

Долговечность конструктивных элементов центрифуг с учетом поврежденности

Н. И. Бобырь, А. Е. Бабенко, Я. И. Лавренко¹, А. П. Халимон

Национальный технический университет Украины “Киевский политехнический институт”, Киев, Украина

¹ lavrenko.iaroslav@gmail.com

Предлагается методика расчета и прогнозирования состояния ответственных элементов конструкций при малоцикловой усталости с учетом особенностей эксплуатационных режимов. Методика основана на концепции рассеянной повреждаемости и учете параметра поврежденности в системе определяющих уравнений на примере быстровращающихся элементов лабораторных центрифуг. Выполнены макро- и микроструктурный анализ материала, а также статические и циклические испытания образцов алюминиевого сплава 7075 (B95). Результаты экспериментальных исследований сравниваются с теоретическими расчетами, выполненными на базе метода конечных элементов (программный пакет ANSYS).

Ключевые слова: малоцикловая усталость, ротор, долговечность, поврежденность, алюминиевый сплав.

Введение. Быстровращающиеся элементы конструкций разного назначения должны отвечать ряду требований, главные из которых – обеспечение необходимой долговечности и надежности их работы с гарантией безаварийности и безопасности. Эти требования должны быть обоснованы высокой степенью надежности, поэтому для безопасной работы дополнительно используется защитная оболочка.

Центрифуги с большими скоростями вращения (до 15000 об/мин) служат для разделения смесей разной плотности и часто разрабатываются как универсальные приборы. Они включают разные быстровращающиеся элементы в виде роторов, имеющие широкое использование. Большие роторы массой до 20 кг используются, например, в сепараторах крови.

Для обеспечения безопасной работы таких конструкций устанавливают защитную оболочку центрифуги с достаточно высоким запасом прочности и весовыми показателями. Снижение веса таких центрифуг возможно за счет повышения прочностных составляющих надежности их работы.

Ротор центрифуги представляет собой крестовину с чашками. Опыт эксплуатации показывает, что разрушение чашек происходит в области их крепления на цапфах и путем отрыва днища. Это подтверждается специально поставленными экспериментальными исследованиями, в которых нагружение осуществлялось приложением к днищу силы. Для выявления причин разрушения проведен анализ структуры с помощью микрошлифов и напряженно-деформированного состояния (НДС) методом конечных элементов. Эти исследования свидетельствуют о том, что наиболее высокие напряжения наблюдаются в местах крепления чашек, а отрыву днища способствует специфическая структура, имеющая технологическое происхождение.

Современные экспериментально-теоретические методы прогнозирования ресурса конструкций в основном базируются на двух концепциях: безопасной работе без макродефектов и регламентированном разрушении [1, 2, 3].

В настоящее время высокоэффективные средства диагностики позволяют запускать в эксплуатацию ответственные элементы конструкций без макродефектов, особенно в тех отраслях машиностроительного комплекса, где разрушение приводит

к тяжелым катастрофическим последствиям. Исходя из этого концепция их безопасной работы имеет существенное обоснование, а разработка достоверных методов прогнозирования ресурса на стадии зарождения макротрещины (составляет приблизительно 70...90% общего ресурса) является перспективным направлением в механике деформируемого твердого тела.

Эксплуатация элементов конструкций сопровождается деградацией механических свойств материала вследствие возникновения объемных рассеянных повреждений. Удобным для инженерных расчетов считается феноменологический подход к оценке возникновения повреждений в виде кинетических диаграмм поврежденности, который базируется на концепциях Л. М. Качанова и Ю. М. Работнова [4, 5]. Конкретизация параметров поврежденности и их учет в системе определяющих уравнений дают возможность существенно повысить достоверность расчета прогнозирования предельных состояний и ресурсных характеристик ответственных элементов конструкций с учетом особенностей их эксплуатационных режимов. Это позволяет устанавливать достоверные сроки проведения регламентных и ремонтных работ с использованием методов неразрушающего контроля в зонах наиболее вероятного возникновения макротрещины [2].

Ресурс конструкции может быть определен как экспериментальным, так и расчетным путем. Для прогнозирования долговечности ответственных элементов конструкций проводят, как правило, комплекс экспериментально-теоретических исследований высоконагруженных элементов с определением НДС и соответствующих экспериментов на образцах конструкционного материала.

Целью данной работы является исследование закономерностей накопления рассеянных повреждений и предельного состояния быстровращающихся элементов конструкций на примере чашек и роторов центрифуг, которые работают в условиях программного малоциклового нагружения.

