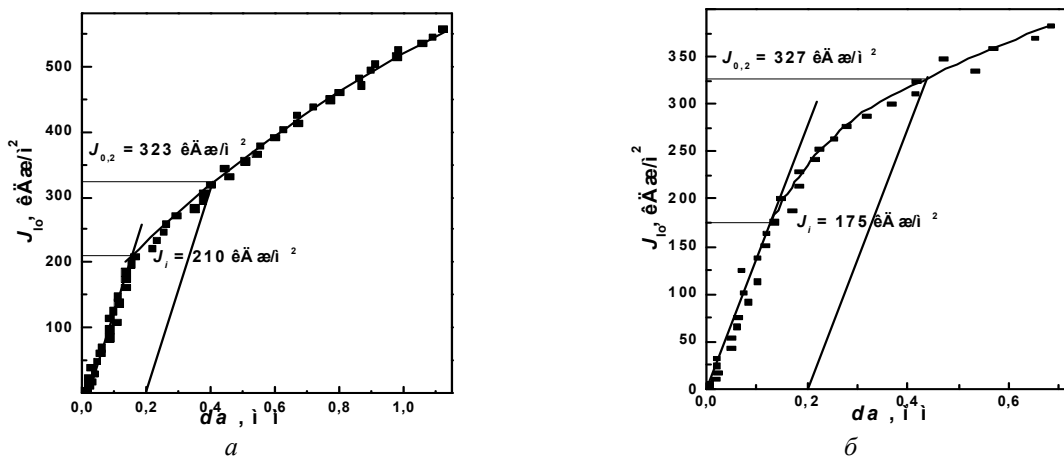


Рисунок 4. J_R -криві для сталі 20X13 у вихідному стані (а) та після $3 \cdot 10^5$ год експлуатації в лопатці парової турбіни (б)

Фрактографічні особливості докритичного росту тріщини, спричинені деградацією сталі 20X13 унаслідок тривалої експлуатації. На макрорівні особливістю зламів є значна випуклість фронту початкової втомної тріщини на зразках з експлуатованої сталі (рис. 5). Тобто ріст утомної тріщини всередині зразків істотно випереджував ріст поблизу їх бічних поверхонь, що характерно скоріше для статичного росту тріщини. І це при тому, що під час наведення тріщин для обох варіантів сталі були дотримані вимоги щодо кроку під час зниження навантаження та мінімального підростання тріщини між двома послідовними його опусканнями [16]. Швидкість росту втомної тріщини da/dN на завершальному етапі її формування, довжину якої визначали як середнє значення замірів на обох бічних поверхнях зразків, теж була однаковою ($da/dN \sim 5 \cdot 10^{-9}$ м/цикл). Отже пришвидшення росту утомної тріщини всередині зразків не можна пов'язати ні з чим іншим, як з деградацією сталі під час експлуатації. Оскільки експлуатація лопаток парової турбіни відбувається у наводнювальному середовищі, то це може бути також проявом наводнювання металу. Адже його вплив максимально проявляється за умов плоскої деформації, які, власне, і виникають всередині перерізу зразків.

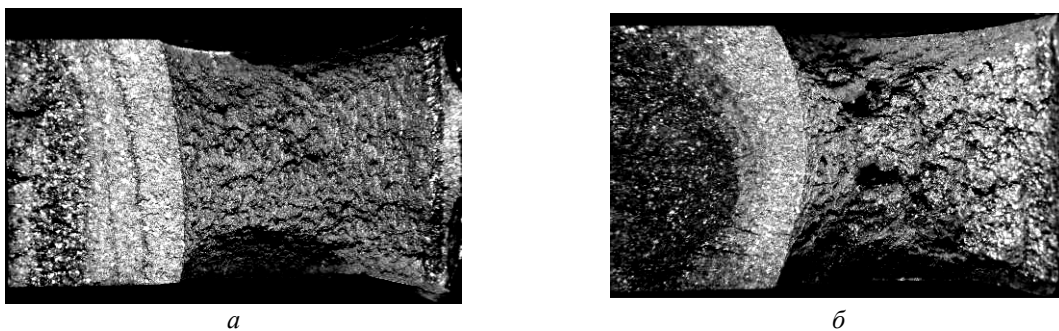


Рисунок 5. Макрорельєф зламів після випроб на статичну тріщиностійкість сталі 20X13 у вихідному стані (а) та після $3 \cdot 10^5$ год експлуатації в лопатці парової турбіни (б)

Макрозлами зразків експлуатованої і неексплуатованої сталей на етапі докритичного підростання тріщини практично не відрізнялися. Незалежно від стану металу старт статичного підростання відбувався всередині зразків. За фактурою рельєф можна класифікувати як в'язкий (рис. 5). В експлуатованій сталі серпоподібне підростання тріщини завершується доламом з характерним грубим рельєфом, а в неексплуатованій сталі в'язке підростання тріщини продовжується в усьому перерізі зразка.

