

ВПЛИВ НЕСТАЦІОНАРНОГО НАГРІВУ ЗОВНІШНЬОЇ ПОВЕРХНІ КІЛЬЦЕВОГО ЗРАЗКА З РАДІАЛЬНИМИ ТРІЩИНАМИ НА ОПІР КРИХКОМУ РУЙНУВАННЮ

Kotliarenko A.
G.S. Pisarenko Institute for Problems of Strength of the National Academy of Sciences of Ukraine, Kyiv, Ukraine
(kotliarenko@ipp.Kyiv.ua)

EFFECT OF TRANSIENT HEATING OF THE OUTER SURFACE OF THE RING SPECIMEN WITH RADIAL CRACKS ON BRITTLE FRACTURE RESISTANCE

Запропоновано методику підвищення опору руйнуванню шляхом використання нестационарного нагріву. Наведено результати експериментальних досліджень впливу нестационарного нагріву по зовнішній поверхні кільцевого зразка з радіальними тріщинами зі сталі 45 на тріщиностійкість. Показано підвищення опору крихкому руйнуванню при низькій температурі в результаті такої обробки. Результати чисельного моделювання дозволяють зробити висновок про те, що в наслідок нестационарного нагріву зовнішньої поверхні зразка в області вершин тріщин має місце локалізована пластична течія, що призводить до деформаційного зміцнення і притуплення вершини тріщини.

Ключові слова: опір крихкому руйнуванню, нестационарний нагрів, метод скінченних елементів, в'язкість руйнування.

Вступ. Багато досліджень [1-8] вказують на те, що попереднє навантаження при підвищеній температурі зразка з тріщиною позитивно впливає на його опір крихкому руйнуванню (ОКР) при подальшому його навантаженні при більш низькій температурі. У літературі ця процедура отримала назву попереднього теплового навантаження (ПТН), вона включає навантаження елемента конструкції з тріщиною при підвищеній температурі (як правило, вище температури в'язко-крихкого переходу) і наступне розвантаження. При цьому вважається, що ефект ПТН обумовлений наступними основними факторами: (i) в результаті навантажування і подальшої розвантаження в околі вершини тріщини виникають залишкові напруження (ЗН) стиску; (ii) навантаження призводить до зміни геометрії тріщини (притуплення її вершини); (iii) навантаження формує в околі вершини тріщини деформаційно-зміцнену структуру матеріалу.

Незважаючи на простоту ідеї ПТН, питання про контрольовану і безпечну процедуру її реалізації як технологічної операції обробки елементів конструкцій в даний час є відкритим. Наприклад, в роботі [9] пропонується здійснювати ПТН шляхом розміщення усередині оболонкової конструкції електричних нагрівальних елементів, а після проведення нагріву її внутрішньої частини до певної температури провести охолодження шляхом розпилення рідкого хладагенту безпосередньо на внутрішню стінку. Перевірка працездатності подібних технічних рішень вимагає проведення надзвичайно складного і дорогого експерименту - практично натурального. Слід зауважити, що експерименти з дослідження ефекту ПТН з використанням реальних елементів конструкцій або їх моделей проводяться надзвичайно рідко [10] в силу їх трудомісткості і високої вартості. Найбільш поширеними є експерименти з використанням компактних зразків на розтяг (С (Т) зразків) та зразків у вигляді балки на три-або чотири точковий згин [6, 11]. Проте вони не пристосовані для моделювання і відпрацювання можливої технологічної операції на базі ефекту ПТН.

Мета. Для проведення подальших досліджень з відпрацювання можливих технологічних операцій на основі ефекту ПТН необхідна розробка спеціальних експериментальних методик, що безпосередньо моделюють технологію виконання ПТН на простій моделі елемента конструкції з тріщинами. Задачею даної роботи є експериментально-розрахункове обґрунтування на простій моделі можливості використання контрольованого нестационарного нагріву з метою підвищення опору руйнуванню циліндричної конструкції з тріщинами.

