

Влияние нестационарного нагрева наружной поверхности кольцевого образца с радиальными трещинами на сопротивление хрупкому разрушению

Г. В. Степанов, В. В. Харченко, А. А. Котляренко, А. И. Бабуцкий, В. Н. Жмака

Институт проблем прочности им. Г. С. Писаренко НАН Украины, Киев, Украина

Приведены результаты экспериментальных исследований по оценке влияния нестационарного нагрева наружной поверхности кольцевых образцов с радиальными трещинами из стали 45 на их трещиностойкость. Такой нагрев способствует повышению сопротивления хрупкому разрушению при низкой температуре. Как показывают результаты численного моделирования, нестационарный нагрев наружной поверхности образца создает локализованное пластическое течение у вершины трещины, приводящее к ее деформационному упрочнению и затуплению.

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

Введение. Многочисленные работы, посвященные исследованиям процесса предварительного нагружения образца с трещиной при повышенной температуре, подтверждают его положительное влияние на сопротивление образца хрупкому разрушению (СХР) в результате его последующего нагружения при более низкой температуре [1–8]. В литературе эта процедура получила название предварительного теплового нагружения (ПТН), она включает нагружение элемента конструкции с трещиной при повышенной температуре (как правило, выше температуры вязко-хрупкого перехода) и последующую разгрузку. При этом считается, что ПТН приводит к возникновению остаточных сжимающих напряжений у вершины трещины в результате нагружения и последующей разгрузки, изменению геометрии трещины (ее затуплению), формированию деформационно-упрочненной структуры материала у вершины трещины. Эффект ПТН может возникать при эксплуатации корпусов реакторов АЭС как самостоятельное явление, сопутствующее определенному сочетанию условий термомеханического нагружения при аварийной ситуации, которое следует учитывать при последующей оценке их СХР [9]. Наряду с этим проводятся исследования, направленные на изучение закономерностей ПТН. Их результаты могут быть использованы при выполнении специальной технологической операции, обеспечивающей повышение СХР элементов конструкции (например, [10]).

В настоящее время положительный эффект ПТН не вызывает сомнений, однако его использование в качестве самостоятельной технологической операции является дискуссионным. По сути, такая операция воспроизводит сценарий эксплуатации элемента конструкции при аварийной ситуации (термошоке) и ее чрезвычайно сложно реализовать на практике, поскольку это требует тщательной оценки влияния параметров нагружения, свойств мате-

риала конструкции и охлаждающей среды с учетом их изменения во времени. Поскольку проблема повышения СХР весьма существенна для ответственных конструкций и их элементов, дальнейшие исследования возможных вариантов реализации ПТН становятся очень актуальными.

Несмотря на простоту идеи ПТН, вопрос о контролируемой и безопасной процедуре ее реализации в качестве технологической операции обработки элементов конструкций в настоящее время остается нерешенным. Например, в работе [11] предлагается выполнять ПТН путем размещения внутри оболочечной конструкции электрических нагревательных элементов, а после нагрева ее внутренней поверхности до определенной температуры – охлаждать ее путем распыления жидкого хладагента на ее внутренней стенке.

Проверка эффективности подобных технических решений потребует чрезвычайно сложных и дорогостоящих, практически натуральных экспериментов. Следует отметить, что эксперименты по исследованию эффекта ПТН с использованием реальных элементов конструкций или их моделей проводятся чрезвычайно редко в силу их трудоемкости и дороговизны [12]. Наиболее распространенными являются испытания на растяжение компактных образцов (С(Т) образцов) и образцов в виде балки при трех- или четырехточечном изгибе [6, 13]. Однако они неприменимы для моделирования и отработки возможной технологической операции на основе эффекта ПТН.

Для реализации новых технологических подходов с использованием ПТН необходимы специальные экспериментальные методики, моделирующие технологию ПТН на простой модели элемента конструкции с трещинами. В настоящей работе приведены результаты исследований повышения СХР на простой модели толстостенной оболочки (кольцевого образца с радиальными трещинами от внутренней поверхности) путем нестационарного нагрева ее наружной поверхности.

При этом на внутренней поверхности возникают растягивающие напряжения, значения которых у вершины трещины достигают предела текучести. При таком режиме термомеханической обработки (ТМО) уровень напряжений и деформаций у вершины трещины достаточно просто контролируется, что подтверждается данными экспериментов и результатами численного моделирования.

