

Й.Штракельян¹, д-р техн. наук, проф., Н.И. Бобырь², д-р техн.наук, проф., А.П.Халимон², канд.техн.наук,
1-Магдебургский университет им. Отто-фон-Герике, г. Магдебург, Германия;
2-НТУ Украины «Киевский политехнический институт», г. Киев, Украина

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ ПРИ ЦИКЛИЧЕСКОЙ ПОЛЗУЧЕСТИ С УЧЕТОМ ПОВРЕЖДЕННОСТИ

Розглянута модель накоплення розсіяних пошкоджень при циклічній повзучості. Проведені випробування алюмінієвого сплаву на повзучість, малоциклову втому та циклічну повзучість. Приведені результати розрахунку накоплення пошкоджень при різних видах навантаження та результати розрахунків довговічності на основі лінійного та нелінійного законів накоплення пошкоджень. Встановлені межі їх використання.

The model of scattered damage accumulation is considered at cyclic creep. Tests of an aluminum alloy for creep, low cycle fatigue and cyclic creep are conducted. Results of damage accumulation calculation are resulted at different loads and results of durability calculations on the basis of linear and nonlinear laws of damage accumulation. Limits of their applicability are established.

Введение

Анализ научных исследований [1-5] показывает, что одним из малоизученных и перспективных направлений развития механики твердого деформируемого тела является решение проблемы прогнозирования ресурса эксплуатации ответственных элементов конструкций изделий новой техники как на стадии их конструирования, так и остаточного ресурса на стадии эксплуатации с учетом основных параметров технологического и эксплуатационного термосиловых нагружений.

На сегодня ресурс эксплуатации таких элементов конструкций прогнозируется на основании двух концепций: безопасной работы без макродефектов и регламентированного разрушения [5].

Современные методы технической диагностики позволяют запускать в эксплуатацию несущие элементы конструкций без макродефектов, которые являются недопустимыми, особенно, в тех отраслях машиностроительного комплекса, где разрушение приводит к тяжелым катастрофическим последствиям. Исходя из этого, в данных случаях концепция безопасной работы элементов конструкций без макродефектов имеет существенное обоснование, а разработка достоверных методов прогнозирования ресурса на стадии зарождения макротрещины – перспективным направлением в механике твердого деформируемого тела. Эксплуатационный ресурс на стадии зарождения макротрещины, как правило, составляет приблизительно 70÷90% общего ресурса (с учетом живучести). Он сопровождается деградацией механических характеристик конструкционных материалов и возникновением объемных рассеянных повреждений. Конкретизация параметров поврежденности и учет их в системе определяющих уравнений дает возможность существенно поднять достоверность расчета напряженно-деформированного состояния, прогнозирования граничных состояний и ресурсных характеристик ответственных элементов при повторно-статическом нагружении в области упругопластических деформаций с учетом особенностей эксплуатационных нагрузок.

Это позволяет, в свою очередь, разработать достоверные сроки проведения регламентных и ремонтных работ с использованием методов неразрушающего контроля в зонах наиболее вероятного возникновения макротрещины.

Целью исследования является подтверждение нового метода прогнозирования поврежденности механически высоконагруженных конструкционных элементов на примере ротора в лабораторных центрифугах. Роторы могут представлять потенциальную опасность в случае их отказа, поскольку при частотах вращения до 30 000 об/мин. (роторы с постоянным углом) и до 10 000 об/мин. (роторы с наклонными компонентами) и весом двигателя до 20кг их кинетическая энергия очень велика. Фирмы-производители таких центрифуг должны экспериментально подтверждать, что их защитная оболочка, в случае аварии, гарантирует безопасность. Выполнение Европейского стандарта по безопасности обеспечивается бронированием более толстыми стенками и приводит к тому, что общая масса настольного прибора превышает 100 кг и сильно ограничивает его подвижность в период эксплуатации. Для обеспечения соответствующих параметров надежности возникает необходимость создания адекватного расчетно-экспериментального метода прогнозирования ресурса несущих элементов, которые работают при названных динамических нагрузках.

На сегодня при одновременном действии нескольких механизмов накопления повреждений, для функций поврежденности используется принцип суперпозиции. В то же время не учитывается их взаимодействие. В работе исследуется взаимное влияние малоциклового усталости и ползучести, что соответствует основным параметрам эксплуатационного нагружения центрифуги.

Л.М.Качанов [6] и Ю.Н.Работнов [7] предложили гипотезу феноменологического описания повреждаемости конструкции для условий хрупкого разрушения в процессе ползучести. При этом использовали функцию

повреждаемости $D(t)$ как скалярный структурный параметр. При этом условие $D(0)=0$ отвечает началу процесса ползучести, а условие $D_R = D(t_R) = 1$ отвечает времени до разрушения. Разные виды кинетических уравнений повреждаемости были предложены в работах Л.М. Качанова [6], Н.Н. Малинина, С.А. Шестерикова [9], О.В. Соснина, J. Bult, F.A. Leckie [10], D.R. Hayhurst, S. Murakami, J. Lemaitre [11], Shen Huaigong [12] и др. В дальнейших расчетах будем базироваться на моделях, которые предложены J.Lemaitre [11], так как они наиболее часто встречаются в литературе и относительно просты в использовании.

Во многих теоретических исследованиях параметр повреждаемости D имеет феноменологический характер, связь которого с реальным изменением структуры материала не рассматривается. Позже были опубликованы работы, в которых этот параметр определялся через изменение структуры материала с помощью физических либо металлографических методов.

Считается, что процесс ползучести сопровождается возникновением пустот и формированием микротрещин. В работе [12] масштаб одной пустоты рассматривается как ω , а время достижения критического размера этого масштаба - t^* . В работе [13] отношение радиуса пустоты к половине расстояния между пустотами рассматривается как размер повреждаемости D , а время от начала ползучести к слиянию пустот ($D^* = 1$) - как t^* . В [15]

используются два параметра для анализа структуры материала: компактность пустот и средний объем. В [15] отношение суммы длин поперечных трещин к длине между зерновых границ рассматривается как D . Некоторые авторы, например, [10] рассматривают относительное изменение плотности материала, как повреждаемость и кинетическое уравнение для определения ослабления выводится с гипотезы о постоянности массы. В литературе, например, в [16] встречаются утверждения, что разрушение материала - это результат накопления критического количества микропустот и микротрещин. Эта критическая величина может быть получена через определение плотности или микротвердости. Работа [17] отображает детальный обзор результатов определения зависимости относительного изменения плотности от напряжений, температуры, деформации и времени.