Напряженно-деформированное состояние. Моделирование НДС лабораторной центрифуги с чашками проводилось численным методом с использованием программного пакета ANSYS [6].

В первую очередь рассматривались распределения напряжений и деформаций, которые возникают в высоконагруженных зонах чашек лабораторных центрифуг, в зависимости от скорости вращения ротора, близкой к рабочим режимам. Чашки лабораторных центрифуг изготавливались из алюминиевого сплава марки 7075-T73.

Численное моделирование разрушения чашки осуществлялось путем приложения к днищу распределенной силы ($q = Mr\omega^2/F$, где M – масса груза; r – расстояние от оси вращения к центру масс груза; ω – частота вращения; F – площадь дна чашки). Были определены максимальные напряжения и деформации, которые возникают в чашке под действием ее собственного веса ($M_1 = 0,82$ кг) с учетом рабочей скорости вращения ротора лабораторной центрифуги (рис. 1,а,б). Затем проводили расчет с учетом полезного груза $M_2 = 0,8$ кг. Тогда максимальное усилие на дно чашки составило 37,2 кН. Распределение напряжений и деформаций для этого этапа представлено на рис. 1,в,г.

Во всех случаях моделирования НДС максимальные напряжения (рис. 1,а,в) наблюдаются в точке контакта цапфы ротора и чашек лабораторной центрифуги, где и происходит, как правило, разрушение. Основные результаты расчетов при разных нагрузках приведены в табл. 1.

Анализ экспериментальных результатов исследований. Для оценки предельного состояния быстровращающихся частей центрифуги (на примере чашки) проведен комплекс экспериментальных исследований микро- и макроструктуры разных ее зон, механических характеристик материала и долговечности. Схема вырезки образцов для исследований показана на рис. 2.

Т а б л и ц а 1

Результаты расчетов при разных нагрузках

Нагрузка, Н	Напряжение, МПа	Деформация, %
8,2	141,1	0,06
37211,3	550,2	0,77

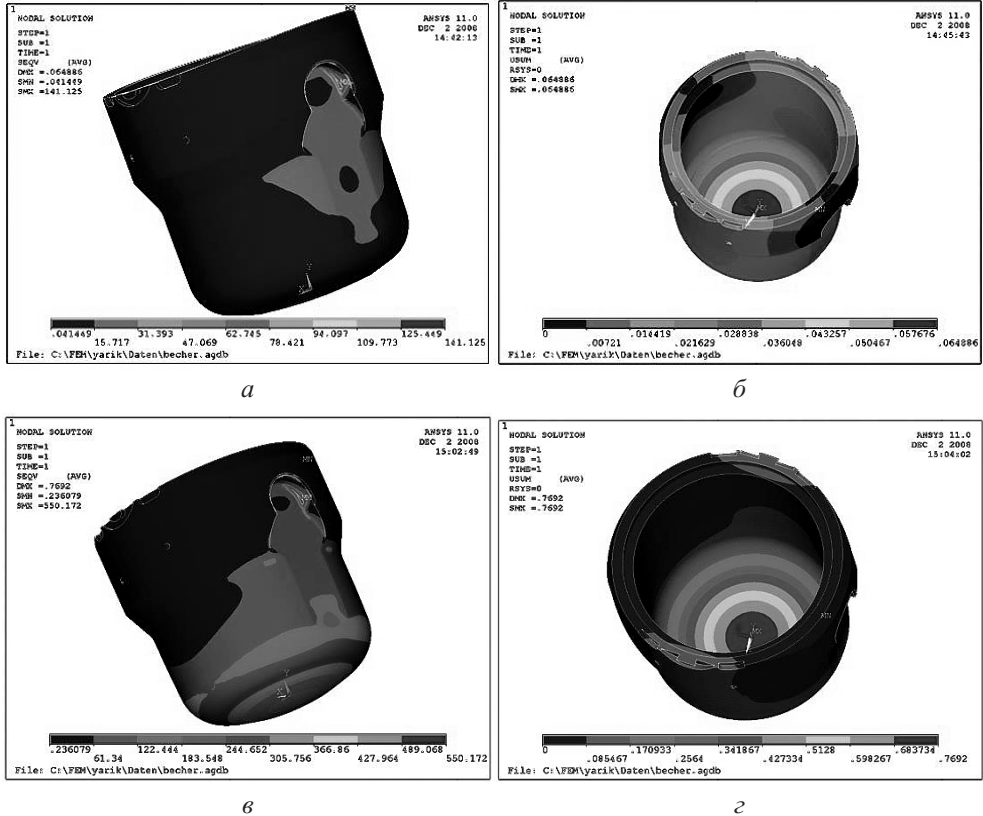


Рис. 1. Распределение напряжений (а, в) и деформаций (б, г).

