

УДК 539.3

## ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ПОВРЕЖДАЕМОСТИ ПРИ ПОЛЗУЧЕСТИ ДЛЯ КРУГЛЫХ ОБРАЗЦОВ С НАДРЕЗАМИ ИЗ СПЛАВА 2,25Cr–1Mo

Д. Желван

Касликский университет Святого Духа, Джуния, Ливан

E-mail: jadjelwan@usek.edu.lb

Предложена модификация теории Качанова — Работнова повреждаемости материала в условиях ползучести. Представлены одномерная и многомерная модели с учетом неустановившейся ползучести. Скалярный параметр поврежденности вычислялся до момента разрушения как функция времени и напряжения. При построении модели использованы экспериментальные результаты для случая одноосного деформирования образца. Вычислены времена до разрушения для образцов с различными надрезами. Показано, что использование параметра поврежденности позволяет определить область, в которой происходит повреждение. Проведено сравнение экспериментальных и теоретических результатов. Показано, что учет первой стадии ползучести оказывает существенное влияние на распределение областей, в которых происходит повреждение материала.

Ключевые слова: поврежденность, ползучесть, образцы с надрезами, экспериментальные данные.

DOI: 10.15372/PMTF20170114

**Введение.** В материале элементов конструкций, работающих при высоких температурах, вследствие накопления пластических деформаций и деформаций ползучести происходят необратимые изменения: образуются поры, трещины и т. п. Этот процесс называется поврежденностью материала. В результате поврежденности материала срок эксплуатации элементов конструкций существенно сокращается. Континуальная теория повреждаемости была предложена в работах Л. М. Качанова и Ю. Н. Работнова [1, 2] для описания кинетики повреждений материала элементов конструкций, работающих в условиях ползучести.

Существует ряд методов, позволяющих получить эффективное решение [3]. В настоящей работе предложен метод определения длительной прочности элементов конструкций, в котором учитывается третья стадия ползучести. С использованием метода конечных элементов исследовано напряженное состояние в образцах с надрезами четырех типов и определена длительная прочность этих образцов. Проведено сравнение вычисленных времен до разрушения (длительной прочности) с экспериментальными данными [4, 5].

**1. Формулировка модели поврежденности.** Сформулируем модели поврежденности для случаев одноосного и сложного нагружения.

1.1. *Одноосная ползучесть.* Первые модели поврежденности с учетом перераспределения напряжений и деформаций вследствие внутренних повреждений представлены в работах Л. М. Качанова [1] и Ю. Н. Работнова [2]. Обзор работ, посвященных созданию модели

поврежденности, приведен в [6]. При постоянных нагрузках признаком поврежденности материала является увеличение скорости (третья стадия ползучести), а в испытаниях с постоянной скоростью деформации признаком поврежденности является уменьшение напряжения. При отсутствии повреждений параметр поврежденности  $\omega = 0$ , при разрушении  $\omega = 1$ . В [7] для одноосного случая полагалось, что скорости деформации ползучести  $\dot{\varepsilon}^{cr}$  зависят от приложенного напряжения  $\sigma_0$  и параметра поврежденности  $\omega$ :

$$\dot{\varepsilon}^{cr} = f(\sigma_0, \omega).$$

Для предсказания поведения материала в условиях ползучести с учетом первой и второй стадий, а также для определения времени до разрушения использовалась зависимость

$$\dot{\varepsilon}^{cr} = B\sigma^n t^m. \quad (1)$$

Уравнение (1), называемое уравнением Нортон — Бейли, справедливо при изотермических условиях нагружения. Введение множителя  $t^m$  позволяет учитывать начальную стадию ползучести. В настоящей работе используются экспериментальные данные [3] об ускоренной ползучести, при которой учет первой стадии имеет существенное значение. Как и в [7], поврежденность материала измеряется с помощью параметра поврежденности  $\omega$ , скорость изменения поврежденности  $\dot{\omega}$  является функцией приложенного напряжения  $\sigma_0$  и текущего значения  $\omega$ :

$$\dot{\omega} = f(\sigma_0, \omega).$$

Примем следующую зависимость:

$$\dot{\omega} = \frac{d\omega}{dt} = \frac{At^m \sigma_0^\chi}{(1-\omega)^\varphi}. \quad (2)$$

В (1), (2)  $A, B, m, n, \chi, \varphi$  — параметры модели для данного материала.

Со временем вследствие ползучести в критически нагруженных областях накапливаются повреждения, что приводит к расширению этих областей и разрушению конструкции. С учетом параметра поврежденности уравнение состояния для установившейся ползучести запишем в виде

$$\dot{\varepsilon}^{cr} = \frac{d\varepsilon}{dt} = Bt^m \left( \frac{\sigma_0}{1-\omega} \right)^n. \quad (3)$$

При одноосном нагружении время до разрушения определяется из уравнения (2) путем интегрирования с учетом следующего условия: при  $t = 0$   $\omega = 0$ , в момент разрушения образца  $t_r$   $\omega = \omega_r = 1$ . Таким образом, получаем

$$\int_0^{\omega_r} (1-\omega)^\varphi d\omega = \int_0^{t_r} A\sigma_0^\chi t^m dt = \frac{1+m}{\{[A\sigma_0^\chi(\varphi+1)][1-(1-\omega_r)^{\varphi+1}]\}^{1/(1+m)}}. \quad (4)$$

Для параметра поврежденности  $\omega_r$  имеем

$$\omega_r = 1 - \left( 1 - \frac{(\varphi+1)At_r^{m+1}\sigma_0^\chi}{1+m} \right)^{1/(\varphi+1)}. \quad (5)$$