Образцы, методика ТМО и испытания. В качестве объекта исследования (модель цилиндрической конструкции) был выбран кольцевой образец с двумя внутренними диаметрально противоположными надрезами и усталостными трещинами. Из горячекатаного листа стали 45 толщиной 12 мм вытачивали заготовки кольцевых образцов внешним диаметром 116 мм, внутренним диаметром 60 мм и толщиной 10 мм. Для определения механических свойств материала из того же листа стали вдоль прокатки изготавливали цилиндрические образцы с диаметром рабочей части 4 мм. Результаты статических испытаний на одноосное растяжение при скорости нагружения 2 мм/мин в диапазоне температур от -150 до 500°C приведены в табл. 1.

Шевронные надрезы для инициирования трещин в образце ориентированы поперек прокатки листа. Их геометрия соответствовала требованиям к надрезам образцов, используемых для определения трещиностойкости [14].

Механические свойства стали 45

Температура, °С	Модуль упругости E , ГПа	Предел текучести $\sigma_{0,2}$, МПа	Предел прочности σ_B , МПа
-150	210	734	937
-100	210	610	846
20	210	366	659
150	210	351	651
300	210	326	688
500	210	248	357

Выращивание начальных усталостных трещин в кольцевом образце проводили на резонансной машине TESTRONIC 50 kN фирмы Rumul (Швейцария). Для контроля параметров усталостной трещины применялась система измерения Fractomat, которая основана на принципе регистрации падения электрического потенциала в цепи измерения. Для этого использовали сплошные фольговые датчики из константана на изолированной подложке. Их наклеивали перед вершиной трещины кольцевого образца. На датчики подается постоянный ток и при их постепенном разрушении регистрируется падение электрического потенциала в цепи, которое в зависимости от базы измерения (10 мм) пересчитывается в фактическую длину трещины.

Кольцевой образец с надрезами монтировали в силовую цепь машины при помощи вилочных захватов и фиксировали шпильками. Образец ориентировали в захватах таким образом, чтобы обеспечить равномерное приложение нагрузки по всей его толщине, плоскость надрезов располагали перпендикулярно оси нагружения машины.

Для выращивания трещины образец подвергали циклической растягивающей нагрузке (коэффициент асимметрии 0,1). Уровень нагрузки выбирали таким образом, чтобы ее максимальное значение на последних 2,5% длины каждой из усталостных трещин не превышало 60% от значения критического коэффициента интенсивности напряжений K_{Ic} материала. Критерием остановки выращивания являлось достижение одной из трещин (более быстрой) условия $a/W = 0,5$, где a – длина трещины, W – ширина образца. По данной методике было подготовлено 5 кольцевых образцов.

Термомеханическая обработка кольцевого образца осуществлялась путем его помещения в полость предварительно нагретой вертикальной электрической печи в виде блока, изображенного на рис. 1. Для контроля перепада температуры на внешней и внутренней поверхностях образца приваривали хромель-алюмелевые термопары, которые накрывали слоем базальтового волокна и тонкостенным экраном из нержавеющей стали для их термической защиты.

Для ТМО использовали шахтную печь с диаметром рабочего пространства 120 мм. Температуру стенки печи контролировали такой же хромель-алюмелевой термопарой.

Перед экспериментом печь прогревали до температуры 850°C. По достижении заданной температуры и ее стабилизации в рабочее пространство печи

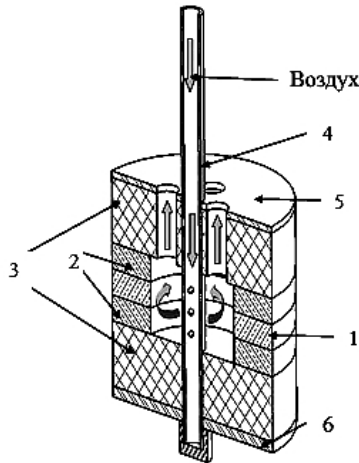


Рис. 1. Блок для термомеханической обработки: 1 – образец; 2 – массивные стальные кольца; 3 – теплоизолирующие кольца; 4 – труба с отверстиями; 5 и 6 – шайбы.

опускали блок с образцом. В течение всей обработки в полость блока подавали воздух комнатной температуры под давлением 0,5 ат.

В процессе нагрева блока непрерывно регистрировали температуру внешней и внутренней поверхностей образца, а также стенки печи. Температурно-временные зависимости приведены на рис. 2.