Рассмотрим кинетическое уравнение повреждаемости предложенное в работе [3]:

$$\dot{D} = \frac{Y}{S} \dot{\varepsilon}_i^{(p)} H\left(\varepsilon_i^{(p)} - \varepsilon_{iD}^{(p)}\right), \quad (1)$$

где Y - скорость высвобождения упругой энергии деформации, S - параметр, $\varepsilon_i^{(p)}$ - интенсивность пластической деформации, $\varepsilon_{iD}^{(p)}$ - пороговое значение интенсивности пластической деформации до которого нет поврежденности, H - функция Хевисайда.

Запишем выражение для скорости интенсивности пластической деформации с учетом закона Нортона для идеальной пластичности:

$$\dot{\varepsilon}_i^{(p)} = \frac{\dot{\lambda}}{1-D} = \left[\frac{\sigma_{eq}}{K_D(1-D)} \right]^n, \quad (2)$$

где K_D и n - параметры материала, σ_{eq} - эквивалентное напряжение, $\dot{\lambda}$ - множитель пластичности.

Используя уравнения (1) и (2) в результате получим:

$$\dot{D} = \frac{\sigma_{eq}^{n+2} R_V}{2ESK_V^n (1-D)^{n+2}} H\left(\varepsilon_i^{(p)} - \varepsilon_{iD}^{(p)}\right). \quad (3)$$

где E - модуль Юнга, R_V - функция сложного напряженного состояния.

В одномерном случае данное уравнение преобразуется в уравнение Качанова:

$$\dot{D} = \left[\frac{\sigma}{A(1-D)} \right]^{n+2} H\left(\varepsilon_i^{(p)} - \varepsilon_{iD}^{(p)}\right), \quad (4)$$

где $A = \left(2ESK_V^n\right)^{\frac{1}{n+2}}$.

Пусть t^* это время, которое необходимо для достижения $\varepsilon_{ij}^{(p)} = \varepsilon_{iD}^{(p)}$ при ползучести ($\sigma = const$) без повреждаемости. Разделив переменные и интегрируя, получим закон накопления повреждений:

$$D = 1 - \left[1 - (n+3) \left(\frac{\sigma}{A} \right)^{n+2} (t - t^*) \right]^{\frac{1}{n+3}}. \quad (5)$$

Исходя из условий подобия, критическое значение поврежденности определяет разрушение (на стадии зарождения макротрещины) объема элемента при сложном напряженном состоянии из зависимости:

$$D_R = D_{1R} \frac{\sigma_{-1}^2}{\tilde{\sigma}^2} \leq 1, \quad (6)$$

где $\tilde{\sigma}$ - эффективное напряжение, σ_{-1} - граница выносливости, D_{1R} - критическое значение повреждаемости при одноосном растяжении.

Учитывая закон Нортон при ползучести, $\sigma_{-1} \rightarrow \infty$ при разрушении, когда $\dot{\varepsilon}_{ij}^{(p)} \rightarrow \infty$. Тогда критическое значение параметра повреждаемости $D_R = 1$, соответствующее времени до разрушения, $t_R(D=1)$ позволяет записать:

$$t_R - t^* = \frac{1}{n+3} \left(\frac{\sigma}{A} \right)^{-(n+2)}. \quad (7)$$

Время t^* необходимо определять из модели вязко - пластичности. Для простоты снова воспользуемся законом Нортон для идеальной вязкопластической модели материала:

$$t_R = \varepsilon_{iD}^{(p)} \left(\frac{\sigma}{K_V} \right)^{-n} + \frac{1}{n+3} \left(\frac{\sigma}{K_V} \right)^{-(n+2)}, \quad (8)$$

где пороговое значение интенсивности пластической деформации $\varepsilon_{iD}^{(p)}$ определяется $\varepsilon_{iD}^{(p)} = \varepsilon_D^{(p)} \frac{\sigma_B - \sigma_{-1}}{\sigma - \sigma_{-1}}$, σ_B - предел прочности.

Параметры модели определялись для алюминиевого сплава Al-Zn-Mg-Cu по методике, которая описана в работе [11]. Их конкретные значения приведены в таблице 1.

Таблица 1

Параметры модели				
E , МПа	S , МПа	K_V , МПа час ^{1/N}	n	A , МПа час ^{1/(n+2)}
70175	1,53	646	14,7	621,2

При установившейся ползучести скорость накопленной необратимой деформации вычисляется по закону Нортон (в котором граница текучести и упрочнения не учитываются, но учитывается связь с повреждаемостью). Время до разрушения t_R при постоянном напряжении и постоянной температуре – это решение дифференциального уравнения для $D = D_R$, и начальными условиями $t = 0 \rightarrow D = 0$,

$$t_R = \frac{1 - (1 - D_R)^{n+1}}{n+1} \left(\frac{\sigma}{A} \right)^{-n}. \quad (9)$$

Перепишем обобщенный кинетический закон повреждаемости (1) для одномерного случая [11]:

$$\dot{D} = \frac{\sigma^2}{2E(1-D)^2} \left| \dot{\varepsilon}^{(p)} \right|, \text{ если } \varepsilon^{(p)} > \varepsilon_{iD}^{(p)}. \quad (10)$$

Количество циклов до разрушения состоит из двух частей: количество циклов N_0 для достижения $\varepsilon_{iD}^{(p)}$ (до начала зарождения микротрещин) и количества циклов N_D , на протяжении которых проходит процесс повреждаемости (до зарождения макротрещины):

$$N_R = N_0 + N_D. \quad (11)$$

Количество N_0 циклов рассчитывается из классических уравнений состояния упругопластичности без связи с повреждаемостью, так как на протяжении этого периода $D = 0$.

Рассмотрим периодическую нагрузку с контролем по напряжению с постоянной амплитудой $\Delta\sigma$ (рис.1).

