

ПРОБЛЕМА ОЦЕНКИ ВЫНОСЛИВОСТИ ЭЛЕМЕНТОВ КОРПУСА НИЗКОЛЕТЯЩИХ ОРБИТАЛЬНЫХ ОБЪЕКТОВ

В работе анализируется вопрос расчета выносливости корпуса низколетящих орбитальных объектов от циклической температурной знакопеременной деформации за пределами закона Гука. Констатируется практическое отсутствие методики прямого расчета. Предлагается косвенный расчет на базе имеющихся экспериментальных данных по механическим испытаниям образцов с параметром «напряжение» и алгоритм перехода от фактических деформаций к эквивалентным напряжениям. Методика расчета базируется на использовании существующей экспериментальной кривой усталости при симметричном цикле изгиба, результатах статических испытаний на растяжение при экстремальных температурах цикла и обобщении известной информации о закономерностях изменения параметров выносливости рассматриваемого материала применительно к условиям циклической температурной знакопеременной деформации циклической температурной знакопеременной деформации. Адекватность методики проверяется на примере разгерметизации корпуса орбитального модуля «Заря» международной космической станции, изготовленного из сплава АМг6 после ≈ 120000 циклов знакопеременного температурного нагружения. Отличие расчетной и фактической выносливости сплава АМг6 находится в пределах естественного разброса в 20 % при испытаниях на усталость.

Ключевые слова: оценка выносливости, цикл температур, деформация, трещины, нагружение.

Введение. В статьях авторов [1, 2] показано, что причиной разгерметизации корпуса орбитального модуля «Заря» международной космической станции могла быть потеря выносливости от циклической температурной знакопеременной деформации (ЦТЗД) в диапазоне температур $-150\text{ }^{\circ}\text{C} \dots +150\text{ }^{\circ}\text{C}$ [3] и соответствующих напряжений растяжения-сжатия. При предположении, что цикл напряжений близок к симметричному, на базе кривой усталости сплава АМг6 [4] проведена оценка его выносливости. Полученные результаты в виде зависимости эквивалентных напряжений от количества циклов не противоречат опыту.

В настоящей работе на основе анализа и обобщения литературных данных по выносливости материалов предлагается доработанная методика определения числа циклов знакопеременного температурного нагружения до момента их разрушения для металлов, в том числе алюминиевых сплавов типа АМг. Для проверки адекватности расчета недостающая литературная информация частично дополнена результатами собственных статических

испытаний образцов сплава АМг6, изготовленных из стенки модуля орбитального объекта. Фактическая долговечность 120000 циклов попадает в интервал минимального — максимального разброса расчетных значений. Результат вполне удовлетворительный для оценки выносливости.

Методика позволяет оценивать ресурс низколетящих орбитальных объектов без проведения дополнительных испытаний на выносливость по известной кривой усталости сплава при симметричном изгибе, ограничиваясь, при необходимости, статическими испытаниями при температурах ЦТЗД.

Допущения и обобщения. Экспериментальные данные о выносливости при ЦТЗД в литературе отсутствуют.

Для сплава АМг6 отсутствуют даже сведения о коэффициенте линейного расширения α при отрицательных температурах.

Для близкого по свойствам сплава АМг5 в справочнике [5] найдено пять значений коэффициента линейного расширения в зависимости от темпера-

туры материала, цифровизация которых представлена на рис. 1:

$$\alpha \cdot 10^6 = 10^{-6} \cdot t^3 - 2 \cdot 10^{-4} \cdot t^2 + 0,0178t + 23,383. \quad (1)$$

По причине отсутствия в открытых источниках данных о коэффициентах линейного расширения для алюминиевых сплавов при разных температурах материала, в дальнейших расчетах используется зависимость (1).

В результате расчета для исследуемого объекта $\varepsilon(t) = \alpha \cdot t$:

$$\varepsilon(-150) \approx 0,0019 = 0,19 \%,$$

$$\varepsilon(+150) \approx 0,0037 = 0,37 \%,$$

т.е. деформации при ЦТЗД происходят в упругопластической области, в которой справочная информация вообще ограничена.

Механические характеристики металлов, особенно кривые усталости и выносливости, традиционно оформляются с параметром напряжение — σ . Чтобы воспользоваться этими результатами для оценки выносливости при ЦТЗД нужно вычислить эквивалентные напряжения $\sigma_s(t)$ и эквивалентные деформации $\varepsilon(t)$. В [1] для этого предложен и апробирован алгоритм на базе обобщенного закона Гука.