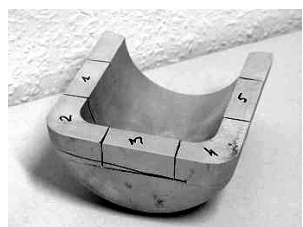


Рис. 2. Схема вырезки образцов. (Цифры соответствуют зонам упругопластического упрочнения материала согласно технологии изготовления методами штамповки [7, 8].)

Для исследования механических свойств алюминиевого сплава 7075-T73 при статическом и программном малоцикловом нагружении использовались образцы, вырезанные из разных зон. Механические свойства определялись на испытательном стенде MTS 810. Разброс усредненных показателей по прочности и пластичности показывает степень упрочнения материала при пластической деформации каждой из зон (табл. 2).

Механические характеристики образцов алюминиевого сплава 7075

№ зоны упрочнения	$\sigma_{0,2}$, МПа	σ_{\max} , МПа	δ , %
1	448	517	17,9
3	447	517	11,7
5	461	533	13,8

Анализ результатов расчетов. По результатам расчета НДС исходя из конструктивных особенностей чашки определялись теоретический коэффициент концентрации напряжений $\alpha_\sigma = 4,74$ и номинальные напряжения σ_n в зонах ее изгиба (рис. 2). Согласно уравнениям, приведенным в [9], эффективные коэффициенты концентрации напряжений K_σ и деформаций K_ϵ при $\bar{\sigma}_n \leq 1$ имеют следующий вид:

$$K_\sigma = \alpha_\sigma^{2m/(1+m)} F^{m/(1+m)} = \frac{\alpha_\sigma^{2m/(1+m)}}{\bar{\sigma}_n^{(1-m)/(1+m)} (\alpha_\sigma \bar{\sigma}_n)^{mn(1-m) \left[1 - \left(\bar{\sigma}_n - \frac{1}{\alpha_\sigma} \right) \right] / (1+m)}}; \quad (1)$$

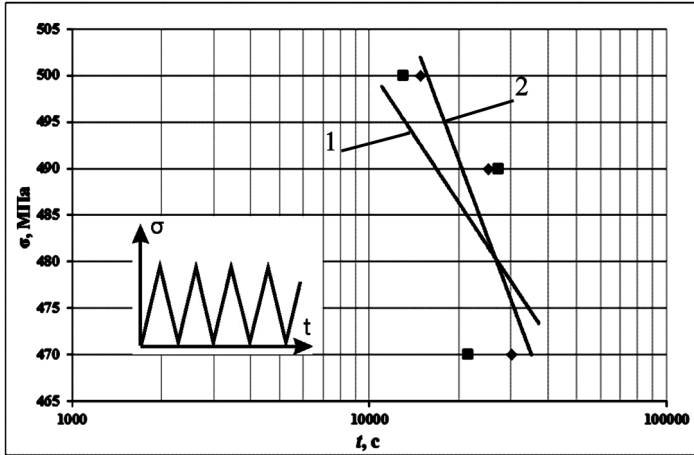
$$K_\epsilon = \alpha_\sigma^{2/(1+m)} \bar{\sigma}_n^{(1-m)/(1+m)} F^{1/(1+m)} = \frac{\alpha_\sigma^{2/(1+m)} \bar{\sigma}_n^{(1-m)/(1+m)}}{(\alpha_\sigma \bar{\sigma}_n)^{n(1-m) \left[1 - \left(\bar{\sigma}_n - \frac{1}{\alpha_\sigma} \right) \right] / (1+m)}}, \quad (2)$$