Уравнения состояния упругопластичности [11] показывают, что после некоторого количества циклов упругопластического деформирования процесс условно стабилизируется для циклически стабилизирующихся конструкционных материалов. На этой стадии амплитуда деформаций остается постоянной до $\varepsilon_i = \varepsilon_{iD}$:

$$\Delta\sigma = const. \rightarrow \Delta\varepsilon = const.,$$

т.к. $\Delta\varepsilon = \Delta\varepsilon^{(e)} + \Delta\varepsilon^{(p)}$ и $\Delta\varepsilon^{(e)} = \Delta\sigma / E$, $\Delta\varepsilon^{(p)} = const.$

Накопленная пластическая деформация после одного цикла:

$$\frac{\delta p}{\delta N} = \int_{1 \text{ цикл}} \left| \dot{\varepsilon}^{(p)} \right| dt = \Delta\varepsilon^{(p)},$$

а для N циклов: $\varepsilon_{i(N)} = N\Delta\varepsilon^{(p)}$. Тогда получим $N_0 = \frac{\varepsilon_{iD}^{(p)}}{\Delta\varepsilon^{(p)}}$.

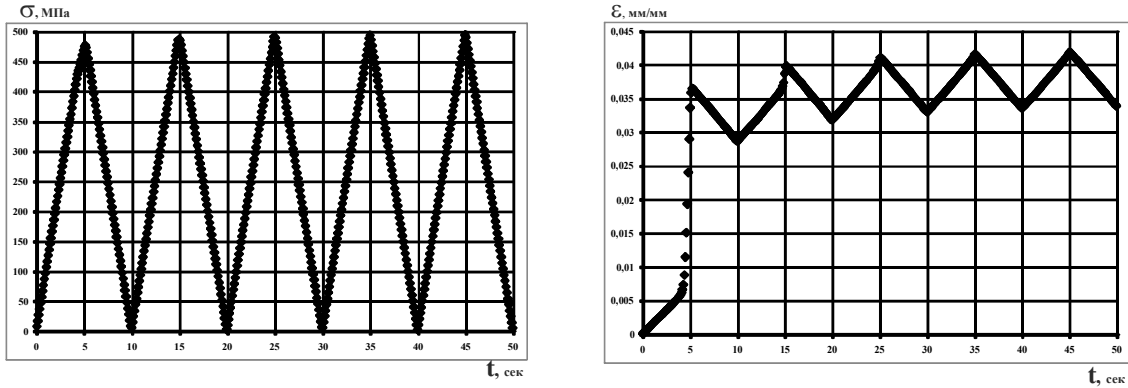


Рис. 1. Циклическое нагружение с контролем по напряжению

Вычисление N_D требует интегрирования кинетического закона повреждаемости по циклу и по N циклам:

Введем упрощение. Материал в первом приближении идеально пластический в пределах одного цикла с предельным значением $\sigma_{пл} = \Delta\sigma$ и изменение повреждаемости пренебрежимо мало при интегрировании по одному циклу. С учетом (8) имеем:

$$\frac{\delta D}{\delta N} = \int_{1 \text{ цикл}} \dot{D} dt = \frac{(\Delta\sigma)^2}{2ES(1-D)^2} \int_0^{\Delta\varepsilon^{(p)}} \dot{\varepsilon}^{(p)} dt = \frac{(\Delta\sigma)^2}{2ES(1-D)^2} \Delta\varepsilon^{(p)}$$

Предполагается циклическая связь между $\Delta\varepsilon^{(p)}$ и $\Delta\sigma$ в следующем виде [11]:

$$\Delta\varepsilon^{(p)} = \left[\frac{\Delta\sigma}{K_p(1-D)} \right]^M$$

где K_p и M - параметры материала.

С учетом этого запишем:

$$\frac{\delta D}{\delta N} = \frac{\left(K_p \left(\Delta\varepsilon^{(p)} \right)^{1/M} \right)^2}{2ES} \Delta\varepsilon^{(p)} = \frac{K_p}{2ES} \left(\Delta\varepsilon^{(p)} \right)^{(M+2)/M}$$

$$D = \int_{N_0}^N \frac{\delta D}{\delta N} \delta N = \frac{K_p^2}{2ES} \left(\Delta\varepsilon^{(p)} \right)^{(M+2)/M} (N - N_0)$$

Количество циклов до разрушения при граничном значении поврежденности $D = D_R$, будет определено в виде:

$$D_R = \frac{K_p^2}{2ES} \left(\Delta\varepsilon^{(p)} \right)^{(M+2)/M} \left(N_R - \frac{\varepsilon_{iD}^{(p)}}{\Delta\varepsilon^{(p)}} \right) \tag{12}$$

$$N_R = \frac{\varepsilon_{iD}^{(p)}}{\Delta\varepsilon^{(p)}} + \frac{2ESD_R}{K_p^2} \left(\Delta\varepsilon^{(p)} \right)^{-(M+2)/M} \tag{13}$$

Возвращаясь к накоплению повреждений D мы получаем:

$$D = D_R \frac{N - N_0}{N_R - N_0} \tag{14}$$

Если нагрузка, это последовательность нагружений с постоянным уровнем по напряжению с выдержкой и разгрузками (рис.2), то явление усталости проявляется как эффект суперпозиции.

Закон линейного суммирования повреждений [19] применим к изотермическому одноосному программному пульсирующему циклу нагружения и временем выдержки при σ_{\max} - Δt . Тогда время до разрушения с количеством циклов N_R будет определено: $t_R \approx \Delta t \cdot N_R$. Если принять, что N_{RF} - количество циклов до

разрушения при пилообразном пульсирующем цикле ($\Delta t = 0$) для одного и того же уровня нагрузки σ_{\max} а t_{RC} - время до разрушения при чистой ползучести для того же максимального напряжения σ_{\max} , тогда согласно принципу линейного суммирования будем иметь:

$$\frac{N_R}{N_{RF}} + \frac{t_R}{t_{RC}} = 1. \quad (15)$$

Принимаем гипотезу, что используя уравнение (10), можно описывать как поврежденность при ползучести, так и поврежденность при усталости, т.к. скорость поврежденности определяется пластической деформацией без разделения для ползучести и усталости. С точки зрения необратимой деформации, усталостное нагружение не что иное как циклическая вязкопластичность.