Интегрируя уравнение (2) и подставляя его в (5), для текущего значения параметра поврежденности получаем выражение

$$\omega(t) = 1 - \left( 1 - \frac{(\varphi+1)At^{m+1}\sigma_0^\chi}{1+m} \right)^{1/(\varphi+1)}.$$

С использованием уравнений (4), (5) находим

$$\omega(t) = 1 - \left\{ 1 - \left[ \left( \frac{t}{t_r} \right)^{1+m} [1 - (1 - \omega_r)]^{\varphi+1} \right] \right\}^{1/(\varphi+1)}. \quad (6)$$

Из уравнений (3), (6) получаем выражение для скорости деформации ползучести как функции параметра поврежденности:

$$\dot{\varepsilon}^{cr} = B t^m \sigma_0^n \left[ 1 - \left( \frac{t}{t_r} \right)^{1+m} [1 - (1 - \omega_r)^{1+\varphi}] \right]^{-n/(1+\varphi)}. \quad (7)$$

В [5] с учетом деформации упругости и ползучести экспериментально изучалось одноосное растяжение образцов с надрезами и получено следующее выражение для времени до разрушения:

$$t'_r = 2,183 \cdot 10^{20} \sigma^{-7,9}. \quad (8)$$

Используя уравнения (7), (8), для деформации ползучести как функции времени и напряжения получаем выражение

$$\varepsilon^{cr} = \frac{B \sigma_0^n (t'_r)^{1+m}}{(1+m)[(1+\varphi-n)/(1+\varphi)][1 - (1 - \omega_r)^{1+\varphi}]} \times \left( 1 - \left\{ 1 - \left[ \left( \frac{t}{t'_r} \right)^{1+m} [1 - (1 - \omega_r)]^{\varphi+1} \right] \right\}^{(1-n+\varphi)/(\varphi+1)} \right). \quad (9)$$

Уравнение (9) аналогично уравнениям, полученным в [8] с учетом первой стадии ползучести жаропрочного сплава на основе никеля при температуре 600 °С. В уравнении (9) критический параметр поврежденности изменяется в диапазоне  $0 < \omega_r \leq 1$ . При  $\omega_r = 0,1$  в уравнении (9) третья стадия ползучести не учитывается, при  $\omega_r = 0,9$  — учитывается. В настоящей работе параметр поврежденности принимался равным  $\omega_r = 0,5$ . Увеличение или уменьшение значения этого параметра определяется необходимостью учета третьей стадии ползучести, что зависит от результатов эксперимента.

1.2. *Критерий разрушения при многоосном нагружении.* В случае многоосного нагружения определяющие уравнения имеют вид

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{cr} = \frac{d\dot{\varepsilon}_{ij}^{cr}}{dt} = \lambda S_{ij}, \quad \lambda = \frac{3}{2} \frac{\dot{\varepsilon}_{eq}^{cr}}{\sigma_{eq}}, \quad S_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3} \delta_{ij} \sigma_{kk}. \quad (10)$$

Таким образом, при многоосном нагружении уравнение (1) выражается через эквивалентное напряжение:

$$\varepsilon_{eq}^{cr} = B t^m (\sigma_{eq})^n, \quad \sigma_{eq} = \left( \frac{3}{2} S_{ij} S_{ij} \right)^{1/2}. \quad (11)$$

Подставляя уравнение (11) в (10), определим параметр  $\lambda$ :

$$\lambda = \frac{3}{2} m B (\sigma_{eq})^{n-1} t^{m-1}.$$

Используя закон упрочнения, вычислим скорость деформации ползучести:

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{cr} = \frac{3}{2} m B (\sigma_{eq})^{n-1} t^{m-1} S_{ij}.$$

Тогда для многоосного случая уравнение скорости деформации ползучести с учетом параметра поврежденности принимает вид

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{cr} = \frac{3}{2} m B t^m \sigma_{eq}^{n-1} \left[ 1 - \left( \frac{t}{t_r} \right)^{1+m} [1 - (1 - \omega_r)^{1+\varphi}] \right]^{-n/(1+\varphi)} S_{ij}, \quad (12)$$

где единицей измерения напряжений является мегапаскаль, скорости деформации — час в минус первой степени.

В работе [9] предложена корреляция поведения материала при одноосном и сложном нагружениях:

$$\sigma_r = \alpha\sigma_1 + (1 - \alpha)\sigma_{eq}. \quad (13)$$

В (13) параметр  $\sigma_{eq}$  учитывает проскальзывание по границам зерен,  $\sigma_1$  — процесс ползучести;  $\alpha$  — параметр материала, зависящий от температуры. Уравнение (13) используется для вычисления напряжения, при котором разрушение происходит в “скелетной” точке (полагается, что в этой точке напряжения не зависят от времени). Используя (13) и экспериментальные данные, можно определить долговечность элемента конструкции при ползучести. Однако при этом для оценки параметра  $\alpha$  требуется проведение дорогостоящих испытаний исследуемого элемента конструкций при ползучести. При практическом использовании полагается  $\alpha = 1$ , тогда  $\sigma_r = \sigma_{eq}$ , либо  $\alpha = 0$ , тогда  $\sigma_r = \sigma_1$ . Иной подход к прогнозированию долговечности при ползучести основан на введении понятия характерного напряжения, которое является суммой максимального главного и гидростатического напряжений. Как правило, напряжение вычисляется с использованием предельной нагрузки  $P_L$  элемента конструкции [10]:

$$\sigma_{ref} = \frac{P_w\sigma_y}{P_L}. \quad (14)$$

Здесь  $P_w$  — эксплуатационная нагрузка;  $P_L$  — нагрузка при достижении предела текучести. Уравнение (14) получено с использованием теорем о нижней границе, следовательно, значение  $\sigma_{ref}$  меньше истинного, что может привести к завышению времен до разрушения. В данной работе рассматриваются два значения напряжения разрушения:  $\sigma_r = \sigma_{eq}$  и  $\sigma_r = \sigma_1$ .