Поскольку при температурах ЦТЗД деформации превышают 0,002 и ожидаются напряжения, превышающие предел упругости ($\sigma(t) > \sigma_y$), модуль Юнга $E(\sigma)$ и коэффициент Пуассона $\mu(\sigma)$ должны быть определены в зависимости от предполагаемого $\sigma_s(t)$, и получаем

$$\varepsilon(t) \approx \frac{1}{E(\sigma_s)} \cdot [\sigma_s - \mu(\sigma_s) \cdot (\sigma_s + \sigma_s)]. \quad (2)$$

При этом

$$E(\sigma_s) = \frac{d(\sigma = \sigma_s)}{d(\varepsilon = \varepsilon(t))}$$

и может быть определен по диаграмме растяжения.

Коэффициент Пуассона:

$$\mu(\sigma_s) \approx \mu + (0,5 - \mu) \cdot \frac{\sigma_s - \sigma_y}{\sigma_B - \sigma_y}, \quad \mu \leq 0,5, \quad (3)$$

где σ_y — предел упругости, а σ_B — предел прочности. Принято $\sigma_y = 0,6\sigma_{пл}$, где $\sigma_{пл}$ — предел пропорциональности.

Вследствие отсутствия другой информации значение коэффициента Пуассона принято из [6]: при $\sigma_s < \sigma_y$, $\mu = 0,32$, а при $\sigma_s = \sigma_B$, $\mu = 0,5$; т.к. при пластическом деформировании объем рассматриваемого объекта не меняется.

Из (2) при объемном напряженном состоянии, очевидном для ЦТЗД, получаем

$$\sigma_s = \varepsilon(t) \cdot E(\sigma_s) / (1 - 2\mu(\sigma_s)). \quad (4)$$

Возникает дополнительная проблема, связанная с тем, что в справочниках ограничена информация о модуле Юнга, пределах упругости, пропорциональности $\sigma_{пл}$ и прочности в зависимости от температуры, особенно при низких температурах. В этой

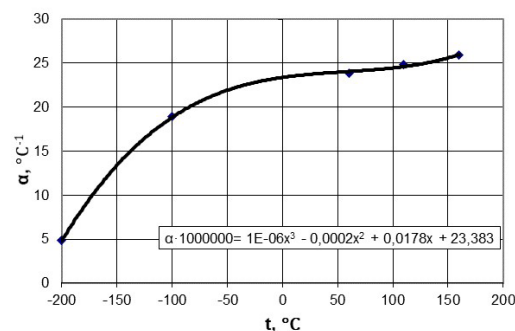


Рис. 1. Цифровизация зависимости $\alpha(t)$ от температуры материала

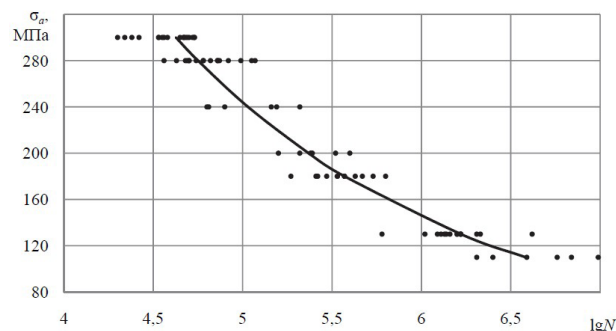


Рис. 2. Кривая усталости АМг6

связи рекомендуется провести статические испытания при нужных температурах, что и сделано в настоящей работе.

По известным данным [7] имеем следующие соотношения напряжений и модуля Юнга при пределах прочности, пропорциональности и упругости:

$$E(\sigma_B) = 0; E(\sigma_{пл}) = E/2; E(\sigma_y) = E,$$

где E — справочное значение модуля Юнга от σ будем аппроксимировать параболой 2-го порядка:

$$E(\sigma) \approx a + b \cdot \sigma + c \cdot \sigma^2. \quad (5)$$

Пределы прочности, пропорциональности, упругости определяем экспериментально по диаграмме растяжения при разных температурах, включая температуры ЦТЗД.