Методика термомеханічної обробки і випробування. При проведенні досліджень в якості зразка (модель циліндричної конструкції) було обрано кільцевий зразок з двома внутрішніми діаметрально протилежними надрізами з втомними тріщинами. З гарячекатаного листа сталі 45 товщиною 12 мм виготовляли кільцеві заготовки зразків зовнішнім діаметром 116 мм, внутрішнім діаметром 60 мм і товщиною 10 мм. Для визначення механічних властивостей матеріалу з цього ж листа сталі, з урахуванням напрямку (вздовж прокатки) виготовляли 5-ти кратні циліндричні зразки діаметром робочої частини 4 мм. Результати статичних

випробувань на одновісний розтяг при швидкості навантаження 2 мм / хв в діапазоні температур від -150 °С до +500 °С наведено в табл. 1.

Надрізи для ініціювання тріщин на зразку орієнтували перпендикулярно напрямку прокатки сталевго листа. З метою полегшення ініціювання втомних тріщин надрізи виготовляли у формі шевронів. Всі співвідношення їх геометричних розмірів задовольняли вимогам, що висуваються до надрізів зразків, що використовуються для визначення тріщиностійкості [12].

Таблиця 1

Механічні властивості сталі 45

Температура випробувань, °С	Модуль пружності Е, ГПа	Умовна границя плинності $\sigma_{0.2}$, МПа	Границя міцності σ_B , МПа
-150	210	734	937
-100	210	610	846
+20	210	366	659
+150	210	351	651
+300	210	326	638
+500	210	248	357

Вирощування початкових втомних тріщин в кільцевому зразку проводили на резонансній машині фірми Rumul TESTRONIC 50 kN (Швейцарія). Для контролю параметрів втомної тріщини використовувалася система вимірювання довжини тріщини Fractomat, яка працює за принципом реєстрації падіння електричного потенціалу в колі вимірювання. Для реєстрації довжини тріщини використовували суцільні фольгові датчики з константану на ізолюваній основі. Датчики наклеювали в області перед вершиною тріщини кільцевого зразка. На датчики подавався постійний струм і при поступовому руйнуванні датчика реєструвалося падіння електричного потенціалу в колі вимірювання, що у залежності від бази датчика перераховувалося в фактичну довжину тріщини. База вимірювання застосовуваних датчиків становила 10 мм. Кільцевий зразок з надрізами

монтували в силовий ланцюг установки за допомогою захватів і фіксували шпильками. Зразок орієнтували в захватах таким чином, щоб забезпечити рівномірне розподілення навантаження по всій товщині зразка, площина надрізів орієнтувалася перпендикулярно осі навантаження.

Під час вирощування тріщини зразок навантажували циклічним розтягом з асиметрією циклу 0,1. Рівень навантаження вибирали таким чином, щоб його максимальне значення на останніх 2,5% довжини кожної з втомних тріщин не перевищувало 60% від значення K_{Ic} матеріалу. Як критерій зупинки вибирали досягнення довжини однієї з тріщин (більш швидкої) умови, $a/W = 0,5$, де a - довжина тріщини, W - ширина зразка. За даною методикою було підготовлено 5 кільцевих зразків.

Термомеханічне навантаження (обробку) кільцевого зразка здійснювали шляхом його розташування у попередньо нагрітій вертикальній електричній печі у складі контейнеру, зображеного на рис. 1, де 1 - зразок, 2 - масивні сталеві кільця, які забезпечували рівномірний прогрів зразка, 3 - теплоізолюючі кільця, 4 - трубка з отворами для подачі у внутрішню частину контейнеру повітря 5 з метою охолодження внутрішньої поверхні зразка, 6 і 7 - шайби.

Для контролю градієнта температури при обробці зразка на його зовнішню і внутрішню циліндричні поверхні приварювали хромель-алюмелеві термодари, які накривали для термічного захисту шаром базальтового волокна і тонкостінним екраном з нержавіючої сталі. При проведенні термомеханічної обробки (ТМО) використовували шахтну піч з діаметром робочого простору 120 мм. Температуру стінки печі