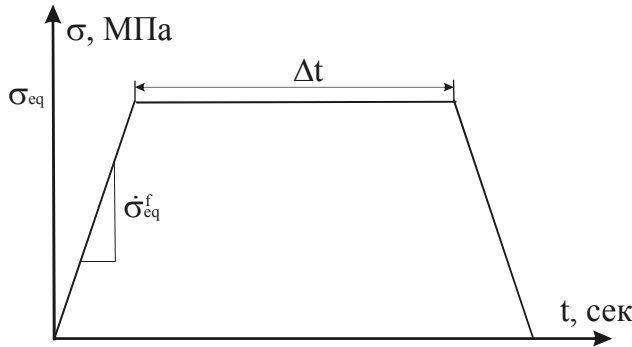


Рис. 2. Схема нагружения

Для периодически повторяющейся нагрузки (рис.2) прирост поврежденности за цикл $\frac{\delta D}{\delta N} = \int_{1 \text{ цикл}} \dot{D} dt$ (принимается, что D

постоянна в цикле при вычислении интеграла) задается интегралом, в который входит скорость изменения напряжений при нагрузке и разгрузке ($|\dot{\sigma}_{eq}| = \dot{\sigma}_{eq}^f$) и она принимается постоянной:

$$dD = \left[\frac{\sigma_{eq}^2(t) R_V}{2ES(1-D)^2} \right]^s \left[\frac{\sigma_{eq}(t)}{K_V(1-D)} \right]^n dt,$$

где $dt = \frac{d\sigma_{eq}}{\dot{\sigma}_{eq}^f}$

$$\frac{\delta D}{\delta N} = \left[\frac{R_V}{2ES(1-D)^2} \right]^s \left[\frac{1}{K_V(1-D)} \right]^n \left[2 \int_0^{\sigma_{eq \max}} \sigma_{eq}^{2s+n} \frac{d\sigma_{eq}}{\dot{\sigma}_{eq}^f} + \int_0^{\Delta t} \sigma_{eq \max}^{2s+n} dt \right].$$

Второе интегрирование по количеству циклов даст условие разрушения [18]:

$$\int_0^{D_R} (1-D)^{2s+n} \delta D = \left[\frac{R_V}{2ES} \right]^s \left[\frac{1}{K_V} \right]^n \left[\frac{2}{2s+n+1} \frac{\sigma_{eq \max}^{2s+n+1}}{\dot{\sigma}_{eq}^f} + \sigma_{eq \max}^{2s+n} \Delta t \right] (N_R - N_0),$$

$$N_0 \approx \frac{\varepsilon_{iD}}{\Delta t} \left(\frac{K_V}{\sigma_{eq \max}} \right)^n, \quad \varepsilon_{iD} = \varepsilon_D^{(p)} \left(\frac{2\sigma_B}{\sigma_{eq \max}} \right)^m,$$

$$N_R = N_0 + \frac{1-(1-D_R)^{2s+n+1}}{2b+n+1} \frac{(2ES)^s (K_V)^n}{\sigma_{eq \max}^{2s+n} R_V^s} \left[\frac{2}{2s+n+1} \frac{\sigma_{eq \max}}{\dot{\sigma}_{eq}^f} + \Delta t \right]^{-1}. \quad (16)$$

В квадратных скобках первое слагаемое соответствует поврежденности при малоцикловой усталости, а второе при ползучести.

- N_{RF} - количество циклов до разрушения при чистой усталости (время выдержки равно нулю $\Delta t = 0$):

$$N_{RF} = N_{DF} + \frac{\left[1-(1-D_R)^{2s+n+1} \right] (2ES)^s (K_V)^n \dot{\sigma}_{eq}^f}{\sigma_{eq \max}^{2s+n+1} R_V^s}, \quad (17)$$

- t_{RC} - время до разрушения при чистой ползучести:

$$t_{RC} = t_{DC} + \frac{1-(1-D_R)^{2s+n+1}}{2s+n+1} \frac{(2ES)^s (K_V)^n}{\sigma_{eq \max}^{2s+n+1} R_V^s}, \quad (18)$$

$$t_{DC} = \varepsilon_D^{(p)} \left(\frac{K_V}{\sigma_{eq}} \right)^n.$$

- N_R - количество циклов до разрушения при циклическом нагружении с выдержкой.
- $t_R = N_R \Delta t$ - время при ползучести.

$$\frac{N_R - N_0}{N_{RF} - N_{DF}} + \frac{t_R - t_D}{t_{RC} - t_{DC}} = 1. \quad (19)$$

Накопление повреждений без порогового значения ($\varepsilon_{iD} = 0$) ведет к тому, что $t_{DC} = t_D = 0$ и $N_{DF} = N_D = 0$. В этом случае уравнение превращается в закон Тайра [18], линейного взаимодействия ползучести и усталости.

Эксперименты проводились на гидравлическом испытательном стенде MTS 810 (рис. 3). Образцы диаметром 10 мм (рис. 3) изготовлены из алюминиевого сплава Al-Zn-Mg-Cu.

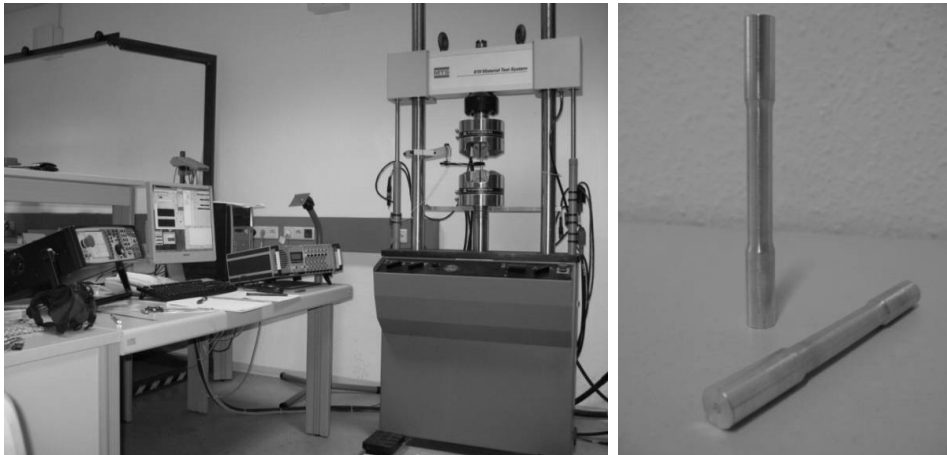


Рис. 3. Испытательный стенд и образцы

Экспериментальные методы определения поврежденности, которые описаны выше, не могут быть использованы для определения поточной структурной повреждаемости на протяжении всего периода времени испытаний на ползучесть. Для измерения величины D этими методами необходимо останавливать испытания, при этом использовать металлографические методы и соответственно разрезать образец.