Вычисление σ_s из (2) проводим численно после подстановки (3) и (5). Результаты для АМг6 при условиях ЦТЗД составили

$$\sigma_{1s} = \sigma_s(t = 150 \text{ } ^\circ\text{C}) = 220,1 \text{ МПа},$$

$$\sigma_{2s} = \sigma_s(t = -150 \text{ } ^\circ\text{C}) = -156,7 \text{ МПа},$$

а коэффициент асимметрии цикла напряжений $r = -0,71$.

Информация о кривых усталости в открытых источниках для рассматриваемого материала нет. Для сплава АМг6 найдена только одна полноценная кривая при симметричном цикле изгиба (рис. 2) [4] и предел выносливости $\sigma_{-1уст} = 100 \text{ МПа}$ при нормальной температуре без указания технологии изготовления. В то же время известна взаимосвязь предела прочности и выносливости [6]:

$$\begin{aligned} &\text{— для стали } \frac{\sigma_{-1уст}}{\sigma_B} = 0,45 \dots 0,55; \\ &\text{— для цветных металлов } \frac{\sigma_{-1уст}}{\sigma_B} = 0,25 \dots 0,50; \end{aligned}$$

— для алюминиевых сплавов [5]

$$K_{\sigma_B}^{\sigma_{-1uzr}} = \frac{\sigma_{-1uzr}}{\sigma_B} = 0,35...0,45, \quad (6)$$

а также зависимость предела прочности от температуры $\sigma_B(t)$ [8].

Для ЦТЗД, очевидно, расчет нужно вести по кривым усталости при растяжении-сжатии, а не при изгибе. Для этого можно использовать соотношение [9].

$$K_{\sigma_{-1uzr}}^{\sigma_{-1рasm}} = \frac{\sigma_{-1рasm}}{\sigma_{-1uzr}} = 0,8...0,9. \quad (7)$$

Опыты на циклическое растяжение-сжатие более трудоемки и длительны, а их результаты практически не публикуются.

Результаты испытаний при коэффициенте асимметрии цикла $r = \frac{\sigma_{мин}}{\sigma_{макс}} \neq -1$ (в наших расчетах $r = -0,71$) вообще малоизвестны, как и предел выносливости σ_0 при $r = 0$ — пульсирующем цикле. Последнюю проблему можно преодолеть на базе линеаризованной кривой выносливости [10] на рис. 3.

В соответствии с рис. 3 оцениваем предельную амплитуду пульсационного цикла σ_a

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_{-1} - \frac{\sigma_0}{2}}{\frac{\sigma_0}{2}} &= \frac{\sigma_{-1}}{\sigma_B} \approx K_{\sigma_B}^{-1uzr} \Rightarrow \\ \Rightarrow \sigma_a &= \sigma_0 / 2 \approx \frac{\sigma_{-1}}{1 + K_{\sigma_B}^{-1uzr}}. \end{aligned} \quad (8)$$

Учет предела прочности, асимметрии цикла и метода испытания. Учитывая практическое отсутствие информации о кривых усталости при пределе длительной выносливости σ_r ($r \neq -1$), запрета трудоемкость экспериментального построения кривых усталости при разных параметрах ЦТЗД и некоторые общие закономерности поведения этих кривых, предлагается при оценке выносливости принять следующие допущения:

— при изменении предела длительной выносливости σ_r кривые усталости $\lg N(\sigma)$ материала перемещаются по оси напряжений на величину его изменения параллельно исходным для симметричного цикла;

— величина смещения кривой по оси напряжений равна сумме поправок от изменения предела выносливости, коэффициента асимметрии цикла r и способа деформирования (изгиб или растяжение) (6), (7), (8) и суммируется к расчетному эквивалентному напряжению. Получаем

$$\Delta \sigma_y = (\sigma_{-1рasm} - \sigma_{-1uzr}) + (K_{\sigma_B}^{\sigma_{-1uzr}} \cdot \sigma_B(t) - \sigma_{-1uzr}) + (\sigma_{0рasm} / 2 - \sigma_{-1uzr})$$

и в общем виде после преобразований:

$$\Delta \sigma_y = \left(\frac{K_{\sigma_B}^{\sigma_{-1uzr}} \cdot \sigma_B}{\sigma_{-1uzr}} + \frac{K_{\sigma_B}^{\sigma_{-1рasm}} \cdot \sigma_{-1рasm}}{1 + K_{\sigma_B}^{\sigma_{-1uzr}}} - 3 + K_{\sigma_B}^{\sigma_{-1рasm}} \right) \cdot \sigma_{-1uzr}. \quad (9)$$