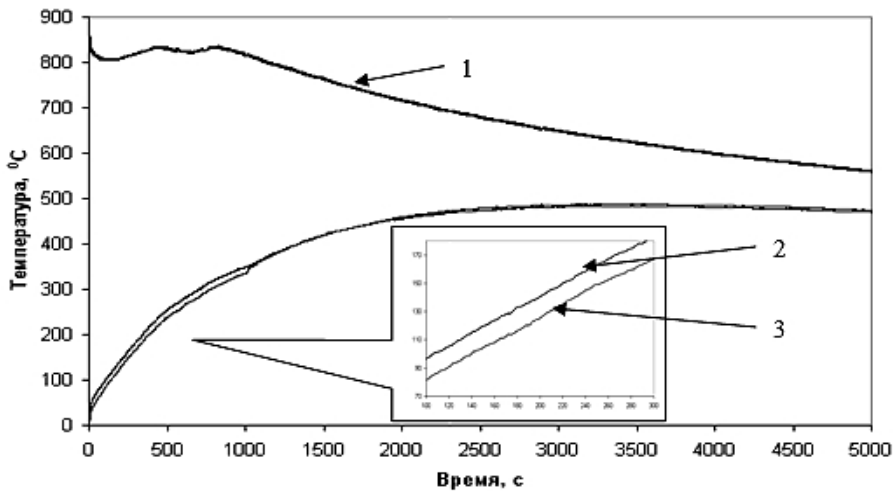


Рис. 2. Температурно-временные зависимости: 1 – стенка печи; 2 – внешняя поверхность кольца; 3 – внутренняя поверхность кольца.

Температуру в печи поддерживали на уровне 840...850°C. Максимальный перепад температуры составил порядка 17°C.

Данный перепад наблюдался на участке прогрева блока от 20 до 300°C. По достижении 300°C на внешней поверхности образца нагрев печи прекращали. После этого вся конструкция (печь и блок) остывали до комнатной температуры. По этой методике была проведена обработка трех кольцевых образцов.

Влияние равномерного нагрева оценивали при термической обработке одного образца, равномерно нагреваемого до температуры 500°C, соответствовавшей максимальной температуре, достигаемой при ТМО. Образец помещали в центральную часть горизонтальной печи и равномерно нагревали вместе с ней. Для предотвращения неравномерности нагрева наружную поверхность образца изолировали слоем базальтового волокна. Зарегистрированный перепад температуры составил не более 3°C.

В качестве критерия оценки влияния термообработки на СХР был выбран K_{1c} . Для определения трещиностойкости (K_{1c}) использовали дуговой образец с боковым надрезом, который получали путем разрезания на две равные части кольцевых образцов в исходном и термообработанном состоянии (рис. 3). После соответствующего сверления отверстий под тяги дуговой образец соответствовал рекомендациям стандарта [14]. Всего при испытаниях на трещиностойкость использовали по 2 образца в исходном состоянии и после равномерного нагрева в печи, а также 6 образцов после ТМО.

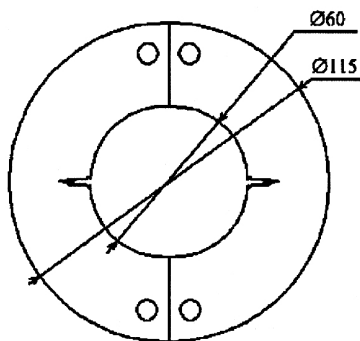


Рис. 3. Образец для испытаний на трещиностойкость.

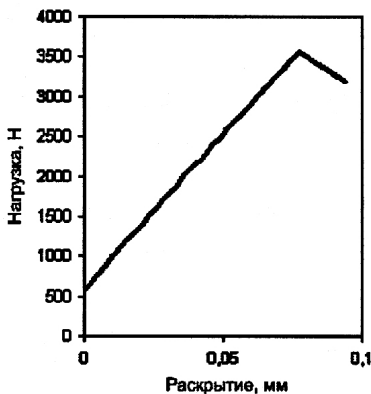


Рис. 4. Характерная диаграмма нагрузка–раскрытие трещины.

Испытания проводили на серво-гидравлической испытательной машине Instron 8802, оборудованной термокамерой, в которой создавали температуру -100°C , подавая в камеру пары жидкого азота. По достижении указанной температуры образец выдерживали 5-6 мин, после чего испытывали. Перед испытанием к образцу точечной сваркой приваривали хромель-алюмелевую термопару для контроля его температуры в течение всего испытания. Точность измерения температуры составляла $\pm 1^{\circ}\text{C}$. Для регистрации раскрытия трещины использовали датчик перемещения Instron 2670-122 с рабочим диапазоном температур от -200 до 200°C . Полученные экспериментальные диаграммы нагрузка–раскрытие трещины (рис. 4) обрабатывали согласно требованиям стандарта [14].