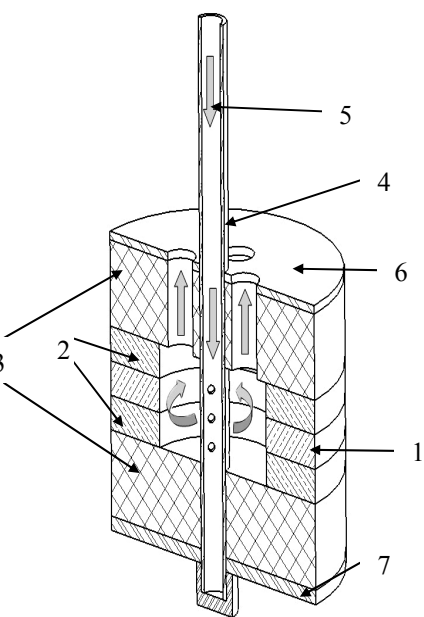


Рис.1. Контейнер для термомеханічної обробки

контролювали окремою хромель-алюмелевою термодарою. Перед ТМО піч прогрівали до температури 850 °С. Після досягнення заданої температури і її стабілізації в шахту печі опускали контейнер із зразком. Протягом всієї обробки до внутрішньої частини контейнеру подавали повітря кімнатної температури під тиском 0,5 ат. В процесі нагрівання контейнеру безперервно реєстрували температуру зовнішньої і внутрішньої поверхонь зразка, а також стінки печі. Зареєстровані під час обробки залежності температури від часу наведено на рис.2.

Під час обробки температуру в печі підтримували на рівні +840 ... +850 °С. Зареєстрований максимальний градієнт температури (різниця між температурою внутрішньої і зовнішньої поверхні зразка) склав 17 °С. Дана різниця спостерігалася на ділянці прогріву контейнеру від кімнатної температури (+20 °С) до +350 °С. При досягненні на зовнішній поверхні зразка температури +350 °С нагрів печі зупиняли. Після цього вся конструкція (піч і контейнер) охолоджувались до кімнатної температури. За цією методикою була проведена

обробка трьох кільцевих зразків. Для оцінки впливу рівномірного нагріву була проведена температурна обробка одного зразка, яка полягала в рівномірному його нагріванні до температури 500 °С, що відповідає максимальній температурі зразка, досягнутої при ТМО. При цьому зразок поміщали в центральну частину горизонтальної печі і нагрівали разом з піччю. З метою недопущення нерівномірного нагріву зразка, його зовнішню циліндричну поверхню ізолювали шаром базальтового волокна. Зареєстрований градієнт температури між внутрішньою і зовнішньою стінками зразка склав не більше 3 °С.

Як критерій оцінки впливу термообробки на ОКР був обраний силовий критерій механіки руйнування K_{Ic} . З метою визначення K_{Ic} використовували дуговий зразок з боковим надрізом, який отримували шляхом розрізання на дві рівні частини кільцевого (рис. 3). Після відповідного засвердлювання отворів під тяги дуговий зразок відповідав рекомендаціям стандарту [12]. Всього було випробувано по 2 зразки у початковому стані і після рівномірного нагріву в печі, а також 6 зразків після ТМО.

Випробування проводили на серво-гідролінійній випробувальній машині Instron 8802, яка обладнана термокамерою. Температура випробування складала -100 °С, яка досягалась шляхом подачі в камеру парів рідкого азоту. Після досягнення зазначеної температури, що контролювалася термопарою, привареною безпосередньо до зразку, зразок витримували 5-6 хв, після чого проводили випробування. Точність вимірювання температури в процесі випробування становила $\pm 1^\circ\text{C}$. Реєстрація розкриття тріщини виконувалась датчиком переміщення Instron 2670-122 з робочим діапазоном температур від -200 до +200 °С. Отримані експериментальні діаграми «навантаження - розкриття тріщини» (рис. 4) обробляли згідно вимогам стандарту [12].

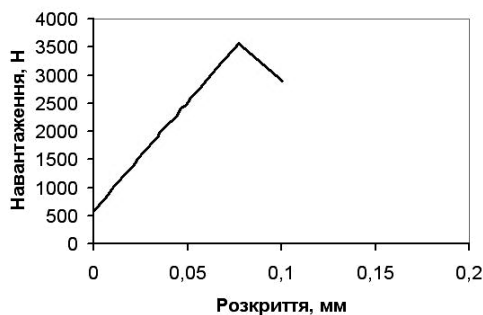


Рис. 4. Характерна діаграма «навантаження-розкриття», отримана під час випробування зразків

тріщиною при ТМО, а на другому – залишковий НДС у вершині тріщини після розрізання кільцевого зразка на дві частини - дугові зразки.