Поэтому для определения кинетики накопления повреждений при испытании на чистую ползучесть используем принцип эквивалентности деформации к закону Нортон на второй стадии ползучести. Это позволяет нам не разгружать образец и определять повреждаемость во время испытаний:

$$\varepsilon^{(p)*} = \left(\frac{\sigma}{K_V} \right)^n$$

Предположим, что процесс повреждаемости начинается в конце второй стадии ползучести. На протяжении третьей стадии, запишем:

$$\dot{\varepsilon}^{(p)} = \left(\frac{\sigma}{K_V(1-D)} \right)^n,$$

из которого получим:

$$D = 1 - \left(\frac{\varepsilon^{(p)*}}{\dot{\varepsilon}^{(p)}} \right)^{1/n}, \quad (20)$$

$\dot{\varepsilon}^{(p)*}$ - минимальная скорость деформации ползучести.

Пример определения кинетики накопления повреждений для алюминиевого сплава при комнатной температуре в зависимости от величины деформации приведен на рис.4.

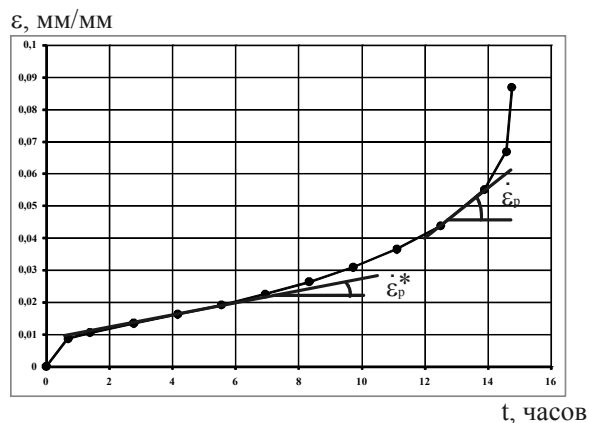


Рис. 4. Определение поврежденности при ползучести

Цилиндрические образцы испытывались при постоянном усилии на трех уровнях напряжений: 470 МПа, 490 МПа и 500 МПа при комнатной температуре. Результаты испытаний в виде кривой длительной прочности приведены на рис.5.

Результаты испытаний в виде кривой длительной прочности приведены на рис.5.

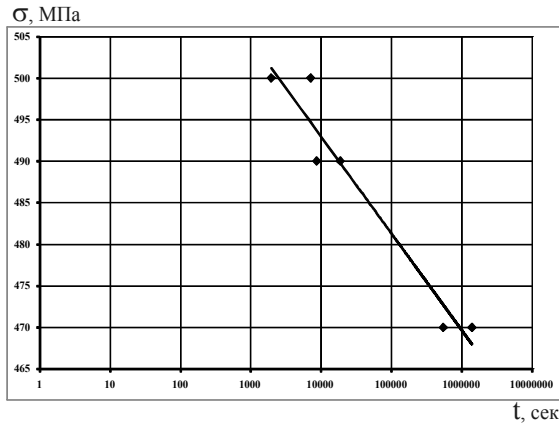


Рис. 5. Кривая длительной прочности для алюминиевого сплава при $T=273K$

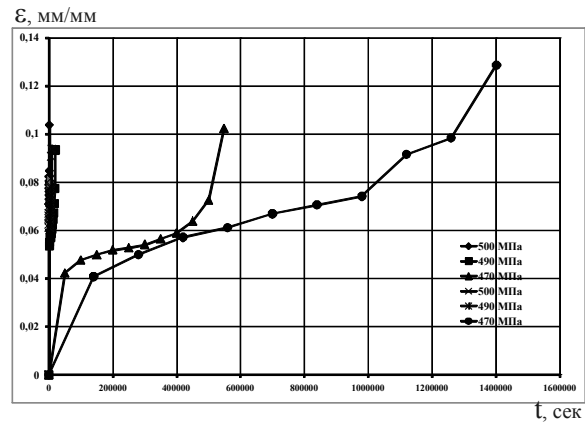


Рис. 6. Кривые ползучести алюминиевого сплава при $T=273K$

Рис. 6 показывает, что с уменьшением уровня нагрузки, возрастает необратимая деформация и время до разрушения.

Используя уравнение (20) мы получим кривые накопления повреждений в зависимости от времени для трех уровней нагрузки (рис.7).

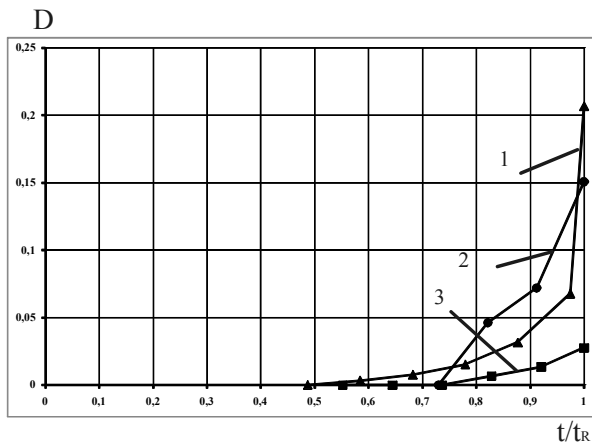


Рис. 7. Зависимость поврежденности от времени для разных уровней нагрузки (1- $\sigma = 500$ МПа, 2- $\sigma = 490$ МПа, 3- $\sigma = 470$ МПа)

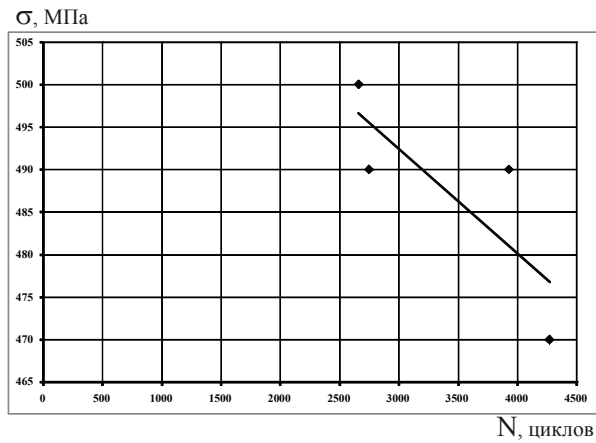


Рис. 8. Зависимость напряжения от числа циклов при малоциклового усталости

Из графиков видно, что чем выше уровень напряжений, тем выше уровень поврежденности.