Результаты испытаний на трещиностойкость и их анализ. В табл. 2 приведены экспериментальные данные и рассчитанные по ним значения K_{1c} .

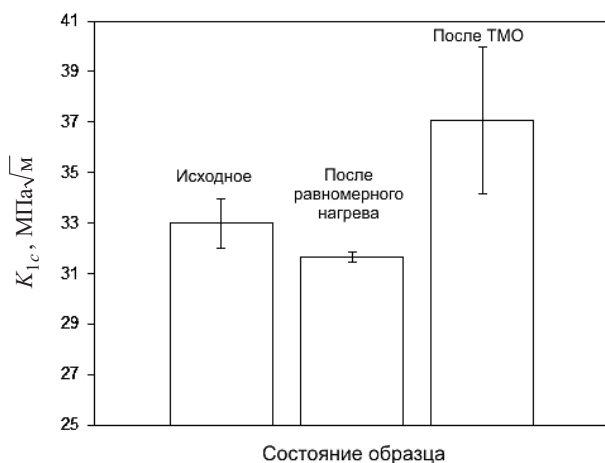
Из результатов испытаний следует, что образцы после ТМО имеют более высокие значения СХР: трещиностойкость в среднем на 11% выше (рис. 5). Следует отметить отсутствие существенного различия значений трещиностойкости образцов в исходном состоянии и после равномерного нагрева.

Т а б л и ц а 2

Экспериментальные данные и расчетные значения K_{Ic}

№ п/п	Состояние образца	a , мм	W , мм	B , мм	X , мм	P_Q , кН	K_{Ic} , МПа $\sqrt{м}$
1	Исходное	13,896	27,4	10,90	13,7	3,41	32,46
2		14,336	27,4	10,90	13,6	3,34	33,48
3	Равномерный нагрев	13,412	27,4	10,90	13,8	3,52	31,72
4		12,996	27,4	10,90	13,8	3,67	31,52
5	ТМО	13,192	27,4	10,90	13,9	4,28	37,70
6		12,816	27,4	10,90	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

Примечание. B – толщина образца; X – смещение отверстий относительно начала надреза; P_Q – нагрузка, рассчитанная по диаграмме нагружение–раскрытие трещины.

Рис. 5. Экспериментальные значения K_{Ic} .

Для анализа результатов испытаний и установления причин возрастания трещиностойкости образцов после ТМО было выполнено численное моделирование всей ее истории.

Численное моделирование выполняли методом конечных элементов с использованием программного комплекса ANSYS [15]. На первом этапе моделирования определяли распределение температур и напряженно-деформированное состояние (НДС) в кольцевом образце с трещиной при его ТМО, а на втором – остаточное НДС у вершины трещины для дуговых образцов.

В расчетах использовали модель кольцевого образца с размерами, идентичными экспериментальным. Длину внутреннего бокового надреза с усталостной трещиной принимали равной 13 мм. В силу симметрии кольцевого

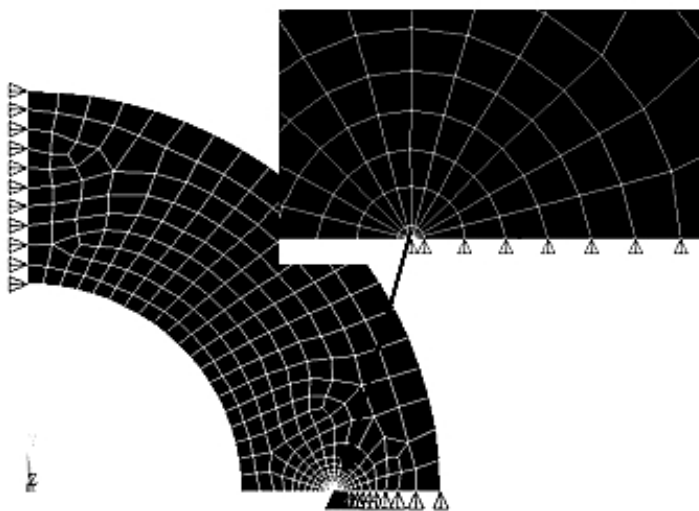


Рис. 6. Расчетная модель для кольцевого образца с конечноэлементной дискретизацией.