**2. Конечноэлементная постановка задачи.** При тестировании модели поврежденности, описанной выше, в работе [5] проведена оценка времен до разрушения при ползучести для образцов с надрезами четырех типов: модифицированный британский стандарт (MBS), образец Бриджмена (B), модифицированный образец Бриджмена 1 (MB1) и модифицированный образец Бриджмена 2 (MB2) (рис. 1). Стержни имели одинаковые номинальные размеры и были изготовлены из стали с добавлением 2,25 % Cr и 1 % Mo. Расчет проводился с использованием конечноэлементного пакета Ansys для осесимметричной постановки задачи. Расчетная область разбивалась на четырехугольные восьмиузловые элементы для осесимметричных задач. Одной границей расчетной области является линия симметрии, проходящая через центр надреза, на второй границе задавалось напряжение  $\sigma_0$ , значение которого взято из [5]. Количество элементов в модели варьировалось от 3888 до 5184, размеры элемента в непосредственной близости от вершины надреза составляли приблизительно  $0,85 \times 0,85$  мм. Текущее значение параметра поврежденности определяется в соответствии с уравнением (6), значение деформации ползучести — из уравнения (12), где  $B = 1,78 \cdot 10^{-17}$ ;  $n = 9$  — значение показателя степени в законе Нортона [5]. Параметры поврежденности при одноосной деформации получены путем аппроксимации экспериментальных данных для трех стадий ползучести [11]:  $m = -0,2031$ ,  $A = 1,4522 \cdot 10^{-10}$ ,  $\varphi = 5,4141$ ,  $\chi = 3,0110$ . Значение модуля упругости  $E = 157$  МПа получено с использованием метода регрессии и кривой напряжение — деформация  $\sigma \sim \epsilon$  для стали с добавлением 2,25 % Cr и 1 % Mo при температуре 550 °C [12]. Модуль упругости характеризует упругопластическое состояние материала, в том числе в окрестности надреза.

**3. Результаты исследования и их обсуждение.** На рис. 2–5 приведены распределения эквивалентного напряжения по Мизесу и первого главного напряжения в образцах с надрезами в начальный момент времени и в момент разрушения. Во всех образцах с надрезами различного типа в начальный момент времени в окрестности вершины надреза

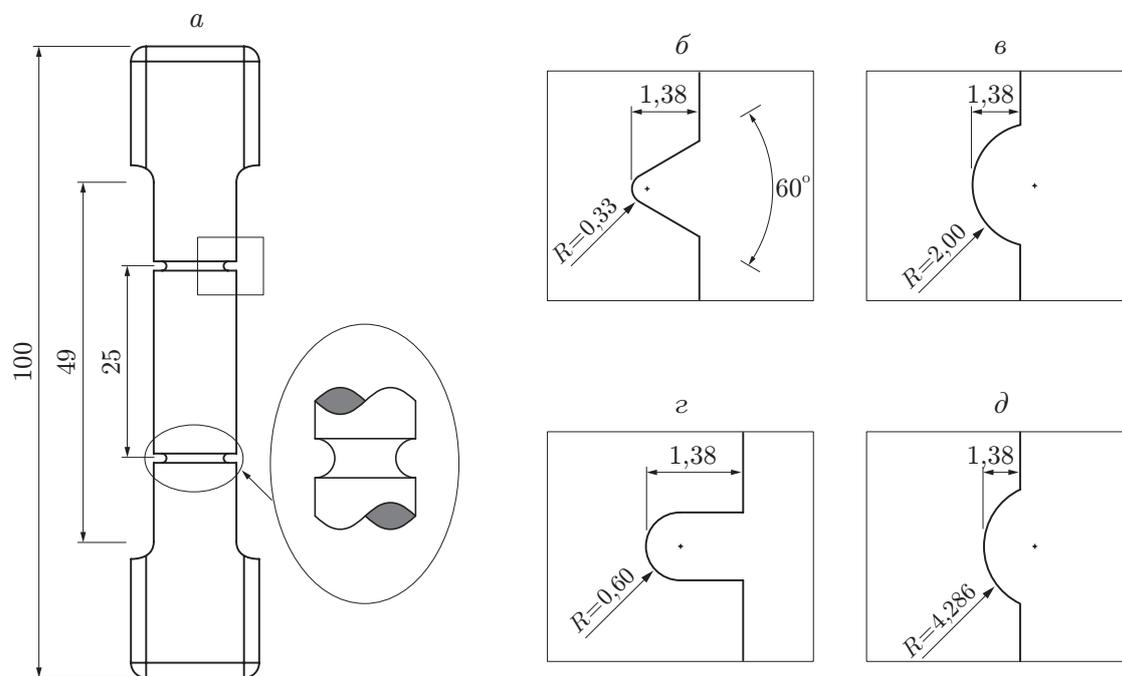


Рис. 1. Общий вид (а) и модификации надреза (б–д) испытываемых образцов из стали с добавлением 2,25 % Cr и 1 % Mo:

б — образец MBS, в — образец В, г — образец MB1, д — образец MB2

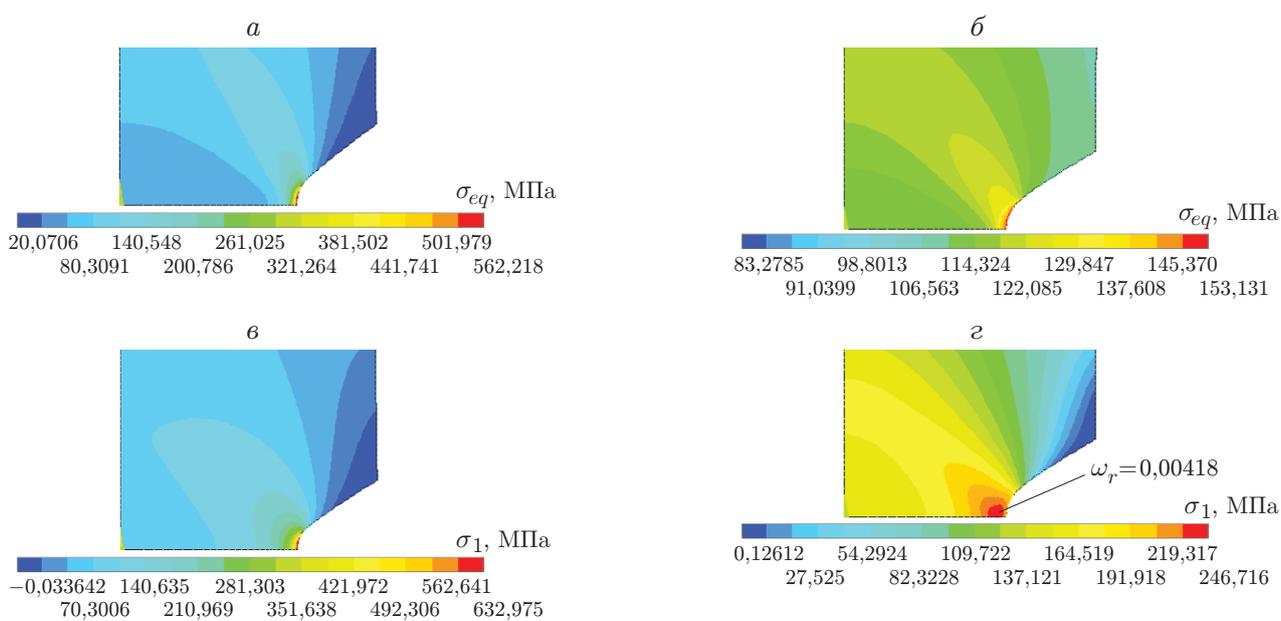


Рис. 2. Распределения эквивалентного напряжения по Мизесу (а, б) и первого главного напряжения (в, г) в образце типа MBS:

а, в — в начальный момент времени  $t = 0$ , б, г — в момент разрушения  $t = 640$  ч

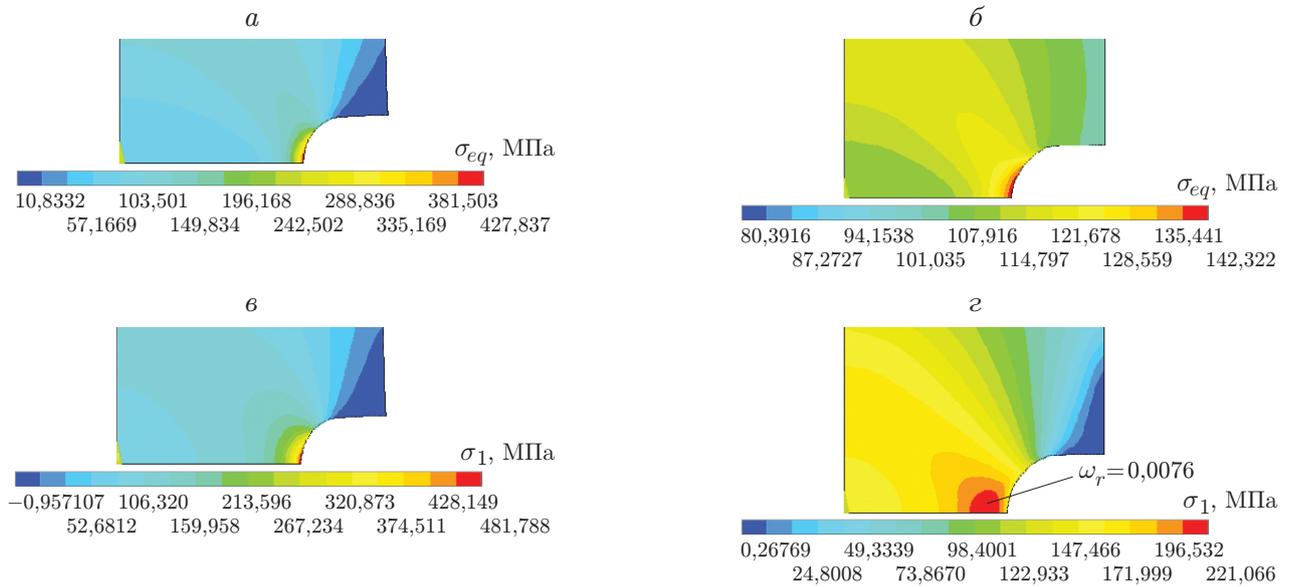


Рис. 3. Распределения эквивалентного напряжения по Мизесу (*a*, *б*) и первого главного напряжения (*в*, *г*) в образце типа MB1:

*a*, *в* — в начальный момент времени  $t = 0$ , *б*, *г* — в момент разрушения  $t = 1534$  ч