Мікрофракографічні дослідження зразків обох варіантів сталі підтвердили висновок макроекспертизи зламів про в'язкий характер їх руйнування шляхом зародження, росту і злиття мікропорожнин з утворенням ямкового рельєфу руйнування (рис. 6). Разом з тим у неексплуатованій сталі переважають ділянки в'язкого руйнування внаслідок мікрозсувів (рис. 6а, в, д) з характерними параболічними за формою ямками, які перемежують ділянки з ямками відривного характеру. Такий рельєф поетапного чергування в'язкого руйнування за механізмом ямок відривного та зсувового характеру зберігається для сталі у вихідному стані аж до зони доламу.

В експлуатованій сталі ділянки зсуву менші за розмірами і переважають ділянки з ямками відриву (рис. 6б, г, е). На дні великих (діаметром до 15 мкм) ямок часто виявляли включення (рис. 6е). Попри великий діаметр ці ямки в основному росли не внаслідок витягування перетинок між ними та їх поглиблення, а шляхом їх росту в площині поширення тріщини. Отже порожнини, які їх спричинили, мали дископодібну форму. Таких ямок практично не зустрічали на поверхні неексплуатованої сталі.

Враховуючи те, що експлуатована в лопатках парової турбіни сталь наводнена і інтегральний вміст водню в ній коливається від 3 до 15...30 млн⁻¹ поблизу концентраторів напружень [17], можна дати наступне пояснення отриманим результатам. Відомо, що водень знижує опір відриву, але підвищує опір зсуву [18]. Тому в експлуатованій і водночас наводненій сталі переважає в'язке руйнування за механізмом відриву, а в неексплуатованій – суттєвішу роль відіграє механізм зсуву, оскільки опір відриву за відсутності водню є вищим, ніж в експлуатованій сталі.