Тестирование расчета для сплава АМгб велось с корректировкой (рис. 4) по (9). Алгоритм расчета

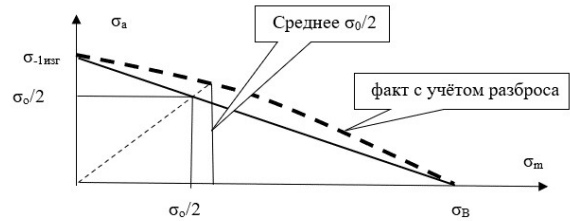


Рис. 3. Кривые выносливости

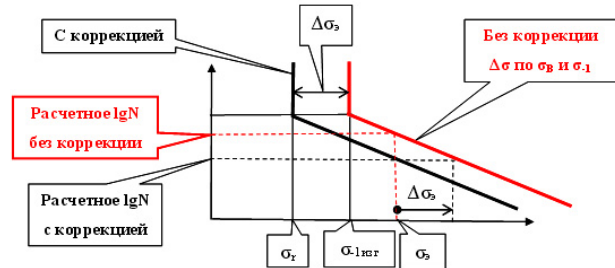


Рис. 4. Корректировка кривой усталости и расчета $\lg N$

эквивалентного напряжения не изменялся, но учитывалась зависимость (1) коэффициента линейного расширения от температуры.

В качестве исходной принята цифровизация кривой усталости из [2].

Прогноз выносливости при несимметричном цикле по расчетной кривой усталости. Представим несимметричный цикл как сумму двух пульсационных циклов с длительным пределом выносливости $N_1(t_1)$ и $N_2(t_1)$ длительностью каждого N . По линейной гипотезе суммирования усталостных повреждений [10] имеем:

$$\frac{N}{N_1} + \frac{N}{N_2} = 1.$$

Откуда, вычисляя по скорректированной кривой усталости $N_1(\sigma_{1y})$ и $N_2(\sigma_{2y})$, оцениваем выносливость при ЦТЗД:

$$N = \frac{N_1 \cdot N_2}{N_1 + N_2}. \quad (10)$$

При отсутствии экспериментальной кривой усталости при изгибе и $r = -1$, достаточно экспериментально определить $N_1(t_1)$ и $N_2(t_1)$ — это 4–6 испытаний при расчетных σ_y и соответствующих температурах. В то же время построение кривой усталости требует не менее 20-ти испытаний при нормальной температуре плюс статические испытания при заданных температурах.

Дополнительные статические испытания. В качестве испытательной машины, в составе экспериментального стенда, использовалась универсальная испытательная машина ZwickRoell Z010 AllroundLine с термокамерой для нагрева экспериментального образца, для охлаждения дополнительно устанавливался баллон с жидким азотом. Испытывалось от двух до пяти образцов при температурах 20 °С, 75 °С, 150 °С, –50 °С, –75 °С. Для каждой температуры вычислялись средние значения параметров.

Образцы изготавливались из материала объекта, т.е. сохранялось влияние технологии изготовления на механические характеристики.

Машина выдавала на печать с мелким шагом деформацию ε_i и условное измеренное напряжение $\sigma_{u,i}$.

Предел прочности σ_B в испытательной машине определяется автоматически.

Текущий измеренный модуль нормальной упругости E_u вычислялся как

$$E_{u,i}(\sigma_{u,i}) \approx \frac{\sigma_{i+1} - \sigma_i}{\varepsilon_{i+1} - \varepsilon_i}. \quad (11)$$

Условный предел текучести $\sigma_{0,2}$ определялся как напряжение при горизонтальном участке диаграммы или в точке с очевидным резким уменьшением $E_{u,i}(\sigma_{u,i})$ и последующим его увеличением.

Измеренный модуль E_u определялся как максимальное значение текущего измеренного модуля. Соответствующее напряжение — предел упругости σ_y .

В литературе при испытаниях на несовременных машинах рекомендуется

$$\sigma_y = (0,5...0,7) \sigma_{пл}.$$

Предел пропорциональности $\sigma_{пл}$ определялся как напряжение, при котором текущий измеренный модуль соответствует $0,5E_u$.