где $\bar{\sigma}_n$ – относительное (к пределу пропорциональности материала) номинальное напряжение; m – параметр упрочнения материала; n – параметр материала, $n = 0,5$ [9]. При $\sigma_n = 116,18$ МПа и $m = 0,0672$ согласно зависимостям (1) и (2) определены $K_\sigma = 3,93$ и $K_\epsilon = 5,22$, а также максимальные напряжения эксплуатационного цикла нагружения $\sigma_{\max} = 456,12$ МПа. Эти напряжения послужили основой для моделирования кинетики накопления рассеянных повреждений и предельного состояния материала чашки. Параметр упрочнения материала m определялся из эффективной диаграммы нагружения для одноосного напряженного состояния, методика построения которой изложена ранее [10]. Эксплуатационное нагружение вращающихся частей центрифуги описано в виде стационарного цикла программного нагружения $\bar{\gamma}_\sigma + \tilde{\gamma}_\sigma = 1$, где $\bar{\gamma}_\sigma = \tilde{t}_\text{ц}/t_\text{ц}$, $\tilde{\gamma}_\sigma = \tilde{t}_\text{ц}/t_\text{ц}$ – относительные длительности нагружения образцов материала при максимальном напряжении цикла σ_{\max} и нагрузке–разгрузке соответственно (рис. 3). Время стационарного знакопостоянного программного цикла нагружения $t_\text{ц}$ при среднем напряжении цикла $\sigma_m = \sigma_{\max}/2$ составляло 150 с, время выдержки при максимальном напряжении цикла $\sigma_{\max} - t_\text{ц} = 130$ с, суммарное время нагрузки и разгрузки – $\tilde{t}_\text{ц} = 10$ с.

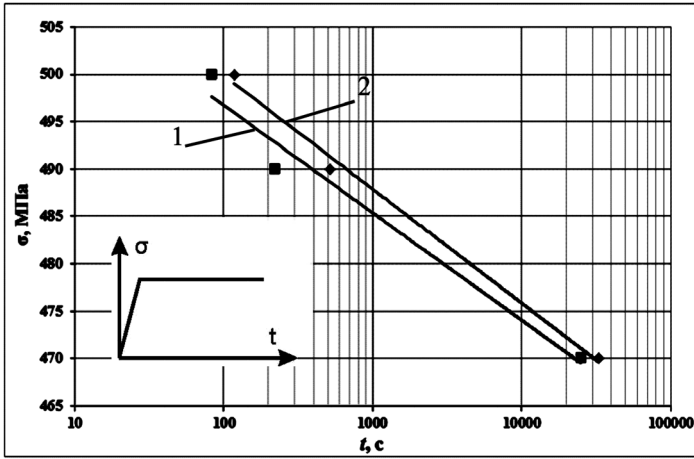
Процесс накопления повреждений в этом случае описывается по принципу суперпозиции на основании линейного суммирования (как первое приближение) [11]:

$$\frac{N_R}{N_{RF}} + \frac{t_R}{t_{RC}} = 1, \quad (3)$$

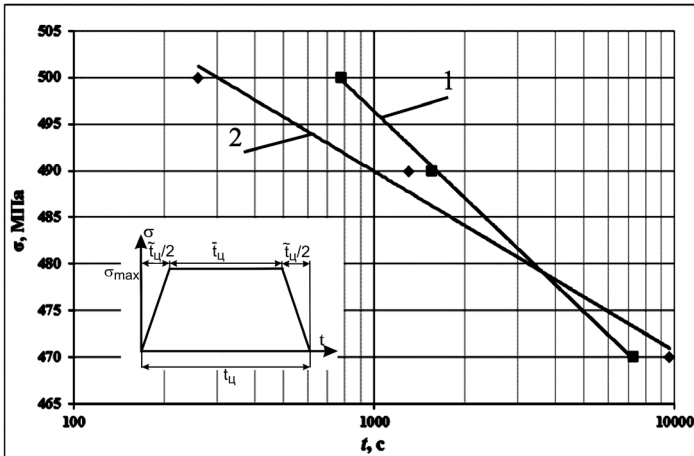
где N_R, N_{RF} – число циклов до разрушения (на стадии зарождения макротрещины) при заданном нагружении ($\bar{\gamma}_\text{ц} + \tilde{\gamma}_\text{ц} = 1$) и пилообразном ($\tilde{\gamma}_\text{ц} = 1$) цикле стационарного малоциклового нагружения соответственно; t_R, t_{RC} – время до разрушения при N_R в случаях программного нагружения ($t_R \approx \tilde{t}_\text{ц} N_R$) и чистой изотермической ползучести при максимальном напряжении цикла σ_{\max} соответственно.



a



b



v

Рис. 3. Расчетные (1) и экспериментальные (2) кривые малоциклового усталости (a, в) и ползучести (б) алюминиевого сплава марки 7075 при различном режиме нагружения: a, б – $\bar{\gamma}_\sigma = 1$; в – $\tilde{\gamma}_\sigma + \bar{\gamma}_\sigma = 1$.

При использовании скалярного параметра поврежденности D [4, 5] в кинетических уравнениях поврежденности для условий малоциклового усталости и циклической ползучести скорость накопления повреждений определялась через необратимую деформацию без разделения на деформацию ползучести и деформацию пластичности (условие циклической вязкопластичности). Для описания процессов программного малоциклового нагружения при интенсивном накоплении односторонних необратимых деформаций условно разделяли закономерности накопления повреждений при выдержке (σ_{\max}) и нагрузке–разгрузке ($\sigma_{\max} \Leftrightarrow \sigma_{\min}$).