При розрахунках використовували модель кільцевого зразка з геометричними розмірами, ідентичними використаними в експериментах. Довжину внутрішнього бокового надрізу з втмною тріщиною брали рівною 13 мм. Виходячи з симетрії кільцевого зразка, для спрощення задачі та скорочення часу розрахунку

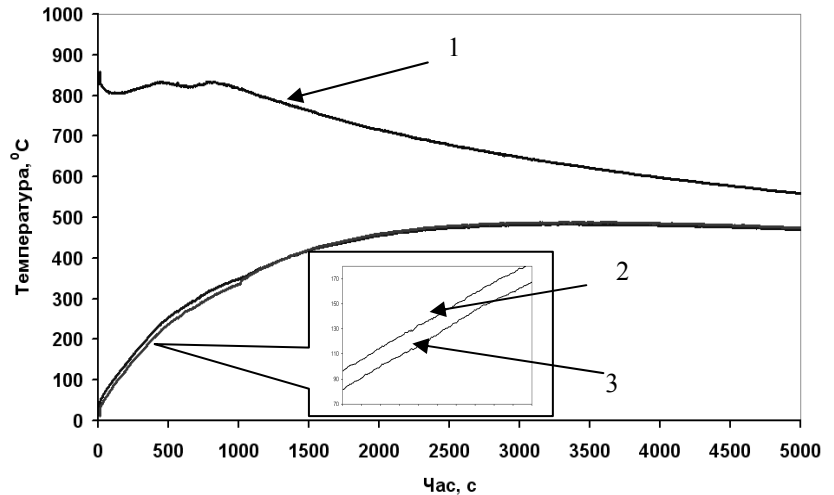


Рис. 2. Залежність температури від часу на: 1 – стінці печі, 2 – зовнішній частині кільця, 3 – внутрішній частині кільця

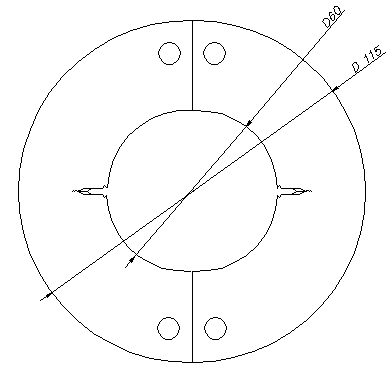


Рис. 3. Зразок для визначення K_{Ic} .

Результати випробувань на K_{Ic} та їх аналіз. У табл. 2 наведено експериментальні дані та розраховані за ними значення критичного коефіцієнта інтенсивності напружень, K_{Ic} .

З результатів випробувань видно, що зразки, після ТМО, мають більш високі значення характеристик, тріщиностійкість оброблених зразків в середньому на 11% вище. Слід відзначити відсутність суттєвої різниці значень тріщиностійкості між зразками в початковому стані і після рівномірного нагріву. Щоб проаналізувати результати випробувань і встановити причину підвищення тріщиностійкості зразків після ТМО слід простежити всю історію їх термомеханічного навантаження, що можна оцінити за допомогою чисельного моделювання.

Чисельне моделювання. Чисельне моделювання проводили з використанням методу скінченних елементів в реалізації програмного комплексу Ansys [13]. При цьому на першому етапі моделювання визначали розподіл температури і напружено-деформований стан (НДС) в кільцевому зразку з

використовували четверту частину зразка, рис. 5. Надріз і тріщину представляли у вигляді математичного розрізу. Задачу вирішували в 2-х мірній постановці за умови плоского деформованого стану. Під час скінченно-елементної дискретизації використовували плоский лінійний елемент Plane 13 [13]. На початковому етапі моделювання було проаналізовано вплив розмірів скінченних елементів в околі тріщини на точність одержуваних розподілів напружень. Розв'язання тестових задач проводили при послідовному зменшенні розмірів елемента. Кожна наступна скінченно-елементна сітка в зоні концентратора була отримана зменшенням довжини елемента в 4 рази. При величині скінченного елемента в околі тріщини $2,5 \cdot 10^{-5}$ м значення напружень і деформацій практично не відрізнялися від результатів попереднього розв'язку [14]. При подальшому моделюванні використовували регулярну сітку з довжиною елемента $2,5 \cdot 10^{-5}$ м в околі тріщини.