образца для упрощения задачи и сокращения времени счета использовали его четвертую часть (рис. 6). Надрез и трещину представляли в виде математического разреза.

Задачу решали для плоского деформированного состояния в двухмерной постановке. При конечно-элементной дискретизации использовали плоский линейный конечный элемент Plane 13 [15], включающий четыре узла с тремя возможными степенями свободы для каждого из них (UX, UY, TEMP). Элемент относится к семейству “совмещенных” термомеханических элементов с возможностью одновременного получения решения как нестационарной температурной задачи, так и расчета НДС.

На начальном этапе моделирования проанализировали влияние конечно-элементного разбиения в зоне трещины на точность получаемых распределений напряжений. Решение тестовых задач выполняли при последовательном сгущении сеток: каждая последующая сетка в зоне концентратора была получена четырехкратным сгущением. При величине конечных элементов у вершины трещины $2,5 \cdot 10^{-5}$ м значения напряжений и деформаций мало отличались от результатов предыдущего решения на более разреженной сетке [16], поэтому данный размер элементов и использовали в дальнейших расчетах.

При построении конечных элементов у вершины трещины применяли регулярную сетку, которую разрежали по мере удаления от нее. При решении задачи использовали билинейную модель материала с кинематическим упрочнением, учитывающую эффект Баушингера. Неупругий участок диаграммы задавали в виде тангенса угла наклона прямой, равного пределу текучести материала для конкретной температурной точки. Температурные изменения свойств материала приведены табл. 1. Значения других характеристик материала, использовавшихся при решении задачи, приведены в табл. 3 [17].

Поскольку рассматривали четвертую часть образца, на границах модели, совпадающих с его вертикальной и горизонтальной осями, задавали условия симметрии (исключая трещину). Нагрев образца моделировали, принимая

Т а б л и ц а 3

Теплофизические свойства стали 45

Характеристика	Температура, °С							
	21	93	204	315	426	537	648	760
Коэффициент линейного расширения	1,098	1,152	1,224	1,296	1,350	1,404	1,458	1,405
Теплопроводность	64,60	63,15	55,24	49,87	44,79	39,71	34,86	30,46
Удельная теплоемкость	444,00	452,38	511,02	561,29	611,55	661,81	762,34	1005,30

граничные условия третьего рода на внутренней и внешней поверхностях кольцевого образца: плотность теплового потока, коэффициент теплопередачи и температуру окружающей среды.

Для получения расчетного температурного поля, идентичного зарегистрированному в эксперименте, путем нескольких итераций подбирали граничные условия, обеспечивающие:

- соответствие расчетных кривых нагрева внешней и внутренней поверхностей кольцевого образца экспериментальным температурным кривым;
- соответствие экспериментально зарегистрированного перепада температур на внутренней и внешней поверхностях образца.

В итоге нагрев образца моделировали, создавая тепловой поток на внешней поверхности образца в зависимости от времени обработки. На ее внутренней поверхности нагрев задавали коэффициентом теплоотдачи и температурой среды в полости образца. Равномерное остывание всего блока оценивали при коэффициенте теплоотдачи $\alpha = 20 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot ^\circ\text{С})$ и температуре окружающей среды $T = 20^\circ\text{С}$.

Для оценки перераспределения напряжений и деформаций у вершины трещины кольцевого образца при его разрезании на две части выполняли соответствующее моделирование данной операции: после 30000 с (полное остывание образца) исключали условие симметрии на вертикальном торце модели кольца, рис. 6.

Результаты численного моделирования приведены на рис. 7–9. На рис. 7 представлены экспериментальные и расчетные временные зависимости перепада температур на наружной и внутренней поверхностях кольцевого образца. Их соответствие подтверждается корректностью заданных граничных условий при численном моделировании температурной части задачи.

Из расчетов следует, что наличие перепада температур в кольцевом образце при ТМО создает нестационарное НДС, которое характеризуется высокими напряжениями в зоне концентратора. На рис. 8 показана временная зависимость осевых напряжений σ_y , действующих у вершины трещины перпендикулярно ее плоскости.

Осевые напряжения достигают максимального значения 511 МПа уже на 20-й секунде нагрева. Затем они начинают снижаться и на этапе прекращения продувки полости блока воздухом (1050 с) составляют 168 МПа. После

продувки и выравнивания температуры по толщине образца осевые напряжения меняют свой знак (у вершины трещины возникают напряжения сжатия).