На участке ползучести скорость необратимой деформации $\dot{\varepsilon}^{(c)}$ определялась согласно степенному закону Нортона для ползучести с учетом скалярного параметра поврежденности D :

$$\dot{\varepsilon}^{(c)} = \left[\frac{\sigma}{A(1-D)} \right]^n \quad (4)$$

Базируясь на основных положениях термодинамики необратимых процессов, для условий одноосного напряженного состояния кинетическое уравнение поврежденности Леметра имеет вид [12]

$$dD = \left(\frac{\sigma}{B} \right)^{n+2} (1-D)^{-(n+2)} dt \quad \text{или} \quad \int_0^D (1-D)^{(n+2)} dD = \left(\frac{\sigma}{B} \right)^{n+2} \int_{t^*}^t dt, \quad (5)$$

где $B = (2EA^n KC)^{1/(n+2)}$; E – модуль упругости; A , n , K , C – постоянные материала; $t^* = 0$ – время цикла, по истечении которого начинает развиваться процесс накопления повреждений.

После интегрирования (5) получим

$$D = 1 - \left[1 - (n+3) \left(\frac{\sigma}{B} \right)^{n+2} \bar{t} \right]^{1/(n+3)} \quad (6)$$

Критическое значение скалярного параметра поврежденности D_R для условий сложного напряженного состояния можно определить из условия подобия удельных энергий деформации для сложного и одноосного напряженных состояний:

$$D_R = D_{1R} \frac{\sigma_B^2}{\tilde{\sigma}^2} \leq 1, \quad (7)$$

где $\tilde{\sigma}$ – эффективное напряжение; σ_B – предел прочности; D_{1R} – предельное значение параметра поврежденности при линейном напряженном состоянии.

Время до разрушения для условий изотермической ползучести (на стадии зарождения макротрещины) определяется из уравнения (6) при условии, что $D = D_{1R} = 1$ и $\bar{t} = t_R$:

$$t_R = \frac{1}{n+3} \left(\frac{\sigma}{B} \right)^{-(n+2)} \quad (8)$$

Долговечность при знакопостоянной циклической ползучести (пилообразный цикл нагружения) N_{RF} условно состоит из двух составляющих: числа циклов эксплуатационного нагружения N_D , за период которого происходит накопление

рассеянных повреждений, и стадии живучести N_S ($N_{RF} = N_D + N_S$). В данном случае рассматривается только составляющая ресурса N_D , которая достигает примерно 80% общего ресурса [3, 9]. Принято, что накопление повреждений в материале начинается по достижении максимальным напряжением σ_{\max} в цикле значения предела выносливости σ_{-1} для данного материала [$\sigma_{\max} \geq \sigma_{-1} (\varepsilon_{\max}^{(p)} \geq \varepsilon_{-1}^{(p)})$] при начальных условиях $t = 0 \rightarrow D = 0$. Для циклически стабилизирующегося состояния материала при знакопостоянном цикле малоциклового нагружения согласно термодинамическому подходу [12] кинетическое уравнение поврежденности имеет вид

$$\dot{D} = \frac{\sigma_{\max}^2}{2EL(1-D)^2} \xi^{(p)}, \quad (9)$$

где $\xi^{(p)}$ – скорость пластической деформации; L – параметр материала.

При этом накопленная пластическая деформация за цикл определяется так:

$$\frac{\delta \varepsilon^{(p)}}{\delta N} = \int_{1 \text{ цикл}} \xi^{(p)} dt = \Delta \varepsilon^{(p)}. \quad (10)$$

Тогда поврежденность материала, накопленная за цикл нагружения, с учетом зависимостей (9) и (10) может быть записана в виде

$$\frac{\delta D}{\delta N} = \int_{1 \text{ цикл}} \dot{D} dt = \frac{\sigma_{\max}^2}{2EL(1-D)^2} \Delta \varepsilon^{(p)}. \quad (11)$$

Согласно экспериментальным исследованиям [11] связь между $\Delta \varepsilon^{(p)}$ и σ_{\max} удовлетворительно описывается степенной зависимостью. С учетом параметра поврежденности имеем

$$\Delta \varepsilon^{(p)} = \left[\frac{\sigma_{\max}}{C(1-D)} \right]^m, \quad (12)$$

где m – параметр материала.