Під час вирішення задачі використовували білінійну модель матеріалу з кінематичним зміцненням з урахуванням ефекту Баушингера та враховували зміну механічних характеристик матеріалу залежно від температури (див. табл.1), а також використовували залежні від температури теплофізичні властивості матеріалу [15]. На межах моделі, що збігаються з вертикальною і горизонтальною осями, задавали умови симетрії (за винятком тріщини).

Таблиця 2

Характеристики тріщиностійкості

№ п.п., стан		a, мм	W, мм	B, мм	X, мм	P _q , кН	K _{IC} , МПа·м ^{1/2}
1	Початковий	13,896	27,4	10,9	13,7	3,41	32,46
2		14,336	27,4	10,9	13,6	3,34	33,48
3	Рівном. нагрів	13,412	27,4	10,9	13,8	3,52	31,72
4		12,996	27,4	10,9	13,8	3,67	31,52
5	ТМО	13,192	27,4	10,9	13,9	4,28	37,70
6		12,816	27,4	10,9	13,9	4,34	36,62
7		13,424	27,4	10,84	13,9	3,69	33,57
8		13,364	27,4	10,84	13,9	3,87	34,97
9		14,136	27,4	10,81	13,8	3,69	36,97
10		13,744	27,4	10,81	13,8	4,17	39,42

a - довжина тріщини; W-ширина зразка, B- товщина зразка, X-зміщення отворів навантаження, P_q – навантаження, розраховане за діаграмою «навантаження – розкриття тріщини», K_{IC} – критичний коефіцієнт інтенсивності напружень

Нагрівання зразка моделювали завданням на внутрішній і зовнішній циліндричних поверхнях кільцевого зразка граничних умов (ГУ) третього роду: задавали щільність теплового потоку, коефіцієнт теплопередачі і температуру навколишнього середовища. Шляхом підбору ГУ було досягнуто ідентичності розподілу розрахункових температурних кривих та значень різниці температури між зовнішньою і внутрішньою поверхнею кільцевого зразка, температурним закономірностям, зареєстрованим під час експерименту.

Таким чином нагрівання зразка моделювали завданням на зовнішній циліндричній поверхні зразка залежного від часу теплового потоку, а на внутрішній циліндричній поверхні зразка нагрів задавали коефіцієнтом тепловіддачі і температурою середовища. Рівномірне охолодження всієї збірки оцінювали при коефіцієнті тепловіддачі $\alpha = 20 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ і температурі навколишнього середовища $T = 20 ^\circ\text{C}$.

З метою оцінки перерозподілу напружень і деформацій в околі тріщин кільцевого зразка при його розрізанні на дві частини виконували відповідне моделювання даної операції: після 30000 с (повне охолодження зразка) прибирали умову симетрії на вертикальній межі моделі кільця рис. 5. Результати чисельного моделювання наведено на рис. 6-8. На рис. 6 наведено експериментальні та розрахункові залежності від часу різниці температури зовнішньої і внутрішньої поверхонь кільцевого зразка (температурного градієнта). Їх відповідність свідчить про коректність завдання граничних умов при чисельному моделюванні температурної частини задачі. З розрахунків видно, що внаслідок наявності температурного градієнта протягом ТМО в кільцевому зразку виникає нестационарний НДС, при якому відбувається формування високих напружень в зоні концентратора. На рис. 7 наведена залежність від часу осьових напружень σ_y , діючих в околі тріщини перпендикулярно її площині.