Поврежденность D по количеству циклов N может быть определена при постоянной амплитуде напряжений $\Delta\sigma$, при этом определяется амплитуда деформации в стабилизировавшемся цикле $\Delta\varepsilon_{стаб.}$. При дальнейшем циклировании размах деформации $\Delta\varepsilon$ начинает изменяться в связи поврежденностью материала.

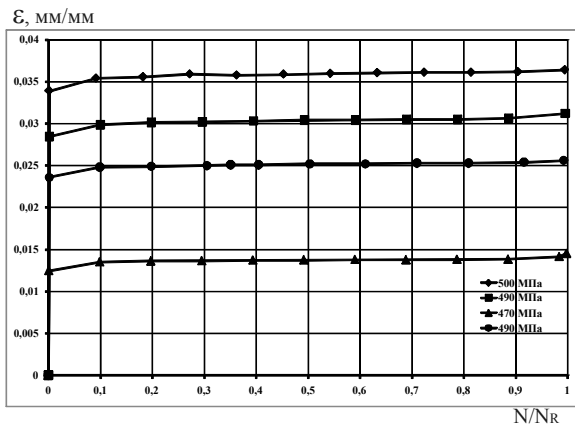


Рис. 9. Зависимость пластической деформации от количества циклов для разных уровней напряжения при малоциклового усталости

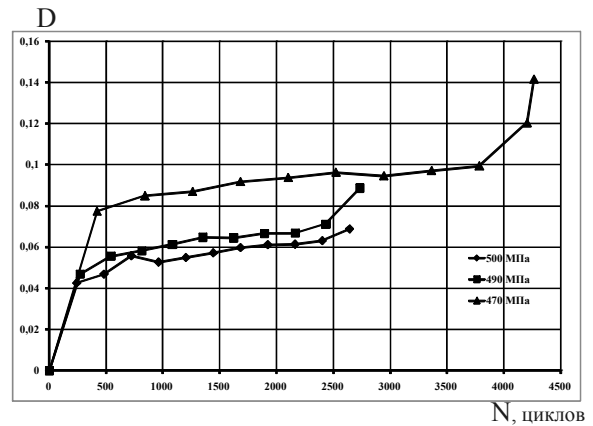


Рис. 10. Кинетика накопления повреждений при малоциклового усталости алюминиевого сплава

Поврежденность определяется при постоянном уровне напряжений по формуле [19]:

$$D = 1 - \frac{\Delta \varepsilon_{стаб.}}{\Delta \varepsilon} \quad (21)$$

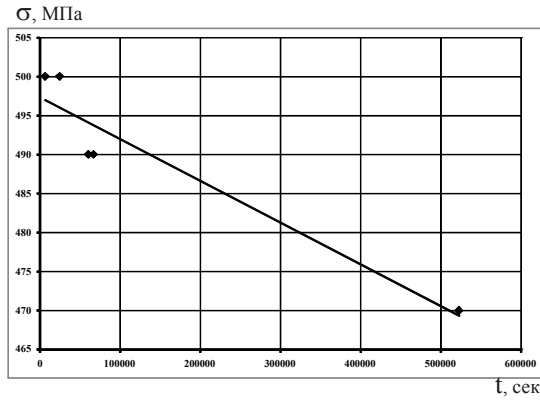


Рис. 11. Кривая малоциклового усталости с выдержками для алюминиевого сплава

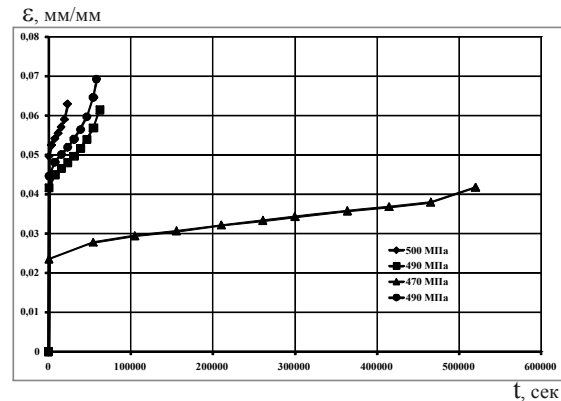
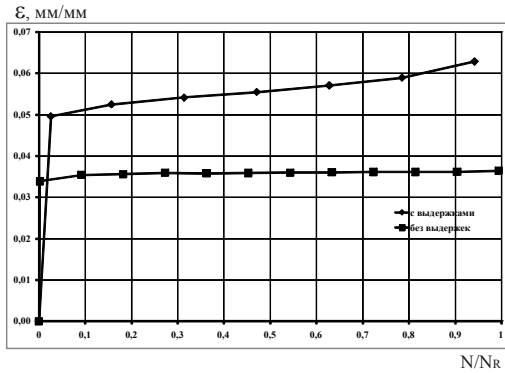
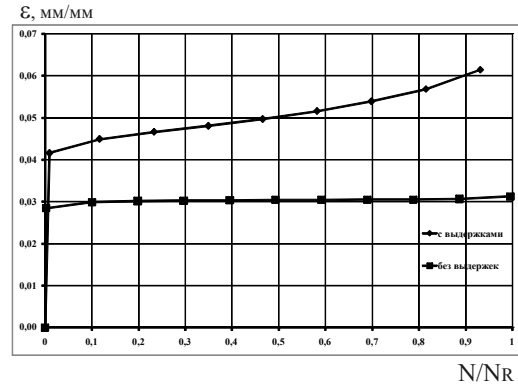