После интегрирования уравнения (11) с учетом (12) при условии, что $D = D_{1R}$, получим

$$D_{1R} = \int_0^{N_D} \frac{\delta D}{\delta N} dN = \frac{C^2}{2EL} (\Delta \varepsilon^{(p)})^{(m+2)/m} N_D \quad (13)$$

или

$$N_D = \frac{2ELD_{1R}}{C^2 (\Delta \varepsilon^{(p)})^{(m+2)/m}}. \quad (14)$$

Подставляя в уравнение (13) текущие значения поврежденности D и N , а затем сравнивая их с предельными значениями D_{1R} и N_D , можно определить остаточный ресурс до возникновения макротрещины:

$$D = D_{1R} \frac{N}{N_D}. \quad (15)$$

На основе принципа суперпозиции при программном знакопостоянном малоцикловом нагружении кинетическое уравнение поврежденности в условиях сложного напряженного состояния принимает вид

$$\dot{D} = \left[\frac{\sigma_{\text{ЭКВ}}^2(t) R_{\mu}}{2EL(1-D)^2} \right]^m \left[\frac{\sigma_{\text{ЭКВ}}(t)}{A(1-D)} \right]^n \quad \text{при} \quad \sigma_{\text{ЭКВ}}(t) > \sigma_{-1}. \quad (16)$$

Здесь в качестве эквивалентного напряжения $\sigma_{\text{ЭКВ}}(t)$ принято выражение типа Писаренко–Лебедева $[\sigma_{\text{ЭКВ}}(t) = \chi\sigma_i(t) + (1-\chi)\sigma_1(t)]$ [13], где χ – параметр, определяющий вклад в деформирование сдвиговой деформации, $\chi = \sigma_T^{(+)} / \sigma_T^{(-)}$; $\sigma_T^{(+)}$, $\sigma_T^{(-)}$ – пределы текучести материала при растяжении и сжатии соответственно; σ_i – интенсивность напряжений; σ_1 – максимальное (с учетом знака) главное напряжение; R_{μ} – функция вида напряженного состояния [12], при одноосном напряженном состоянии $R_{\mu} = 1$.

После разделения переменных в зависимости (16) и интегрирования получим

$$\int_0^{D_R} (1-D)^{2m+n} dD = \int_0^t \left[\frac{\sigma_{\text{ЭКВ}}^2(t) R_{\mu}}{2EL} \right]^m \left[\frac{\sigma_{\text{ЭКВ}}(t)}{A} \right]^n dt \quad (17)$$

или

$$D = 1 - \left[1 - (2m+n+1) \int_0^t \left[\frac{\sigma_{\text{ЭКВ}}^2(t) R_{\mu}}{2EL} \right]^m \left[\frac{\sigma_{\text{ЭКВ}}(t)}{A} \right]^n dt \right]^{-(2m+n+1)}. \quad (18)$$

Из уравнения (18) определяется время до разрушения (на стадии зарождения макротрещины), если приравнять $D = D_R$, а $t = t_R$:

$$\int_0^{t_R} \left[\frac{\sigma_{\text{ЭКВ}}^{2m+n}(t) R_{\mu}^m}{(2EL)^m A^n} \right] dt = \frac{1 - (1 - D_R)^{2m+n+1}}{2m+n+1}. \quad (19)$$

Для условий изотермической ползучести при $\sigma_{\text{ЭКВ}}(t) = (\sigma_{\text{ЭКВ}})_{\text{max}}$ из (19) следует

$$t_{RC} = \frac{1 - (1 - D_R)^{2m+n+1}}{2m+n+1} \frac{(2EL)^m (A)^n}{(\sigma_{\text{ЭКВ}})_{\text{max}}^{2m+n} R_{\mu}^m}. \quad (20)$$

Из уравнения (16) при программном пульсирующем малоцикловом нагружении с выдержкой $\sigma_{\text{ЭКВ}}(t) = (\sigma_{\text{ЭКВ}})_{\text{max}}$ получим

$$\frac{\delta D}{\delta N} = \left[\frac{R_{\mu}}{2EL(1-D)^2} \right]^m \left[\frac{1}{A(1-D)} \right]^n \left[2 \int_0^{(\sigma_{\text{ЭКВ}})_{\text{max}}} \sigma_{\text{ЭКВ}}^{2m+n} \frac{d\sigma_{\text{ЭКВ}}}{\dot{\sigma}_{\text{ЭКВ}}} + \int_0^{\dot{\sigma}_{\text{ЭКВ}}} (\sigma_{\text{ЭКВ}})_{\text{max}}^{2m+n} dt \right], \quad (21)$$

где $\dot{\sigma}_{\text{ЭКВ}}$ – скорость изменения эквивалентного напряжения в цикле при нагрузке (разгрузке), $\dot{\sigma}_{\text{ЭКВ}} = d\sigma_{\text{ЭКВ}}/dt$.