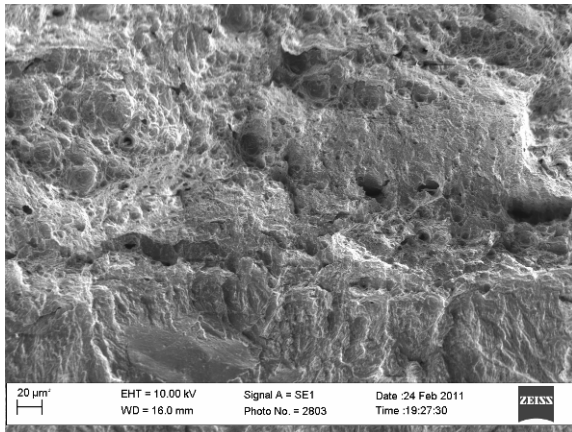
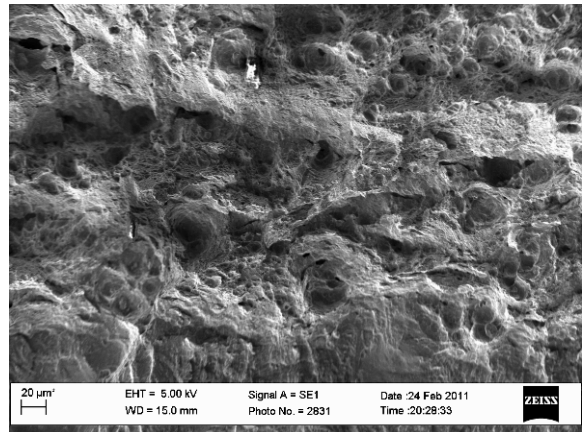
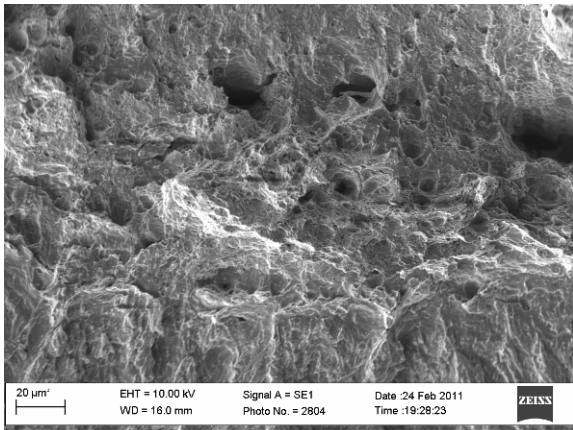
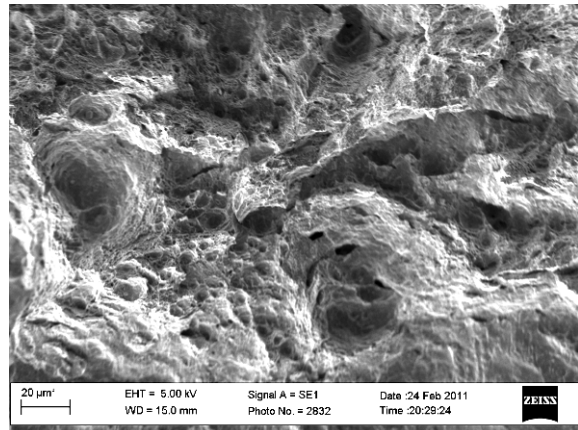
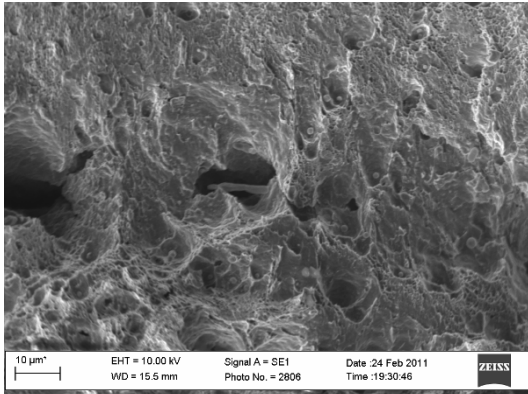
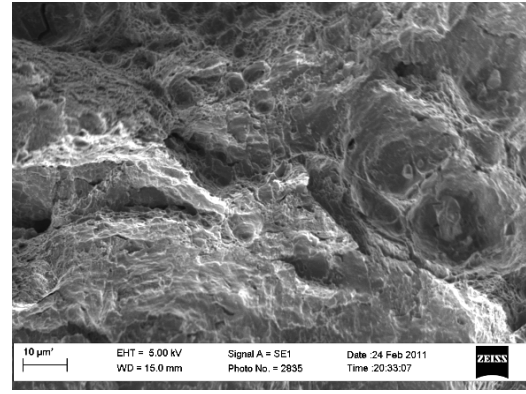
*a* ×250*b* ×250*c* ×500*d* ×500*e**f*

Рисунок 6. Фрактограми сталі 20X13 у вихідному стані (*a, в, д*) та після експлуатації (*б, з, е*) на переході від втоми (знизу) до статичного підростання (зверху фотографій) за випроб на статичну тріщиностійкість

Наступною фрактографічною ознакою деградації сталі і впливу абсорбованого нею водню на етапі докритичного підростання тріщини є виявлені досить довгі (подекуди до 100 мкм) дефекти з вторинними тріщинами на їх дні, які, як правило, нормально орієнтовані до напрямку магістрального росту тріщини (рис. 7а). Враховуючи невідповідність рельєфу по обидва боки від вторинних тріщин, можна зробити висновок, що ці дефекти зародилися від вже наявних в експлуатованому металі дефектів, які під час активного навантаження ростуть попереду вершини макротріщини у площині перпендикулярній до напружень розтягу, утворюючи дископодібні мікротріщини. Рельєф на їх дні є крихким з характерно орієнтованими гребенями відриву, що можна розглядати як підтвердження впливу водню, який по вторинних тріщинах, як по капілярах, потрапляє в область максимального об'ємного розтягу попереду вершини тріщини і формує в ній такі фрактографічні ознаки деградації сталі.