Осьові напруження досягають максимального значення 511 МПа вже на 20-й секунді нагріву. Потім ці напруження починають знижуватися і на етапі припинення подачі повітря у середину контейнеру (в момент часу 1050 с) вони становлять величину 168 МПа. Після зупинки подачі повітря і вирівнювання температури по товщині зразка осьові напруження змінюють свій знак (в околі вершини тріщини виникають напруження стиску). На рис. 8 наведено залежність від часу еквівалентної пластичної деформації в околі вершини тріщини. Зростання деформації на всьому проміжку часу пояснюється зміною властивостей матеріалу з підвищенням

температури (зменшенням границі плинності). Як тільки в зразку встановлюється рівномірне, без градієнта температурне поле зростання пластичної деформації припиняється, при цьому її максимальне значення складає 0,69%. В процесі охолодження триває накопичення пластичної деформації і після розрізання кільця по закінченні ТМО (в момент часу 30001 с) максимальне значення накопиченої еквівалентної пластичної деформації становить 1,06%, а рівень залишкових напружень практично дорівнює нулю.

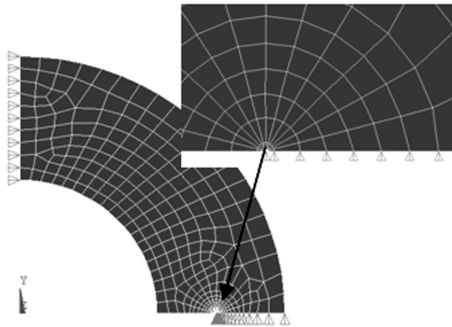


Рис. 5. Скінченно-елементна модель кільцевого зразка

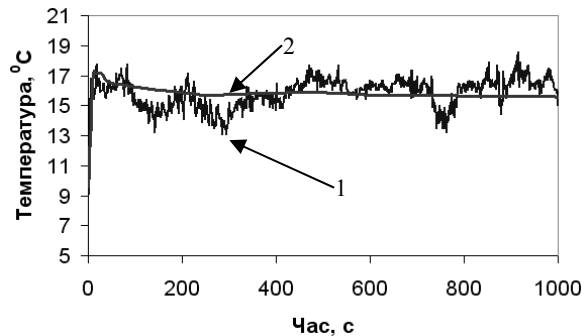


Рис. 6. Залежність від часу різниці температур між внутрішньою та зовнішньою частиною зразка: 1 - розрахунок, 2 - експеримент

Таким чином, результати чисельного моделювання ТМО кільцевого зразка та подальшого його розрізання на два дугових зразка показують, що в вершинах тріщин відсутні залишкові напруження. Отже, можливою причиною впливу ТМО, що призводить до експериментально зареєстрованого росту K_{Ic} , є деформаційне зміцнення матеріалу у вершині тріщини, а також можливе її притуплення, оскільки рівень деформації після ТМО досягав 1,06%.

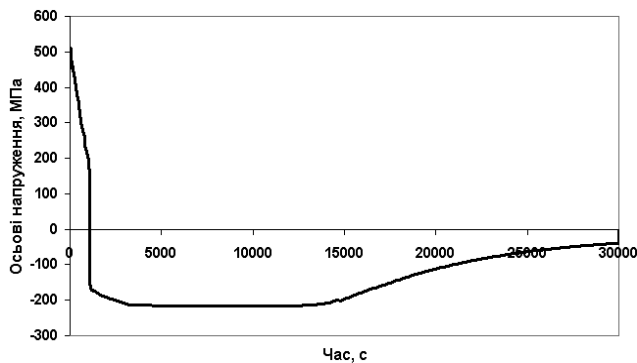


Рис. 7. Осьові напруження σ_y в околі вершини тріщини

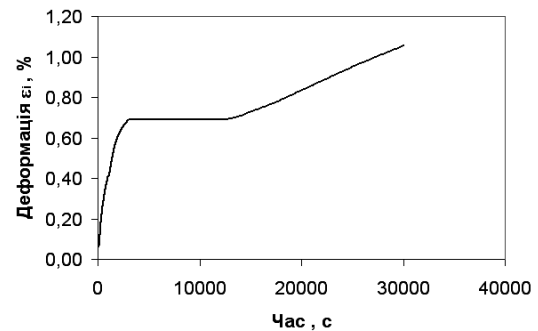


Рис. 8. Еквівалентна пластична деформація ϵ_i в околі тріщини

Висновки

1). За допомогою чисельного моделювання процесу ТМО кільцевого зразка з тріщинами показано, що в результаті обробки в області вершин тріщин відбувається локалізована пластична течія сталі, що призводить до зміцнення та формування при подальшому охолодженні в цих областях залишкових напружень стиску.