Оценка фактического модуля Юнга при испытаниях. Проблема заключается в том, что перемещение Δ , измеряемое испытательной машиной, складывается из непосредственного удлинения испытуемого образца Δl_o и упругого перемещения в контактах зажимов и не рабочих элементов образца Δl_k :

$$\Delta = \Delta l_o + \Delta l_k. \quad (12)$$

Представим, что последовательно с основным образцом (E_o) соединен такой же образец, но с другим модулем (E_k). Соответственно, вычисляемый дифференциал деформации образца увеличивается:

$$d\varepsilon = \frac{\Delta l}{l} = \frac{\Delta l_o}{l} + \frac{\Delta l_k}{l} = d\varepsilon_o + d\varepsilon_k \quad (13)$$

и измеренный модуль Юнга:

$$E_u = \frac{d\sigma}{d\varepsilon} = \frac{d\sigma}{d\varepsilon_o + d\varepsilon_k}. \quad (14)$$

После преобразования:

$$\left(\frac{d\varepsilon}{d\sigma} = \frac{1}{E_u} = \frac{d\varepsilon_o + d\varepsilon_k}{d\sigma} = \frac{1}{E_o} + \frac{1}{E_k} \right), \quad (15)$$

$$\frac{1}{E_u} = \frac{1}{E_o} + \frac{1}{E_k},$$

где E_o — фактический модуль образца, а E_k — условный модуль контакта зажимов и нерабочих элементов образца. Принято допущение, что Δl_k линейно относительно условного напряжения.

Если известны модуль, измеренный специальными точными методами на базе действительного удлинения образца (у АМгб справочное $E_o = 0,71 \cdot 10^5$ МПа при нормальной температуре), и соответствующее E_u в опыте (определено при нор-

мальной температуре $E_u = 0,753 \cdot 10^3$ МПа), то можно без учета влияния температуры оценить величину E_k в серии соответствующих опытов:

$$E_k = \frac{E_o \cdot E_u}{E_o - E_u}. \quad (16)$$

После расчета по формуле (16) $E_k = 0,761 \cdot 10^5$ МПа.

Значение $E_k(t)$ при соответствующей температуре оцениваем умножением E_k на соотношение средних при опытах модулей при текущей и нормальной температурах:

$$E_k(t) = E_k \cdot \frac{E_u(t)}{E_u(t=20)}. \quad (17)$$

Для опыта при данном t фактический модуль Юнга образца из (15):

$$E_o(t) = \frac{E_u(t) \cdot E_k(t)}{E_k(t) - E_u(t)}. \quad (18)$$

Сравнение опытов со справочными значениями и аппроксимация результатов на температуру -150°C . Графическая иллюстрация результатов приведена на рис. 5. Там же приведена и линия тренда при $t = -150^\circ\text{C}$.

После оцифровки результатов проведенных опытов получаем:

$$\sigma_B = -0,6659t + 332,06,$$

$$\sigma_{0,2} = -0,002t^2 + 0,398t + 155,51,$$

$$\sigma_{пл} = -0,254t + 162,99.$$

Для вычисления эквивалентных напряжений по результатам экспериментов получаем зависимости (5):

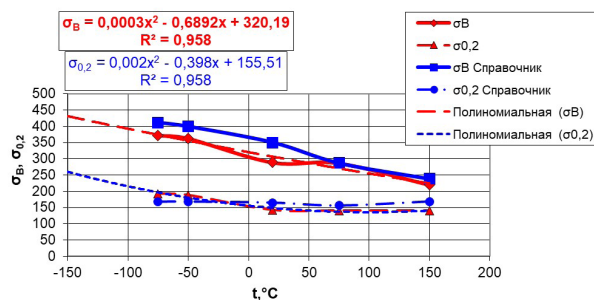


Рис. 5. Пределы прочности и текучести

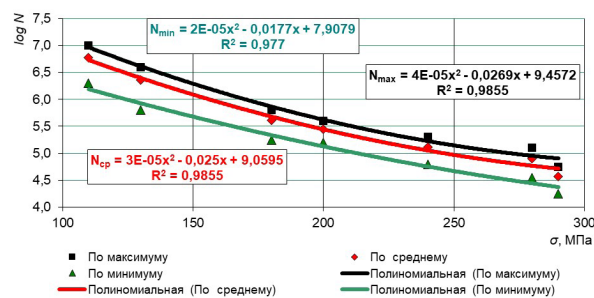


Рис. 6. Оцифрованные кривые усталости: по среднему N , минимальному N и максимальному N