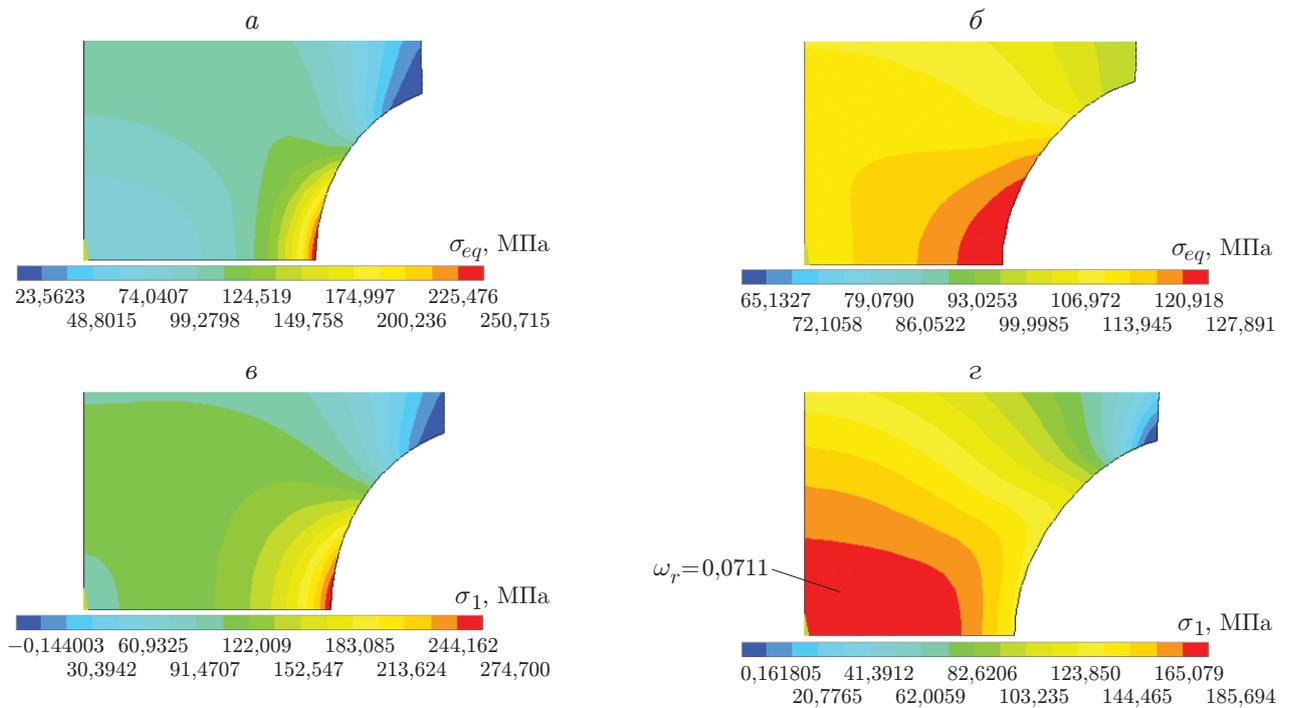


Рис. 4. Распределения эквивалентного напряжения по Мизесу (*a*, *б*) и первого главного напряжения (*в*, *г*) в образце типа B:

*a*, *в* — в начальный момент времени  $t = 0$ , *б*, *г* — в момент разрушения  $t = 3247$  ч

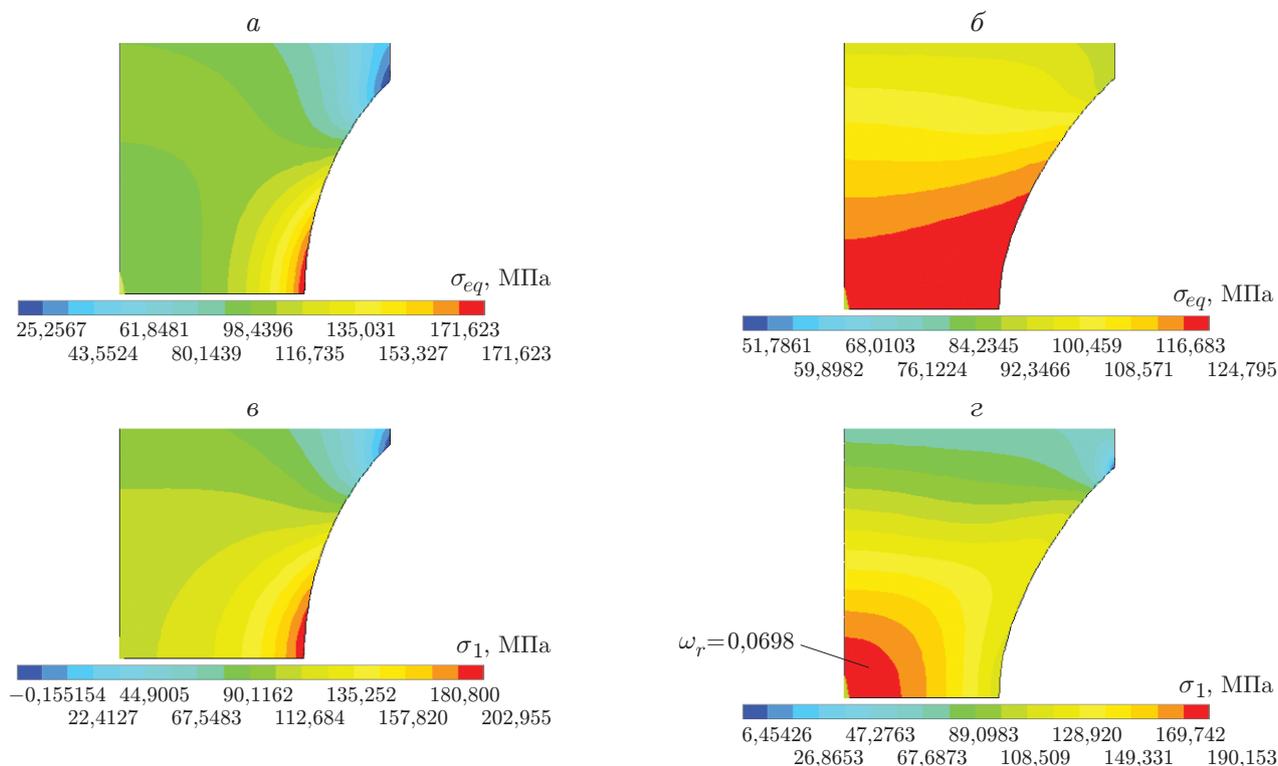


Рис. 5. Распределения эквивалентного напряжения по Мизесу (*а*, *б*) и первого главного напряжения (*в*, *г*) в образце типа MB2:

*а*, *в* — в начальный момент времени  $t = 0$ , *б*, *г* — в момент разрушения  $t = 4359$  ч

реализуется сложное напряженное состояние. В начальный момент времени максимальное значение главного напряжения в вершине надреза в образце типа MBS равно 623 МПа, в образце типа MB1 — 482 МПа, в образце типа В — 275 МПа, в образце типа MB2 — 203 МПа. В процессе ползучести происходит релаксация напряжений вплоть до момента разрушения. В момент разрушения максимальное значение главного напряжения в вершине надреза в образце типа MBS ( $t = 640$  ч) равно 247 МПа (рис. 6), в образце типа MB1 ( $t = 1534$  ч) — 221 МПа, в образце типа В ( $t = 3247$  ч) — 186 МПа, в образце типа MB2 ( $t = 4359$  ч) — 190 МПа (см. рис. 2–5). В образцах типа MBS и MB1 деформация ползучести распространяется вдоль наклонных прямых в направлении от вершины надреза к линии симметрии образцов (см. рис. 2, 3). В образце типа В область поврежденности находится на некотором удалении от вершины надреза, распространяясь вдоль его горловины в направлении к оси симметрии образца, и максимальное значение параметра поврежденности достигается на этой оси (см. рис. 4). Такой же характер распространения области поврежденности имеет место в образце типа MB2 (см. рис. 5), что обусловлено как деформациями ползучести, так и пластическими деформациями. В табл. 1 приведены вычисленные и экспериментальные значения времени разрушения образцов с надрезами различного типа. Максимальный размер области поврежденности, определенной при численном решении задачи, наблюдается в образцах типа В и MB2, имеющих наибольший радиус закругления в вершине надреза и наименьший коэффициент концентрации напряжений  $K_t$ . Наименьшая область поврежденности наблюдается в образцах типа MBS и MB1, которые имеют наименьший радиус закругления в вершине надреза и наибольший коэффициент концентрации напряжений  $K_t$ .

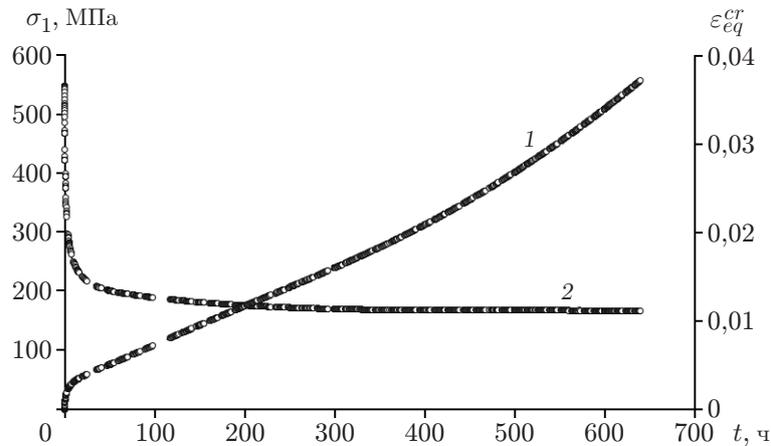


Рис. 6. Зависимости от времени эквивалентной по Мизесу деформации (1) и осевого напряжения (2) в вершине надреза для образцов типа MBS

Таблица 1

Экспериментальные и теоретические значения времени разрушения образцов с надрезами

Тип образца	$r/a$	$K_t$	$t, \text{ч}$	
			Данные эксперимента	Данные численного расчета
MBS	9,0	3,07	752	640
MB1	5,0	2,47	1041	1534
B	1,5	1,60	2526	3247
MB2	0,7	1,30	3945	4359

В работе [5] для анализа установившейся стадии ползучести использовался закон Нортона. Показано, что для образца типа MB2 в момент разрушения точка, в которой максимальное главное напряжение превышает максимальное эффективное напряжение, находится на безразмерном расстоянии от вершины надреза  $\xi = 0,4$ . В процессе деформирования эта точка смещается от вершины надреза к центру образца. Такое распределение напряжений соответствует распределению напряжений, полученному численно (см. рис. 5,2). На рис. 5,6 приведено распределение эквивалентных напряжений по Мизесу вдоль шейки надреза в образце типа MB2. В этом случае область поврежденности расположена вдоль шейки надреза, что противоречит результатам работы [5]. Таким образом, при определении областей поврежденности критерий разрушения следует формулировать, используя максимальное главное напряжение, а не эквивалентное напряжение Мизеса. В образце типа B с радиусом закругления в вершине надреза  $R = 2$  мм максимальная поврежденность имеет место в центре рабочего сечения, что соответствует результатам работы [5]. В образцах типа MBS и MB1 с радиусами закругления в вершинах надрезов  $R = 0,3; 0,6$  мм деформация ползучести локализована в области, расположенной вблизи вершины надреза. В образцах типа B и MB2 с радиусами закругления в вершинах надрезов  $R = 2,000; 4,288$  мм области деформаций ползучести распространяются в рабочем сечении от вершины надреза к оси симметрии образца. В образцах с небольшими радиусами закруглений в вершинах надрезов (образцы типа MBS и MB1) происходит локализация деформаций ползучести и пластических деформаций. В образцах с большими радиусами закруглений в вершинах надрезов (образцы типа B и MB2) локализация деформаций ползучести и пластических деформаций отсутствует.