2). Експериментально показано, шляхом випробування зразків при низькій температурі (-100°C), підвищення ОКР - величини K_{Ic} - на 11% зразка після запропонованої у роботі термомеханічної обробки у порівнянні з зразком у вихідному стані.

3). Зареєстроване в експериментах підвищення ОКР можна пов'язати з деформаційним зміцненням матеріалу в околі вершини тріщини та її притупленням в наслідок дії ТМО.

Анотація. Предложено методику повышения сопротивления разрушению вследствие использования нестационарного нагрева. Приведены результаты экспериментальных исследований влияния нестационарного нагрева по наружной поверхности кольцевых образцов с радиальными трещинами из стали 45 на трещиностойкость. Показано повышение сопротивления хрупкому разрушению при низкой температуре в результате такой обработки.

Результаты численного моделирования позволяют сделать вывод о том, что в результате нестационарного нагрева наружной поверхности образца в области вершин трещин происходит локализованное пластическое течение, приводящее к деформационному упрочнению и притуплению вершины трещины.

Ключевые слова: сопротивление хрупкому разрушению, нестационарный нагрев, метод конечных элементов, вязкость разрушения.

Abstract. The urgency of the problem of increasing resistance to fracture of the most critical structures and their elements causes the need for research and development of the new design and technologically possible solutions. Currently, efficiency of “warm prestressing” (WPS) is out of question, however, its use as a separate process step is controversial. For further research of the possible technological processes based on the WPS effect, it is necessary to develop special experimental techniques that directly model the WPS technology using a simple model of the structural element with cracks. In this paper, results of studies on increasing the resistance to fracture of a simple model of thick-walled shell (ring specimen with radial cracks on the inner surface) by transient heating of the outer surface are presented. An 11% increase of resistance to brittle fracture of the ring specimen at low temperature due to the influence of transient heat is shown experimentally. From the numerical simulations results it can be concluded that as a result of transient heating of the outer surface of the specimen tensile stresses occur on its inner surface, whose values at the crack tip exceeds the yield point. A localized plastic flow that occurs will lead to strain hardening of the material and the crack tip blunting. Experiments and numerical simulations show that according to the proposed implementation of WPS on the design element (specimen) the level of stress and strain at the crack tip can be easily controlled.

Keywords: resistance to brittle fracture, transient heating, finite element method, fracture toughness.