Результаты расчета выносливости

N_{min} — расчет по минимуму								
$K_{\sigma_b}^{\sigma_{-1,расм}}$	$K_{\sigma_{-1,расм}}^{\sigma_{-1,расм}}$							
	0,42	0,43	0,44	0,45	0,46	0,47	0,48	0,5
0,8	1,79E+05	1,65E+05	1,53E+05	1,41E+05	1,30E+05	1,21E+05	1,12E+05	9,58E+04
0,85	1,44E+05	1,34E+05	1,24E+05	1,15E+05	1,07E+05	9,89E+04	9,19E+04	7,94E+04
0,9	1,26E+05	1,09E+05	1,01E+05	9,43E+04	8,78E+04	8,17E+04	7,61E+04	6,62E+04
N_{max} — расчет по максимуму								
	0,42	0,43	0,44	0,45	0,46	0,47	0,48	0,5
0,8	6,76E+05	6,12E+05	5,55E+05	5,04E+05	4,58E+05	4,18E+05	3,81E+05	1,66E+02
0,85	5,21E+05	4,74E+05	4,33E+05	3,96E+05	3,62E+05	3,32E+05	3,05E+05	2,59E+05
0,9	4,07E+05	3,73E+05	3,42E+05	3,15E+05	2,90E+05	2,67E+05	2,47E+05	2,12E+05
$N_{ср}$ — расчет по среднему при $N_{max} \geq N = 1,2; E+05 \geq N_{min}$								
	0,42	0,43	0,44	0,45	0,46	0,47	0,48	0,5
0,8	—	—	—	—	—	—	1,53E+05	1,24E+05
0,85	—	—	—	1,61E+05	1,45E+05	1,31E+05	1,18E+05	9,63E+04
0,9	—	1,51E+05	1,36E+05	1,23E+05	1,12E+05	1,01E+05	9,18E+04	7,58E+04

— при повышенных температурах $a = 1,4438$, $b = -843,81$, $c = 115779$;

— при пониженных температурах $a = 0,4012$, $b = -317,51$, $c = 62585$.

Зависимости использовались в (2) при расчете σ_y .

Учет рассеяния результатов в кривой усталости. Получаем оцифрованные кривые усталости: по среднему N , по минимальному N и максимальному N , а также их полиномиальные ряды (рис. 6).

Проводим расчеты выносливости и принимаем в расчет только те результаты, в которых

$$N_{max} \geq N \geq N_{min}. \quad (19)$$

Сводим результаты расчёта выносливости в табл. 1.

Меняем коэффициенты (6) и (7) в соответствующих пределах и находим область их допустимого изменения (рис. 7)

Верхний предел $K_{\sigma_b}^{\sigma_{-1,расм}}$ идентичен цветным металлам, а нижний — данным, указанным в [6] для алюминиевых сплавов. При опытно $N = 1,2 \cdot 10^5$ расчет по минимуму дает выносливость $N_{min} = (0,87...1,17) \cdot 10^5$, а по максимуму — $N_{max} = (2,67...3,73) \cdot 10^5$. То есть дает точность оценки выносливости, удовлетворительную для усталости.

Получаем, что в пределах изменения коэффициентов для цветных металлов расчет по среднему для сплава АМг6 хорошо соответствует опыту ($N = 1,2 \cdot 10^5$) при:

$$K_{\sigma_{-1,расм}}^{\sigma_{-1,расм}} = \frac{\sigma_{-1,расм}}{\sigma_{-1,расм}} = 0,9 \text{ и } K_{\sigma_b}^{\sigma_{-1,расм}} = \frac{\sigma_{-1,расм}}{\sigma_b} = 0,45...0,46,$$

$$K_{\sigma_{-1,расм}}^{\sigma_{-1,расм}} = \frac{\sigma_{-1,расм}}{\sigma_{-1,расм}} = 0,85 \text{ и } K_{\sigma_b}^{\sigma_{-1,расм}} = \frac{\sigma_{-1,расм}}{\sigma_b} = 0,47...0,48.$$

Расчет при $K_{\sigma_{-1,расм}}^{\sigma_{-1,расм}} = 0,9$ практически соответствует данным, приведённым в работе [6] для алюми-