Таблица 2

Напряжения в скелетной точке в образцах с надрезами

Тип образца	$\sigma_{net}$	$\sigma_e$	$\sigma_m$	$\sigma_1$	$\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_{net}}$	$\frac{\sigma_m}{\sigma_{net}}$	$\frac{\sigma_1}{\sigma_{net}}$	$\frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}}$	$\frac{\sigma_1}{\sigma_{eq}}$
MBS	202	121	143	221	0,599	0,707	1,094	1,181	1,826
MB1	195	126	132	208	0,646	0,676	1,066	1,047	1,650
B	171	133	95	154	0,777	0,555	0,900	0,714	1,157
MB2	155	139	70	115	0,896	0,451	0,741	0,503	0,827

Примечание.  $\sigma_{net}$  — напряжение в номинальном сечении.

**4. Моделирование характера разрушения при сложном нагружении.** Экспериментальные значения  $\sigma_m/\sigma_{eq}$  напряжения в случае трехосного нагружения взяты из работы [5]. Значения  $\sigma_m/\sigma_{eq}$  в “скелетной” точке, полученные для всех образцов методом конечных элементов, представлены в табл. 2.

На рис. 7 приведены зависимости от координаты  $\xi$  максимального главного напряжения, эквивалентного напряжения и отношения этих напряжений в рабочем сечении образцов с надрезами различного типа.

От величины эквивалентных напряжений зависит образование пустот в материале (нарушение сплошности) в процессе накопления деформаций ползучести, однако не зависит скорость увеличения их размера. Скорость увеличения размера пустот зависит от величины максимального первого напряжения, поэтому критерий разрушения, используемый в настоящей работе, зависит как от максимального главного напряжения, так и от эквивалентного напряжения по Мизесу. Во всех образцах, независимо от типа надреза, максимальное главное напряжение больше эквивалентного (см. рис. 7).

На рис. 7,а показано распределение напряжений в образце типа MBS. Как правило, в области, в которой первое главное напряжение больше эквивалентного, поврежденность имеет хрупкий характер, что приводит к длительному накоплению поврежденности материала. За этой областью следует область, в которой первое главное напряжение и эквивалентное напряжение приблизительно равны. В этой области хрупкое разрушение переходит в вязкое. В области, где эквивалентное напряжение становится больше первого главного, поврежденность, развивающаяся вследствие ползучести, имеет преимущественно вязкий характер и приводит к разрушению образца. В образце типа MB1 распределение напряжений аналогично.

В образцах типа B и MB2, в которых радиусы закруглений в вершинах надрезов существенно больше, а следовательно, заостренность надрезов меньше, распределение напряжений отличается от описанного выше (см. рис. 7,б,г). Поскольку по распределению напряжений в этих образцах сложно определить, какой тип поврежденности (хрупкий или вязкий) преобладает, первое главное и эквивалентное напряжения не пригодны для описания накопления поврежденности вязкого типа. Также по кривым, приведенным на рис. 7,б,г, сложно определить, при каких значениях напряжений происходит фазовый переход от хрупкого разрушения к вязкому. С увеличением радиуса надреза (уменьшением радиуса кривизны) при использовании первого главного напряжения и эквивалентного напряжения по Мизесу для описания накопления повреждений при ползучести и определения прочности на разрыв полученные результаты могут быть недостоверными. Действительно, полная эквивалентная деформация практически постоянна в номинальном сечении (см. рис. 5), в центре которого существенно влияние трехосного напряженного состояния, так как эквивалентные напряжения по Мизесу постоянны в образцах типа B и MB2 (см. рис. 7,б,г).