1. Chell G.G. A theory of warm prestressing: experimental validation and implications for elastic plastic failure criteria / G.G. Chell, J.R. Haigh, V.Vitek // *Int. J. Fract.*, 1981. – Vol.17 No. 1, – PP. 61-81.
2. Curry D.A. / A micromechanical approach to the warm pre-stressing of ferritic steels / D.A. Curry // *Int. J. Fract.*, 1981. – Vol.17 No. 3. PP. 335-343.
3. Pokrovsky V.V. A promising method for enhancing resistance of pressure vessels to brittle fracture / V.V. Pokrovsky, V.T. Troschenko, V.G. Kaplunenko, et al. // *Int.J.Pres.Ves. & Piping.*, 1994. – Vol.58. PP. 9-24.
4. Покровський В.В. Влияние режимов предварительного термомеханического нагружения на повышение сопротивления хрупкому разрушению теплоустойчивых сталей [текст] / Покровский В.В., Иванченко А.Г. // *Проблемы прочности.* – 1999. – №2. – С.126-138.
5. Покровський В.В. Прогнозування впливу попереднього термо-механічного навантаження на підвищення опору хрупкому руйнуванню конструкційних теплоустойчивих сталей з тріщинами. Сповідання 1. Модель і методика розрахунку ефекта попереднього термомеханічного навантаження [текст] / В.В. Покровський, А.Г. Іванченко // *Проблемы прочности.* – 2002. – №6. – С.96-106.
6. Smith D.J. The effect of warm pre-stressing on cleavage fracture, Part1: evaluation of experiments / D.J. Smith, S. Hadidimound, H.Fowler // *Eng. Fract. Mech.*, 2004 – Vol. 71, PP. 2015-2032.
7. Smith D.J. The effect of warm pre-stressing on cleavage fracture, Part2: finite element analysis / D.J. Smith, S. Hadidimound, H. Fowler // *Eng. Fract. Mech.* 2004. – Vol. 71, PP. 2033-2051.
8. Rintamaa R. Consistence of fracture assessment criteria for the NES-1 thermal shock test / R. Rintamaa, K. Wallin, H. Keinanen, T. Planman, H. Talja // *Int.J.Pres.Ves. & Piping*, 2001. – Vol. 78. PP.125–135.
9. Пристрій для термічної обробки корпусних конструкцій Патент України без експертизи по суті (5 р.) № 21758 А.
10. Pugh C. E. A Review of Large-Scale Fracture Experiments Relevant to Pressure Vessel Integrity Under Pressurized Thermal Shock Conditions / C. E. Pugh, B. R. Bass, // *NUREG/CRORN/TM-2000/360.*- 2000. – PP. 33.
11. Chen H. Mechanism of effects of warm prestressing on apparent toughness of precracked specimens of HSLA steels / H.Chen, V.B. Wang, G.Z. Wang, X. Chen, // *Eng. Fract. Mech.*, 2001. – Vol. 68, PP. 1669-1686.
12. E399-90(1997) Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials. In *Annual Book of ASTM Standards*.
13. ANSYS HTML, Online documentation.USA: SAS IP. Inc.; 2005.
14. Kotlyarenko A.A. Numerical simulation of stress-straine state near crack tip in a compact tensile specimen / A.A. Kotlyarenko, T.A. Prach, V.V. Kharchenko and A.Yu. Chirkov // *Strength Mater.*, 2002. – No. 6, PP. 134-140.
15. Tsai C. L. Analysis and development of a real-time control methodology in resistance spot welding / C. L. Tsai, W. L. Dai, D. W. Dickinson, J. C. Papritan // *Weld. J.*, 1991. –Vol. 70, Pp. 339–51.

REFERENCES

1. Chell G.G., J.R. Haigh, V.Vitek, *International Journal of Fracture*, 1981. Vol.17 No. 1, PP. 61-81.
2. Curry D.A., *International Journal of Fracture*, 1981. Vol.17 No. 3. PP. 335-343.
3. Pokrovsky V.V., V.T. Troschenko, V.G. Kaplunenko, et al. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 1994. –Vol.58. PP. 9-24.
4. Pokrovsky V.V., Ivanchenko A.G., *Problemy prochnosti.* [Strength of materials] 1999. no.2. C.126-138.
5. Pokrovsky V.V., Ivanchenko A.G., *Problemy prochnosti.* [Strength of materials] 2002. no.6. C.96-106.
6. Smith D.J., S. Hadidimound, H.Fowler, *Engineering Fracture Mechanics*, 2004 Vol. 71, PP. 2015-2032.
7. Smith D.J., S. Hadidimound, H. Fowler, *Engineering Fracture Mechanics*, 2004. Vol. 71, PP. 2033-2051.
8. R. Rintamaa, K. Wallin, H. Keinanen, T. Planman, H. Talja, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 2001. Vol. 78. PP.125–135.
9. Пристрій длја термічної обробки корпусних конструкцій [Device for heat treatment of hull structures]. Patent Ukraїni bez ekspertizi po suti (5 r.) no. 21758 A.
10. C. E. Pugh, B. R. Bass, *NUREG/CRORN/TM-2000/360.* 2000. PP. 33.
11. H.Chen, V.B. Wang, G.Z. Wang, X. Chen, *Engineering Fracture Mechanics*, 2001. Vol. 68, PP. 1669-1686.
12. E399-90(1997) Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials. In *Annual Book of ASTM Standards*.
13. ANSYS HTML, Online documentation.USA: SAS IP. Inc.; 2005.
14. A.A. Kotlyarenko, T.A. Prach, V.V. Kharchenko and A.Yu. Chirkov, *Problemy prochnosti.* [Strength of materials] 2002. No. 6, PP. 134-140.
15. C. L. Tsai, W. L. Dai, D. W. Dickinson, J. C. Papritan, *Welding Journal*, 1991. Vol. 70, PP. 339–51.