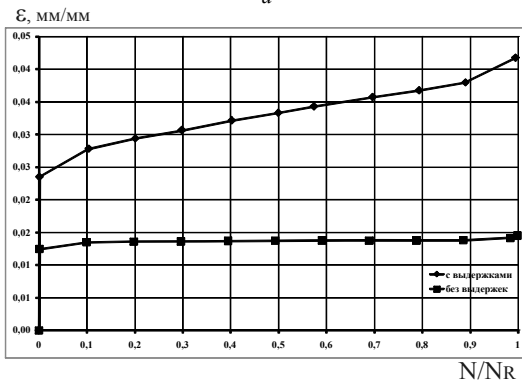
Рис. 12. Зависимость необратимой деформации от времени при малоциклового усталости с выдержками



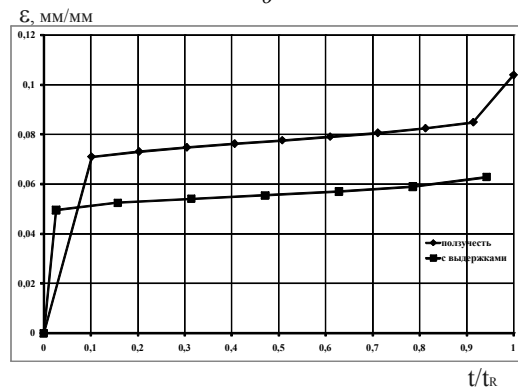
а



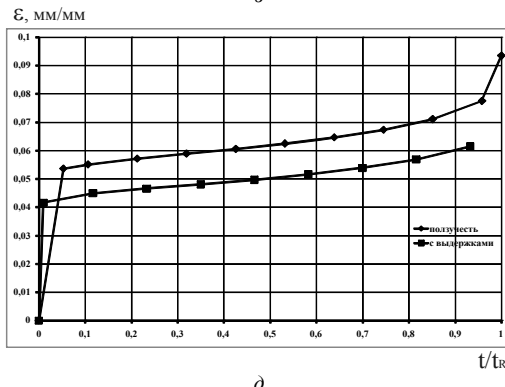
б



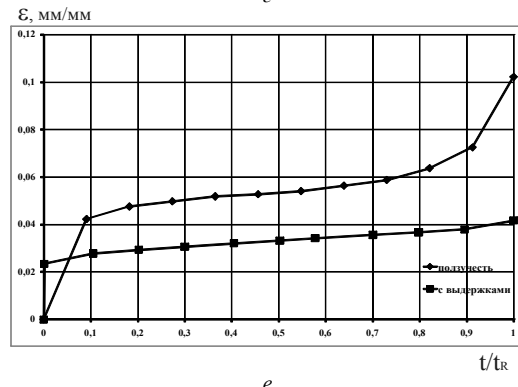
в



г



д



е

Рис. 13. Кинетика накопления необратимой деформации: а, г) – 500 МПа; б, д) – 490 МПа; в, е) – 470 МПа

Експеримент проводився в м'якому режимі (пиллообразний цикл $5c-5c$, $R=0$) для трьох рівней навантаження 470 МПа, 490 МПа і 500 МПа при комнатній температурі. Були испытаны 4 образца, результат приведен на рис.8.

Чем выше уровень нагрузки, тем больше пластическая деформация и она постоянно растет вплоть до разрушения (Рис. 9).

Используя уравнение (21) получим кривые поврежденности для трех уровней нагрузки (Рис. 10)

В общем случае при взаимодействии нескольких механизмов повреждаемости соответствующие функции поврежденности складываются. При этом не учитывается их взаимное влияние. В работе [20] рассматривается взаимодействие малоциклового усталости и ползучести.

Експеримент проводився в м'якому режимі с выдержками (трапециевидный цикл $5c-120c-5c$, $R=0$) для трьох рівней навантаження 470 МПа, 490 МПа і 500 МПа при комнатній температурі. Були испытаны 5 образцов, результаты представлены на рис.11.

Выдержки уменьшают количество циклов до разрушения по сравнению с пиллообразным циклом для одного и того же уровня напряжений. Рис.12 показывает зависимость пластической деформации от времени для разных уровней напряжения.

Во время проведения испытаний фиксировалось усилие и деформация, после этого вычислялся модуль упругости для каждого уровня напряжений при усталости и усталости с выдержками.

Для всех уровней нагрузки при ползучести наблюдалось существенное накопление необратимой деформации. Рис.13 (а-в) показывает, что существует также накопление необратимой деформации при усталости. Для всех уровней нагрузки накопление необратимой деформации проходило быстрее при ползучести, чем при циклическом нагружении с выдержками (рис.13 г-е).