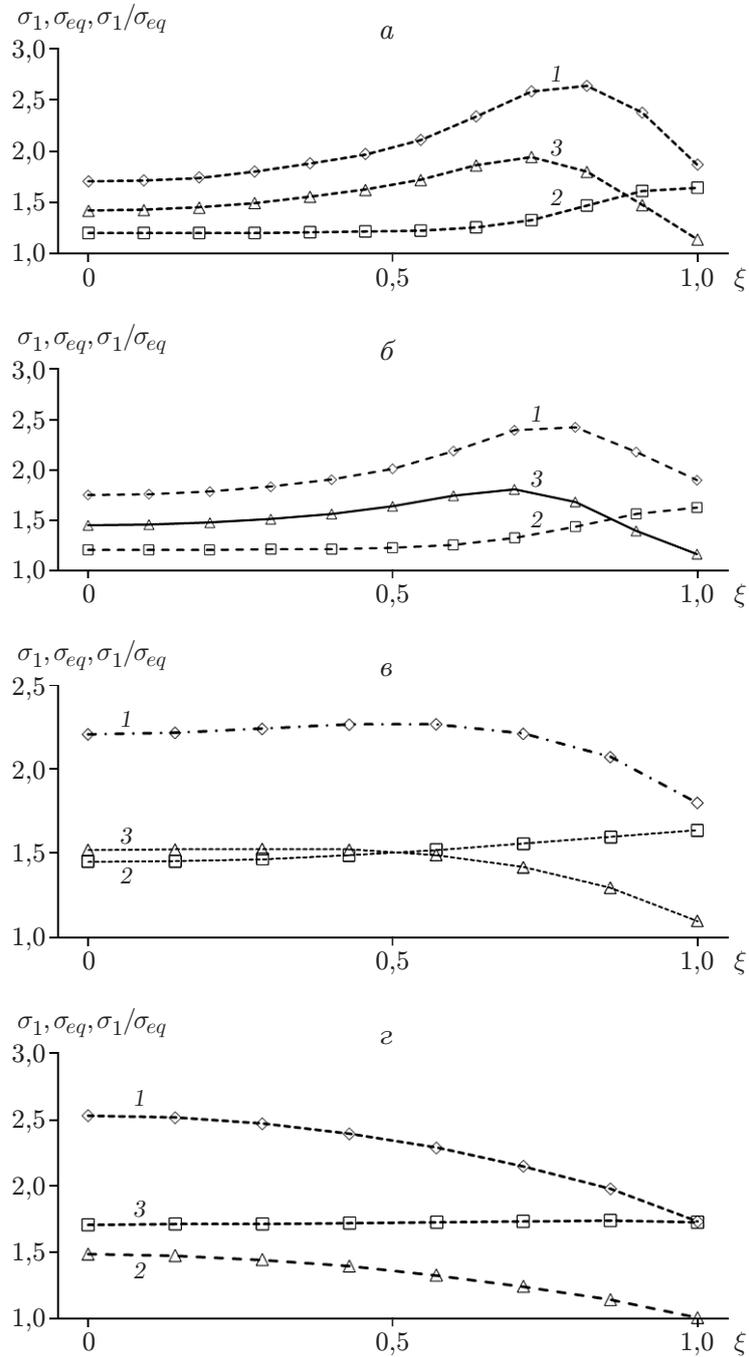


Рис. 7. Распределения напряжений на установившейся стадии ползучести вдоль шейки образцов различного типа:  
*a* — MBS, *б* — MB1, *в* — B, *г* — MB2; 1 —  $\sigma_1$ , 2 —  $\sigma_{eq}$ , 3 —  $\sigma_1/\sigma_{eq}$

В этом случае можно сделать следующий вывод: при трехосном нагружении распределение напряжений существенно зависит от геометрии надреза.

Авторы данной работы продолжают экспериментальные исследования возможности использования соотношений, предложенных в работах [13, 14], для определения характера разрушения.

**Заключение.** В работе предложен метод определения степени поврежденности материала элементов конструкций и их длительной прочности с учетом третьей стадии ползучести. Для описания характера разрушения при формулировке критерия длительной прочности используются максимальное главное напряжение и эквивалентное напряжение по Мизесу. Исследовано напряженное состояние в образцах с надрезами четырех типов. Соответствие полученных результатов экспериментальным данным свидетельствует о том, что с использованием предложенного метода можно достоверно определить время до разрушения образцов из стали с добавлением 2,25 % Cr и 1 % Mo с надрезами, имеющими малый радиус закругления в вершине и находящимися под действием постоянного растягивающего усилия при температуре 550 °С. Показано, что характер разрушения существенно зависит от степени заостренности надреза. Результаты исследования показывают, что при определении напряженного состояния необходимо учитывать как первую, так и третью стадию ползучести.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. **Kachanov L. M.** Time of the rupture process under creep conditions // *Izv. Akad. Nauk SSSR. Otd. Tech. Nauk.* 1958. V. 22, iss. 8. P. 26–31.
2. **Rabotnov Y. N.** Creep rupture // *Proc. of the 12th Intern. Congr. of applied mechanics, Stanford (USA), 26–31 Aug. 1968.* Berlin; Heidelberg: Springer Verlag, 1969. P. 342–349.
3. **Jelwan J., Chowdhury M., Pearce G., et al.** Design for creep: A critical examination of some methods // *Engng Failure Anal.* 2013. V. 27. P. 350–372.
4. **Kwon O., Tack A. J., Thomas S. W., Swann S.** The development of a multiaxial stress rupture criterion for bolting steels using new and service aged materials // *Intern. J. Pressure Vessels Piping.* 2000. V. 77, N 2/3. P. 91–97.
5. **Kwon O., Thomas C. W., Knowles D.** Multiaxial stress rupture behaviour and stress-state sensitivity of creep damage distribution in Durehete 1055 and 2.25Cr1Mo steel // *Intern. J. Pressure Vessels Piping.* 2004. V. 81, N 6. P. 535–542.
6. **Penny R. K.** Design for creep / R. K. Penny, D. L. Marriott. L.: Chapman and Hall, 1995.
7. **Hayhurst D. R., Dimmer P. R., Morrison C. J.** Development of continuum damage in the creep rupture of notched bars // *Philos. Trans. Roy. Soc. London. Ser. A. Math. Phys. Sci.* 1984. V. 311. P. 103–129.
8. **Hyde T. H., Xia L., Becker A. A.** Prediction of creep failure in aeroengine materials under multi-axial stress states // *Intern. J. Mech. Sci.* 1996. V. 38, N 4. P. 385–403.
9. **Lebedev A. A.** Generalized criterion of long-term strength // *Thermal strength of materials and structural elements.* Kiev: Nauk. Dumka, 1965. P. 69–76.
10. **Patel R. D.** Creep life assessment of welded trunnion and branch components using the R5 procedure // *Intern. J. Pressure Vessels Piping.* 2003. V. 80, N 10. P. 695–704.
11. **Hall F. R., Hayhurst D. R.** Continuum damage mechanics modelling of high temperature deformation and failure in a pipe weldment // *Proc. Roy. Soc. London. Ser. A. Math. Phys. Sci.* 1991. V. 433. P. 383–403.
12. **High temperature design data for ferritic pressure vessel steels.** The creep of steels working party of Inst. Mech. Engineer. S. 1.: ImechE., 1983. P. 83–179.

- 
13. **Cocks A. C. F., Ashby M. F.** Intergranular fracture during power-law creep under multiaxial stresses // Metal Sci. 1980. V. 14. P. 395–402.
  14. **Rice J. R., Tracey D. M.** On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields // J. Mech. Phys. Solids. 1969. V. 17, N 3. P. 201–217.

*Поступила в редакцию 30/IV 2015 г.,  
в окончательном варианте — 26/VI 2015 г.*

---