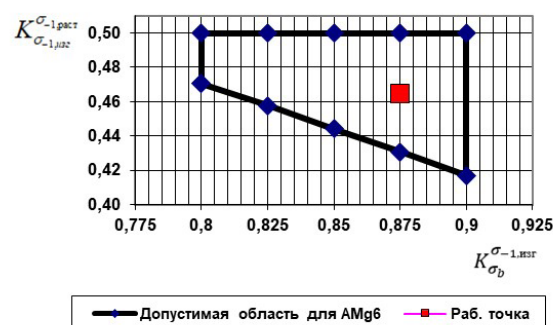


Рис. 7. Область коэффициентов $K_{\sigma_{-1,расм}}^{\sigma_{-1,расм}}$ и $K_{\sigma_b}^{\sigma_{-1,расм}}$, для которой выполняется условие (19)

ниевых сплавов, а при $K_{\sigma_{-1,расм}}^{\sigma_{-1,расм}} = 0,85$ — для цветных металлов.

Для сплава АМг6 можно рекомендовать расчет долговечности по среднему $K_{\sigma_{-1,расм}}^{\sigma_{-1,расм}} = (0,85 + 0,90) / 2$ при значении $K_{\sigma_b}^{\sigma_{-1,расм}} = 0,465$, соответствующем опытно $N = 120000$ циклов, а именно принять для любых параметров ЦТЗД:

$$K_{\sigma_{-1,расм}}^{\sigma_{-1,расм}} = 0,875, K_{\sigma_b}^{\sigma_{-1,расм}} = 0,465.$$

Положение этой рабочей точки см. рис. 7.

Графическая иллюстрация к табл. 1 приведена на рис. 8.

Рекомендуемый алгоритм расчета выносливости при ЦТЗД адекватен и требует только наличия кривой усталости при симметричном изгибе и результатов статических испытаний при температурах ЦТЗД. Достаточно просто иметь кривую выносливости по средним значениям и нужно знать предел выносливости при симметричном изгибе, который в авиации и космонавтике вычисляется как максимальное напряжение, при котором пять образцов подряд выдерживают базовое число циклов. На этом процессе и сосредоточены основные ис-

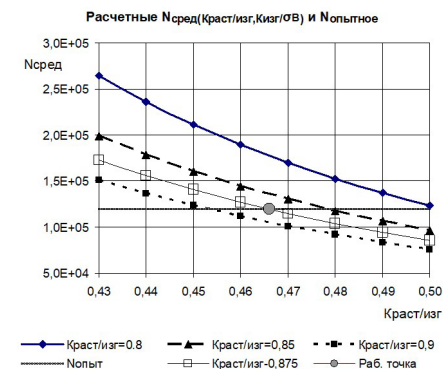


Рис. 8. Иллюстрация к расчетам в таблице 1

пытания на выносливость. В ЦТЗД же нужно знать ограниченную выносливость, определению которой редко уделяют внимание. Особенно когда цикл напряжений сочетается с циклом температур при деформациях за пределами закона Гука (испытания сложны, громоздки и нецелесообразны).

При отсутствии данных по фактической выносливости можно для алюминиевых сплавов взять нижнюю её оценку при $K_{\sigma_{трост}} = 0,9$ и $K_{\sigma_{изг}} = 0,45$

$$N \geq 0,943 \cdot 10^5.$$

Этот результат выделен полужирным шрифтом в табл. 1 и, ожидаемо, примерно равен $0,8 \cdot 120000$ (нормальный разброс числа циклов до разрушения при усталости $\pm 20\%$).

Заключение

1. Решена проблема оценки выносливости алюминиевых сплавов при ЦТЗД и соответствующих эквивалентных напряжениях растяжения-сжатия.

2. Разработана методика расчета выносливости на базе результатов стандартных механических испытаний образцов на растяжение при экстремальных температурах цикла и обобщении известной информации о закономерностях изменения параметров выносливости рассматриваемого материала применительно к условиям ЦТЗД.

3. Проведена апробация разработанной методики на примере сплава АМг6 в составе корпуса модуля «Заря» международной космической станции, фактическая выносливость которого подтверждена расчетом и адекватна в пределах номинального физического разброса выносливости до 20 %.

4. Разработанная методика позволяет проводить оценку ресурса низколетящих орбитальных объектов без проведения длительных натурных испытаний, ограничиваясь при необходимости осредненной кривой усталости при изгибе и статическими испытаниями при температурах ЦТЗД.

Благодарности

Работа выполнена в рамках соглашения № 23101В от 23.06.2023 г. по гранту «Приоритет-2030».