После разделения переменных в (21) и интегрирования получим уравнение, аналогичное представленному в [11]:

$$\int_0^{D_R} (1-D)^{2m+n} \delta D = \left[\frac{R_\mu}{2EL} \right]^m \left[\frac{1}{A} \right]^n \left[\frac{2}{2m+n+1} \frac{(\sigma_{\text{ЭКВ}})_{\text{MAX}}^{2m+n}}{\dot{\sigma}_{\text{ЭКВ}}} + (\sigma_{\text{ЭКВ}})_{\text{MAX}}^{2m+n} \bar{t} \right] N_R \quad (22)$$

или

$$N_R = \frac{1 - (1 - D_R)^{2m+n+1}}{2m+n+1} \frac{(2EL)^m (A)^m}{(\sigma_{\text{ЭКВ}})_{\text{MAX}}^{2m+n} R_\mu^m} \left[\frac{2}{2m+n+1} \frac{(\sigma_{\text{ЭКВ}})_{\text{MAX}}}{\dot{\sigma}_{\text{ЭКВ}}} + \bar{t} \right]^{-1} \quad (23)$$

Для исследуемого алюминиевого сплава параметры феноменологической модели малоциклового усталости при программном нагружении таковы: $E = 70175$ МПа; $L = 1,53$ МПа; $A = 646$ МПа · ч^{1/n}; $n = 14,7$; $m = 19,2$; $B = 621,2$ МПа · ч^{1/m+2}; $C = 587,8$ МПа.

Из уравнения (23) следует выражение для долговечности N_{RF} материала в условиях пилообразного цикла ($\bar{t} = 0, \bar{\gamma}_ц = 1$) малоциклового нагружения:

$$N_{RF} = \frac{[1 - (1 - D_R)^{2m+n+1}] (2EL)^m (A)^n \dot{\sigma}_{\text{ЭКВ}}}{(\sigma_{\text{ЭКВ}})_{\text{MAX}}^{2m+n+1} R_\mu^m} \quad (24)$$

Испытания на малоцикловую усталость при пилообразном цикле нагружения проводили на цилиндрических образцах в условиях изотермической ползучести и программного малоциклового нагружения.

На рис. 3 приведены данные сравнения кривых малоциклового усталости, полученные экспериментально и путем расчета по уравнениям (20), (23) и (24), для разных режимов нагружения.

Кривые усталости и длительной прочности образцов алюминиевого сплава марки 7075 (B95) построены по стандартной методике [14, 15].

Максимальное расхождение между расчетными и экспериментальными значениями числа циклов до разрушения при малоциклового усталости достигает 1,39 раза (рис. 3,а). Долговечность при ползучести, полученная расчетным путем, в 2,36 раза меньше долговечности, полученной экспериментально (рис. 3,б). Если рассматривать программное нагружение (рис. 3,в), то расхождение в соответствующих значениях составляет три раза. На рис. 4 приведены кривые долговечности алюминиевого сплава марки 7075 при разных режимах нагружения.

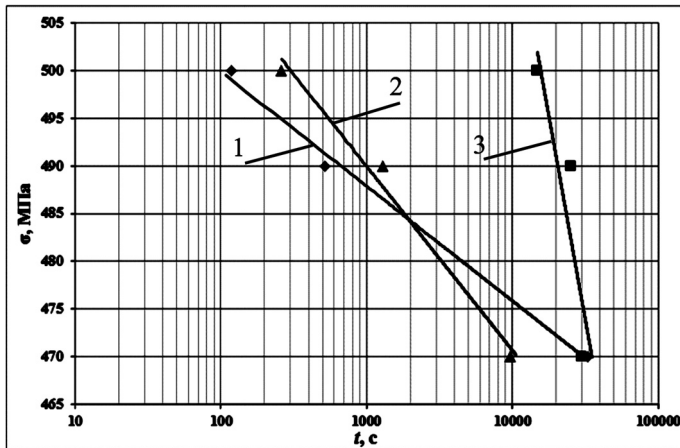


Рис. 4. Кривые долговечности алюминиевого сплава марки 7075 при разных режимах нагружения: 1 – ползучесть; 2 – циклическая ползучесть; 3 – малоцикловая усталость.