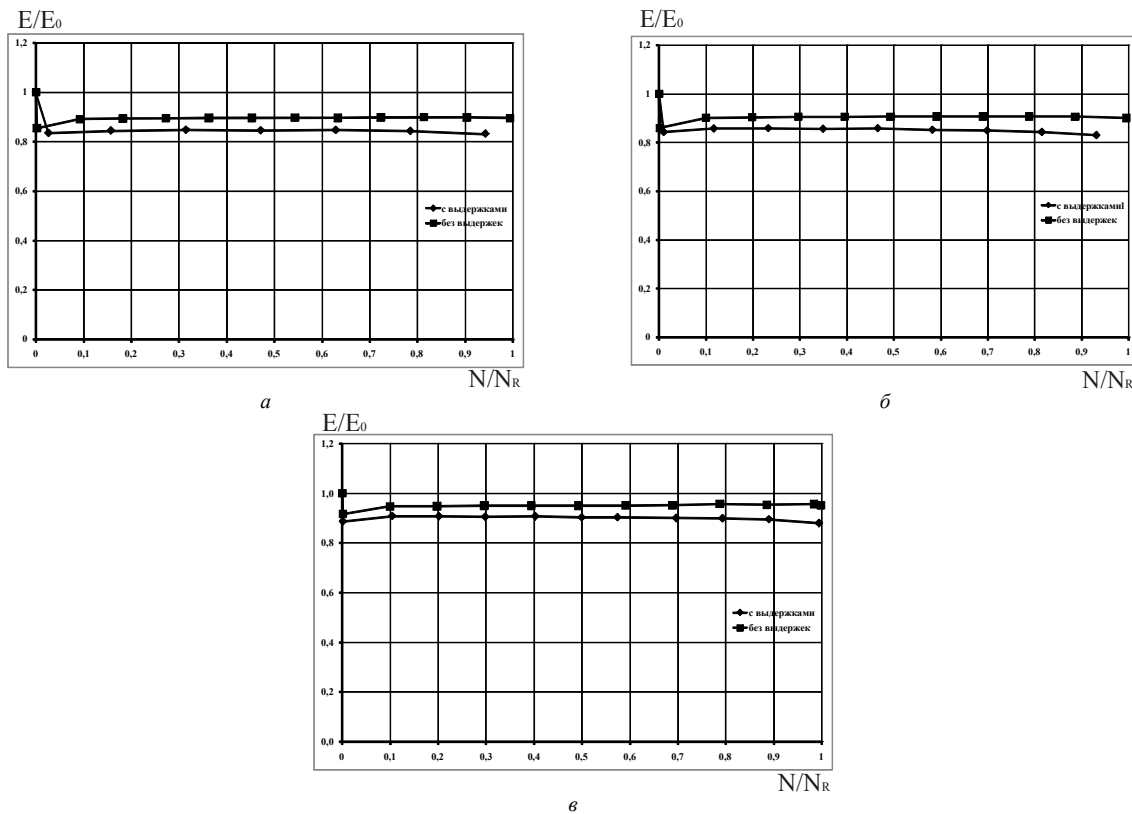


Рис. 14. Изменение модуля упругости: а) 500 МПа; б) 490 МПа; в) 470 МПа

Сравнение изменения модуля упругости (рис.14 а-в) при малоциклового усталости и усталости с выдержками показывает, что накопление повреждений начинается ранее и проходит интенсивнее при малоциклового нагружении с выдержками.

Полученные результаты показывают, что накопление повреждений носит нелинейный характер. К преимуществам использования механики поврежденности следует отнести: непосредственный учет влияния поврежденности на действительные напряжения и деформации в конструкции; сопоставление функций поврежденности с механизмами поврежденности через эксперимент; учет взаимодействия различных механизмов поврежденности; количественное качественное отображение нелинейного характера накопления повреждений. Необходимы дальнейшие исследования в направлении: модификации функции с учетом первого инварианта тензора напряжений; введение и экспериментальная проверка учета сложного напряженного состояния также для анизотропных материалов (тензор поврежденности); лучшее отображение взаимодействия различных механизмов повреждаемости.

Список литературы

1. Golub V.P. The nonlinear mechanics of continual damage and its application to problem of creep and fatigue. *International Applied Mechanics*. Vol.36, No.3, 2000.
2. Ползучесть и длительная прочность элементов конструкций. Библиогр. Указатель (ред. – Никитенко А. Ф.), Сиб. Отдел АН СССР, Новосибирск, 342 стр., 1987.
3. Lemaitre J., Damage modeling for prediction of plastic or creep fatigue failure in structures. *Acta mechanica solida sinica*, 4(1981). 512— 525 (in Chinese).
4. M.Bobyr, O.Khalimon, V.Koval. Damage and failure of the structural components at low cycle loading. // Sixth International Conference on Low Cycle Fatigue. Berlin, Germany, September 8-12, 2008. p.499-504.
5. Бобырь Н.И., Бабенко А.Е., Халимон А.П. Континуальная механика поврежденности и ее использование в задачах сложного малоциклового нагружения. // Техническая диагностика и неразрушающий контроль. - №4. -2008 – с.25-34.
6. Качанов Л. М., О времени разрушения в условиях ползучести, Изв. АН СССР, Отдел техн. наук, 8 (1958), 26-31, (в России).
7. Работнов Ю. Н., О механизме длительного разрушения, в сборнике, Вопросы прочности материалов и конструкций. Издат. АН СССР, М., (1959), 5-7.
8. Работнов Ю. Н., Ползучесть элементов конструкций. М., Наука, 723стр, (1966), (В России переведено на английский).
9. Шестериков С. А., Локощенко А. М., Ползучесть и длительна прочность металлов. Итоги науки и техники. Серия Механика деформированного твердого тела. Том 13. Всес. инст. научн. и техн. информ. М., (1980), 3 -104 (В России).
10. Leckie F. A., Hayhurst D. R., It. Constitutive equations for creep rupture. *Acta Met.*, 1977. 25. 1059— 1070.
11. Lemaitre J. A Course on Damage Mechanics, second ed., Springer, 1996, p.228.
12. Shen Huairong.. On nonlinear constitutive equation for visso-elastic damage media and dewetting damage model for highly filled polymers. *Acta mechanica solida sinica*, 1(1987). 41 — 47(in Chinese).
13. Horiguchi M., Kawasaki T. Creep rupture of stainless steels at high temperatures. *J. Jap. Soc. Strength and Fract. Mat.* 12, 1(1977). 34— 43 (in Japan).
14. Dyson B. F. Taplin D. M-. R. Creep damage accumulation. *Grain Bound. Inst. Met. Spring Resident. Conf., Ser. 3.* 5(1976), London. s.a., E/23-E/28.
15. Biedel H. The extension of a macroscopic crack at elevated temperature by the growth amid coalescence of microvoids. *Creep in structures Proc. III Symp. Leicester.* 8 — 12. DC. 1980. Berlin e. a. (1981). 504 — 515.
16. Lokochtchenko A. M. Investigation of material damage under creep and creep strength. *Prikl. mekhan. i tekhn. fiz.*, 6(1982) 129— 133 (in Russian.translated into English).
17. Нигматулин Р. И., Голин Н. Н., Дислокационная кинетика сверхпластичности и ползучести металлов. Докл. АН СССР, 231, 2(1976), 303-306 (в России).
18. Lemaitre J., Desmorat R. *Engineering Damage Mechanics*, Springer, 2005, p.380.
19. Fischer F.D. *Schädigungsmechanik – Ein modernes Konzept zur Beurteilung des Bruchverhaltens.* Berg- und Hüttenmännische Monatsheft, 132. Jahrgang (1987), Heft 11, S.524-534.
20. Lefranc P., Doquet V., Gerland M., Sarrazin-Baudoux Nucleation of cracks from shear-induced in an α/β titanium alloy in fatigue, room-temperature creep and dwell-fatigue. *Acta Materialia* 56 (2008), p.4450-4457.