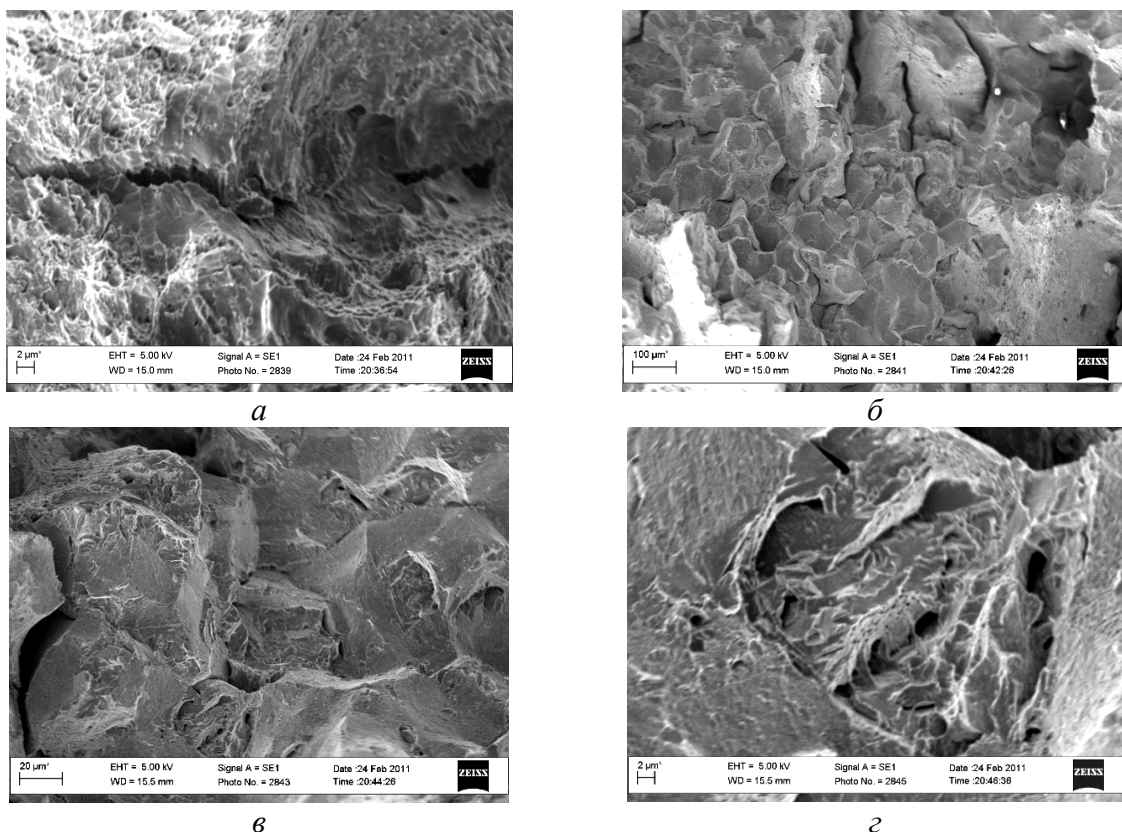


Рисунок 7. Фрактограми сталі 20X13 після $3 \cdot 10^5$ год її експлуатації в лопатках парової турбіни, зафіксовані на етапі докритичного (а) та закритичного (б-г) підростання тріщини за випроб на статичну тріщиностійкість

Нарешті, слід зазначити, що долам зразків з експлуатованої сталі відбувався за досягнення максимального підростання тріщини всередині перерізу зразка $\Delta a = 0,8$ мм шляхом крихкого між- і крізьзеренного руйнування (рис. 7б-д), тоді як в неексплуатованій сталі домінувало в'язке руйнування. Отже, за наявності в лопатках тріщин критичної довжини може відбуватися спонтанне руйнування, що є небезпечно з точки зору жорсткого силового режиму експлуатації лопаток парової турбіни.

Висновки. Виявлено, що внаслідок деградації сталі 20X13, спричиненої її експлуатацією в лопатках парової турбіни впродовж $3 \cdot 10^5$ год, її статична тріщиностійкість за показником J_i , який характеризує енергозатрати на старт статичного підростання, знижується на 17 %. Якщо ж судити за показником $J_{0,2}$, який відповідає докритичному підростанню тріщини на глибину 0,2 мм, то ефект деградації нівелюється. Отже, існує проблема використання загальноприйнятого показника $J_{0,2}$ для оцінювання деградації конструкційних сталей. Виявлено фрактографічні ознаки руйнування, пов'язані з деградацією сталі. Це, в першу чергу, зменшення частки в'язкого руйнування з елементами зсуву та збільшення – з елементами відриву, наявність дефектів у вигляді дископодібних тріщин попереду фронту макротріщини та крихке крізь- та міжзеренне руйнування за досягнення критичної величини підростання тріщини всередині перерізу зразків. Ці ознаки не виявлено в неексплуатованій сталі, тому їх вважали проявом деградації.

Література

1. Mazur Z. Steam turbine blade failure analysis / Z. Mazur, R. Garcia-Illescas, J. Aguirre-Romano, N. Perez-Rodriguez // Engineering Failure Analysis. – 2008. – Vol. 15. – P. 129–141.