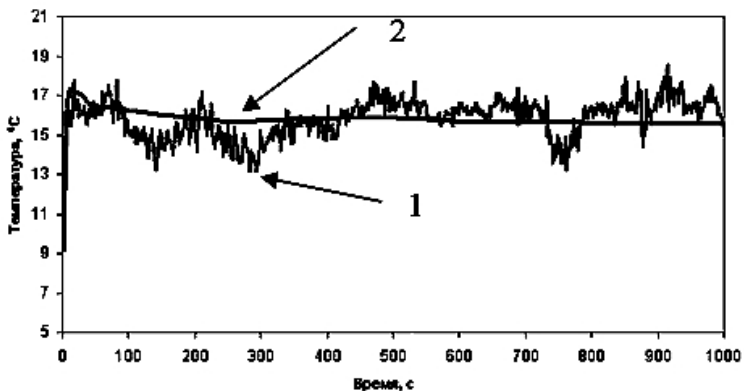


Рис. 7. Временная зависимость перепада температуры: 1 – эксперимент; 2 – расчет.

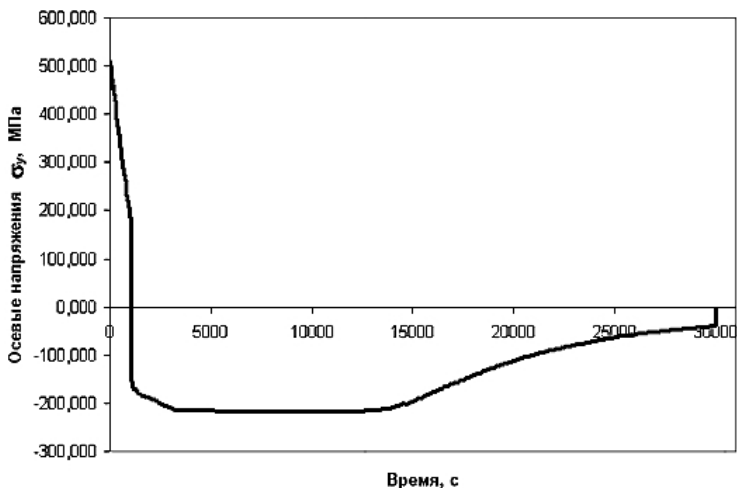


Рис. 8. Осевые напряжения σ_y у вершины трещины.

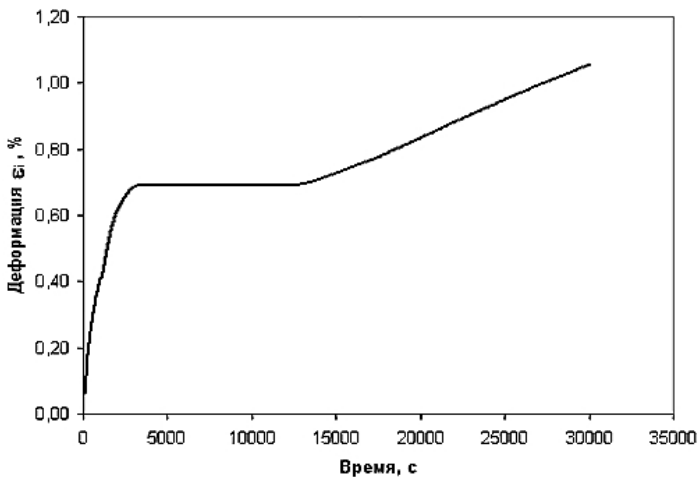


Рис. 9. Эквивалентная пластическая деформация ϵ_i у вершины трещины.

На рис. 9 представлена временная зависимость эквивалентной пластической деформации у вершины трещины. Рост деформаций во всем временном интервале объясняется изменением свойств материала с повышением температуры (уменьшением предела текучести). Как только в образце устанавливается равномерное температурное поле, рост пластической деформации прекращается, при этом ее максимальное значение составляет 0,69%. В процессе остывания продолжается накопление пластических деформаций, и после разрезания кольца по окончании ТМО (30001 с) максимальное значение накопленной эквивалентной пластической деформации составляет 1,06%, а уровень остаточных напряжений практически равен нулю.