Выводы

1. Проведен комплекс экспериментально-теоретических исследований быстро-вращающихся частей лабораторных центрифуг по определению напряженно-деформированного состояния наиболее нагруженных их зон и моделированию основных процессов кинетики накопления повреждений в материале с учетом параметров малоциклового нагружения.

2. Результаты исследований показали, что благодаря снижению уровня концентрации напряжений в зоне дна чашки и в месте крепления ее к ротору, а также усовершенствованию технологии изготовления чашки методами пластического формоизменения (направление текстуры металла должно совпадать с направлением действия максимальных растягивающих напряжений) удалось существенно повысить прочностную надежность всей конструкции.

3. На базе основных положений термодинамики необратимых процессов и континуальной механики поврежденности усовершенствована модель Леметра, описывающая закономерности накопления повреждений в материале, при программном малоцикловом нагружении в условиях сложного напряженного состояния.

4. Введение параметра поврежденности в систему определяющих уравнений малоциклового усталости позволяет более точно прогнозировать долговечность на стадии зарождения макротрещины при программном нагружении в условиях сложного напряженного состояния.

5. Полученная обобщенная феноменологическая модель поврежденности требует более широкого экспериментального обоснования с учетом масштабного фактора и асимметрии малоциклового программного нагружения.

Резюме

Запропоновано методику розрахунку і прогнозування стану відповідальних елементів конструкцій за малоциклової утоми з урахуванням особливостей експлуатаційних режимів. Методика базується на концепції розсіяної пошкодженості й урахуванні параметра пошкодженості в системі визначальних рівнянь на прикладі швидкообертючих елементів лабораторних центрифуг. Виконано макро- і мікроструктурний аналіз матеріалу та статичні і циклічні випробування зразків алюмінієвого сплаву 7075 (B95). Результати експериментальних досліджень порівнюються з теоретичними розрахунками, що проведені на базі методу скінченних елементів (програмний пакет ANSYS).

1. *Strackeljan J., Bobyr M., and Khalimon O.* Bauteillebensdauer beim zyklischen Kriechen mit der Berücksichtigung von Schädigungsprozessen // 10. Magdeburger Maschinenbau-Tage (27–29 Sept. 2011).
2. *Штракельян Й., Бобырь Н. И., Халимон А. П.* Прогнозирование долговечности элементов конструкций при циклической ползучести с учетом поврежденности // Вестн. НТУУ “КПИ”. Машиностроение. – 2011. – № 61. – С. 66 – 75.
3. *Троценко В. Т., Лебедев А. А., Стрижало В. А. и др.* Механическое поведение материалов при различных видах нагружения. – Киев: Логос, 2000. – 570 с.
4. *Качанов Л. М.* О времени разрушения в условиях ползучести // Изв. АН СССР. Отд-ние техн. наук. – 1958. – № 8. – С 26 –31.
5. *Работнов Ю. Н.* Ползучесть элементов конструкций. – М.: Наука, 1966. – 752 с.
6. *Бабенко А., Лавренко Я.* Визначення напружено-деформованого стану чашки лабораторної центрифуги під дією динамічного навантаження // Машинознавство. – 2011. – № 7-8. – С. 7 – 10.

7. Охрименко Я. М. Технология кузнечно-штамповочного производства. – М.: Машиностроение, 1976. – 560 с.
8. Унксов Е. П. Современное состояние кузнечно-штамповочного производства. – М.: Машгиз, 1961. – 434 с.
9. Махутов Н. А. Деформационные критерии разрушения и расчет элементов конструкций на прочность. – М.: Машиностроение, 1981. – 272 с.
10. Лавренко Я. І. До питання про визначення ресурсу конструктивних елементів при змінних навантаженнях // Вісн. НТУУ “КПІ”. Машинобудування. – 2009. – Вип. 56. – С. 88 – 92.
11. Lemaitre J. and Desmorat R. Engineering Damage Mechanics. – Springer, 2005. – 380 p.
12. Lemaitre J. A Course on Damage Mechanics. – Springer, 1996. – 228 p.
13. Сопротивление материалов / Под ред. Г. С. Писаренко. – Киев: Вища шк., 1986. – 775 с.
14. ГОСТ 28785-90. Ультрацентрифуги и роторы препаративные. Общие технические требования и методы испытаний. – Введ. 01.01.1992.
15. ГОСТ 25.502-79. Расчеты и испытания на прочность в машиностроении. Методы механических испытаний металлов. Методы испытаний на усталость – Введ. 01.01.1981.

Поступила 18. 12. 2013