2. Трухний, А.Д. Теплофикационные паровые турбины и турбоустановки [Текст] / А.Д. Трухний, Б.В. Ломакин. – М.: Типография "Новости", 2002. – 534 с.
3. Левин, А.В. Прочность и вибрация лопаток и дисков паровых турбин [Текст] / А.В. Левин, К.Н. Боршанский, Е.Д. Консон. – Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-е, 1981. – 710 с.
4. Isobe Nobuhiro Micro-crack growth behavior and life in high temperature low cycle fatigue of blade root and disc joint for turbines / Nobuhiro Isobe, Shuhei Nogami // International Journal of Pressure Vessels and Piping. – 2009. – №86. – P. 622–627.
5. Perkins K.M., Bache M.R. Corrosion fatigue of a 12%Cr low pressure turbine blade steel in simulated service environments / K.M. Perkins, M.R. Bache // International Journal of Fatigue. – 2005. – Volume 27. – P. 1499–1508.
6. Томаров, Г.В. Эрозионно–коррозионный износ металла паровых турбин [Текст] / Г.В. Томаров, О.А. Поваров // Теплоэнергетика. – 1985. – №9. – С. 39–43.
7. Студент, О.З. Особливості руйнування експлуатованого металу з лопаток та диску парової турбіни [Текст] / О.З. Студент, Ю.М. Ткачук // 4-та міжн. конф.: Механіка руйнування матеріалів і міцність конструкцій, Львів, 2009. – Львів: ФМІ НАНУ, 2009. – P. 419–426.
8. Ткачук, Ю. Корозійно-механічні властивості сталей лопаток та дисків парової турбіни ТЕС [Текст] / Ю. Ткачук, О. Студент, А. Загурський // Фізико-хімічна механіка матеріалів. – 2010. – Т.2 – Спецвипуск №8. – Львів: ФМІ НАНУ, 2009. – С. 738–743.
9. Ткачук, Ю.М. Зміна корозійно-втомної довговічності сталі 20X13 після експлуатації в паровій турбіні [Текст] / Ю.М. Ткачук, О.З. Студент // Наукові нотатки. – 2011. – №31. – С. 384–391.
10. Ткачук, Ю.М. Оцінювання деградації лопаткової сталі 20X13 після експлуатації в паровій турбіні за тріщиностійкістю [Текст] / Ю.М. Ткачук, О.З. Студент // Машинознавство. – 2011. – №2. – С. 48–53.
11. Масалева, Е.Н. Свойства и структура литой стали 2X13Л для лопаток компрессоров и паровых турбин [Текст] / Е.Н. Масалева, Д.М. Бавельский, В.П. Редько // Энергомашиностроение. – 1975. – №12. – С. 21–24.
12. Немайзер, Ю.А. Влияние времени выдержки при закалке и отпуске на механические свойства, структуру и фазовый состав сталей 2X13 и 1X11МФШ [Текст] / Ю.А. Немайзер, Ю.Г. Сергеев, М.А. Северов // Энергомашиностроение. – 1975. – №3. – С. 31–33.
13. Чижик, А.И. Материалы для основных деталей паровых турбин [Текст] / А.И. Чижик, А.А. Чижик // Энергомашиностроение. – 1975. – №12. – С. 21–24.
14. ASTM. E 1737. Standard Test Method for J-Integral Characterization of Fracture Toughness.; Draft International Standard ISO/DIS 12135. Unified Method of Test for the Determination of Quasistatic Fracture Toughness.
15. Landes J. D. Test results from J -integral studies: an attempt to establish a J_{Ic} testing procedure / J. D. Landes, J. A. Begley. – Fracture Analysis, STP 560. – N.Y.: ASTM, 1974, P. 170-186.
16. Механика разрушения и прочность материалов: справ. пособие: 4 т. [Текст] / под общ. ред. Панасюка В.В. – Киев: Наук. думка, 1988–1990. Т.4.: Усталость и циклическая трещиностойкость конструкционных материалов / О.Н. Романив, С.Я. Ярема, Г.Н. Никифорчин, Н.А. Махутов, М.М. Стадник – Киев: Наук. думка, 1990. – 680 с.
17. Вайнман А. Современное состояние проблемы водородного охрупчивания металла тепломеханического оборудования ТЭС до- и сверхкритических параметров. – Механіка руйнування матеріалів і міцність конструкцій / Під заг. ред. В.В. Панасюка – Львів: ФМІ НАНУ, 2004. – С. 445-456.
18. Швед, М.М. Изменение эксплуатационных свойств железа и стали под влиянием водорода [Текст] / М.М. Швед – К.: Наук. думка, 1985. – 120 с.