Результаты численного моделирования ТМО кольцевого образца и последующего его разрезания на два дуговых показывают, что у вершин трещин последних отсутствуют остаточные напряжения. Следовательно, возможной причиной эффекта ТМО, приводящей к экспериментально зарегистрированному росту K_{Ic} , является деформационное упрочнение материала у вершины трещины, а также возможное ее затупление, поскольку уровень деформации после ТМО достигал 1,06%.

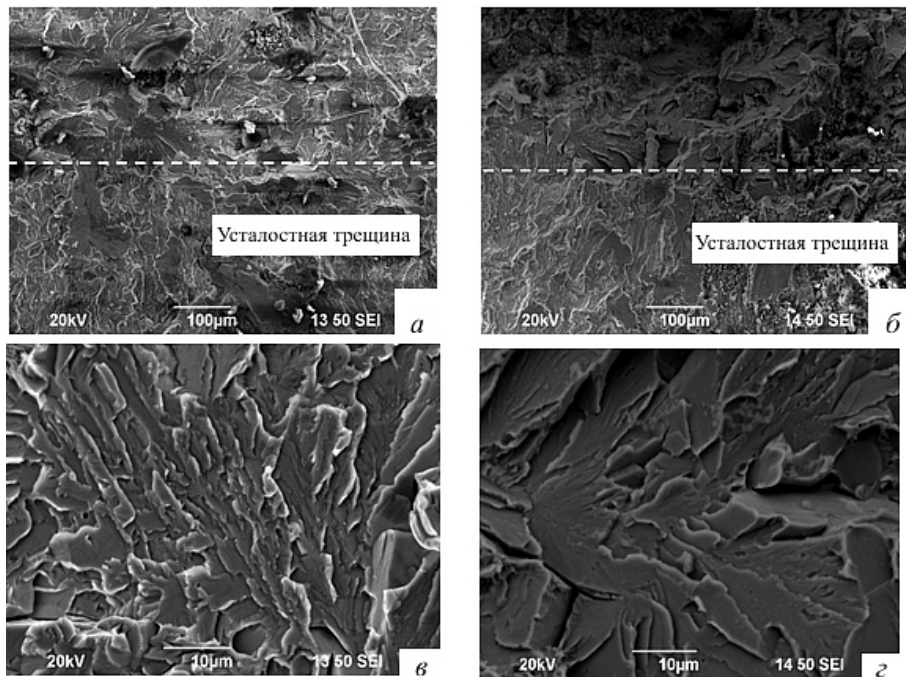


Рис. 10. Внешний вид изломов образцов в исходном состоянии (а, б) и после ТМО (б, г). Пунктирные линии соответствуют фронту усталостной трещины. Фрактографии в, г получены на расстоянии около 50 мкм от фронта усталостной трещины.

О деформационном характере упрочнения материала у вершины трещины свидетельствуют данные фрактографических исследований. Исследования выполняли на сканирующем электронном микроскопе JEOL JCM-5700. На рис. 10,а,б представлены фрактографии переходной зоны между усталостной трещиной и областью излома, полученного при статическом растяжении. На рис. 10,в,г изображены участки статического излома в переходной зоне (над

вершиной усталостной трещины). В случаях исходного материала и после ТМО характер разрушения квазихрупкий, однако внешний вид статического излома отличается. В исходных образцах фасетки скола лежат практически в одной плоскости, совпадающей с плоскостью усталостной трещины. В образцах после ТМО характер излома более рельефный (большая разница в высоте между выступами и впадинами, т.е. суммарная площадь поверхности излома в образцах после ТМО больше, чем в исходном материале). Кроме того, на поверхности излома видны микротрещины в направлении, перпендикулярном плоскости усталостной трещины. Все это говорит о том, что на разрушение образца после ТМО была затрачена большая энергия, что также подтверждается результатами испытаний на трещиностойкость.

Такой характер разрушения является следствием упрочнения у вершины трещины при ТМО за счет локальных пластических деформаций. Известно, что при деформировании стали выше предела текучести происходит интенсивное размножение дислокаций в различных плоскостях скольжения и их взаимное пересечение. Разрушение материала в таком состоянии приводит к формированию более рельефной поверхности (имеется множество плоскостей скола, расположенных под различными углами друг к другу).

Выводы

1. Анализ результатов численного моделирования ТМО кольцевого образца с трещинами показывает, что обработка вызывает локализованное пластическое течение материала у вершины трещины, приводящее к упрочнению и формированию остаточных напряжений сжатия при последующем охлаждении.

2. Результаты экспериментальных исследований подтверждают, что предложенный вариант ТМО кольцевого образца с двумя радиальными трещинами из стали 45 способствует повышению ее СХР, величина K_{1c} при низкой температуре (-100°C) повышается на 11%.

3. Экспериментально установленное повышение СХР можно объяснить деформационным упрочнением материала у вершины трещины и ее затуплением при ТМО.

Резюме

Наведено результати експериментальних досліджень щодо оцінки впливу нестационарного нагрівання зовнішньої поверхні кільцевих зразків із радіальними тріщинами зі сталі 45 на їх тріщиностійкість. Завдяки такому нагріванню підвищується опір крихкому руйнуванню за низької температури. Результати числового моделювання показують, що нестационарне нагрівання зовнішньої поверхні зразка зумовлює локалізовану пластичну течію у вістрі тріщини, що призводить до її деформаційного зміцнення і затуплення.

1. Chell G. G., Haigh J. R., and Vitek V. A theory of warm prestressing: experimental validation and implications for elastic plastic failure criteria // *Int. J. Fract.* – 1981. – 17, No. 1. – P. 61 – 81.
2. Curry D. A. A micromechanistic approach to the warm pre-stressing of ferritic steels // *Ibid.* – No. 3. – P. 335 – 343.

3. *Pokrovsky V. V., Troschenko V. T., Kaplunenko V. G., et al.* A promising method for enhancing resistance of pressure vessels to brittle fracture // *Int. J. Press. Vess. Piping.* – 1994. – **58**. – P. 9 – 24.
4. *Покровский В. В., Иванченко А. Г.* Влияние режимов предварительного термомеханического нагружения на повышение сопротивления хрупкому разрушению теплоустойчивых сталей // *Пробл. прочности.* – 1999. – № 2. – С. 126 – 138.
5. *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.
6. *Smith D. J., Hadidimoud S., and Fowler H.* The effects of warm pre-stressing on cleavage fracture. Part 1: Evaluation of experiments // *Eng. Fract. Mech.* – 2004. – **71**. – P. 2015 – 2032.
7. *Smith D. J., Hadidimoud S., and Fowler H.* The effect of warm pre-stressing on cleavage fracture. Part 2: Finite element analysis // *Ibid.* – P. 2033 – 2051.
8. *Rintamaa R., Wallin K., Keinanen H., et al.* Consistence of fracture assessment criteria for the NESC-1 thermal shock test // *Int. J. Press.Vess. Piping.* – 2001. – **78**. – P. 125 – 135.
9. *Pressurized Thermal Shock in Nuclear Power Plants: Good Practices for Assessment* // IAEA-TECDOC-1627. – IAEA. – Vienna, 2010. – 217 p.
10. *Пат. України № 18927А, С 21 D 7/02.* Спосіб підвищення стійкості конструкцій до поширення тріщин / В. Т. Трощенко, В. В. Покровський, В. Ю. Подкозьин та ін. – Опубл. 25.12.97, Бюл. № 6.
11. *Пат. України № 21758А, С 21 D 9/08.* Пристрій для термічної обробки корпусних конструкцій / В. В. Покровський, М. О. Штейнберг, В. К. Бронніков та ін. – Опубл. 30.04.98, Бюл. № 2.
12. *Pugh C. E. and Bass B. R.* A Review of Large-Scale Fracture Experiments Relevant to Pressure Vessel Integrity under Pressurized Thermal Shock Conditions // *NUREG/CRORNL/TM-2000/360.* – 2000. – 33 p.
13. *Chen H., Wang V. B., Wang G. Z., and Chen X.* Mechanism of effects of warm prestressing on apparent toughness of precracked specimens of HSLA steels // *Eng. Fract. Mech.* – 2001. – **68**. – 1669 – 1686.
14. *E399-90.* Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials. – ASTM. – 1997.
15. *ANSYS HTML.* Online Documentation. – SAS IP Inc. – 2005.
16. *Kotlyarenko A. A., Prach T. A., Kharchenko V. V., and Chirkov A. Yu.* Numerical simulation of stress-strain state near crack tip in a compact tensile specimen // *Strength Mater.* – 2009. – **41**, No. 1. – P. 106 – 112.
17. *Tsai C. L., Dai W. L., Dickinson D. W., and Papritan J. C.* Analysis and development of a real-time control methodology in resistance spot welding // *Weld. J.* – 1991. – **70**. – P. 339 – 351.

Поступила 23. 12. 2011