Библиографический список

1. Лесняк И. Ю., Соколовский З. Н., Гавриленко С. В. Анализ выносливости конструкций в условиях циклических температурных нагрузжений // Омский научный вестник. 2021. № 6 (180). С. 16–20. DOI: 10.25206/1813-8225-2021-180-16-20. EDN: OZKKMV.
2. Лесняк И. Ю., Соколовский З. Н., Гавриленко С. В. Исследование выносливости сплава АМг6 при циклическом объемном

температурном деформировании // Омский научный вестник. 2022. № 4 (184). С. 30–35. DOI: 10.25206/1813-8225-2022-184-30-35.

3. Салахутдинов Г. М. Тепловая защита в космической технике. Москва: Знание, 1982. 64 с.

4. Ерпалов А. В., Шефер Л. А., Рихтер Е. Е. [и др.]. Усталостные испытания материалов и конструкций с использованием современного оборудования // Контроль и испытания. 2015. Т. 15, № 2. С. 70–80. EDN: TLJEN.

5. Бабичев А. П., Бабушкина Н. А., Братковский А. М. [и др.]. Физические величины: справ. Москва: Энергоатомиздат, 1991. 1232 с. ISBN 5-283-04013-5.

6. Потапова Л. Б., Ярцев В. П. Механика материалов при сложном напряженном состоянии. Как прогнозируют предельные напряжения? Москва: Машиностроение – 1, 2005. 244 с. ISBN 5-94275-197-8.

7. Федосьев В. И. Сопротивление материалов. 3-е изд. Москва: Наука. 1964. 540 с.

8. Справочник инженера. URL: <https://inzhenier-info.ru/razdely/materialy/deformiruemye-alyuminievye-splavy/splavy-alyuminiya-s-magniem-magnalin-svarivaemye/splav-alyuminievyy-amg6-s-magniem-magnaliy-svarivaemyj.html> (дата обращения: 05.11.2023).

9. Пономарёв С. Д. [и др.]. Теоретические основы и экспериментальные методы. Расчеты стержневых элементов конструкций при статической нагрузке. В 3 т. Т. 1. Расчеты на прочность в машиностроении. Москва: Машгиз. 1956. 884 с.

10. Тимошенко С. П. Сопротивление материалов. В 2 т. Т. 1. Элементарная теория и задачи. Москва: Наука. 1965. 364 с.

ЛЕСНЯК Иван Юрьевич, кандидат технических наук, и. о. заведующего, доцент кафедры «Машиноведение» Омского государственного технического университета (ОмГТУ), г. Омск.

SPIN-код: 6114-0646

ResearcherID: E-6397-2014

ORCID: 0000-0002-9481-5985

СОКОЛОВСКИЙ Зинобий Наумович, кандидат технических наук, доцент (Россия), доцент кафедры «Машиноведение» ОмГТУ, г. Омск.

SPIN-код: 2094-1470

AuthorID (РИНЦ): 864068

ФЁДОРОВА Мария Александровна, кандидат технических наук, доцент кафедры «Машиноведение» ОмГТУ, г. Омск.

SPIN-код: 8189-1115

AuthorID (РИНЦ): 984405

ORCID: 0009-0006-4530-4739

ГАВРИЛЕНКО Сергей Вячеславович, аспирант, ассистент кафедры «Машиноведение» ОмГТУ, г. Омск.

ORCID: 0009-0006-8316-3068

Адрес для переписки: serg11-1999@mail.ru

КАЗАКОВ Александр Юрьевич, старший преподаватель кафедры «Машиноведение» ОмГТУ, г. Омск.

КОНОВАЛОВ Владимир Евгеньевич, старший преподаватель кафедры «Машиноведение» ОмГТУ, г. Омск.

SPIN-код: 3104-3997

AuthorID (РИНЦ): 749994

Для цитирования

Лесняк И. Ю., Соколовский З. Н., Фёдорова М. А., Гавриленко С. В., Казаков А. Ю., Коновалов В. Е. Проблема оценки выносливости элементов корпуса низколетящих орбитальных объектов // Омский научный вестник. 2024. № 2 (190). С. 29–36. DOI: 10.25206/1813-8225-2024-190-29-36.

Статья поступила в редакцию 14.11.2023 г.

© И. Ю. Лесняк, З. Н. Соколовский, М. А. Фёдорова, С. В. Гавриленко, А. Ю. Казаков, В. Е. Коновалов

THE PROBLEM OF ASSESSING ENDURANCE OF HULL ELEMENTS OF LOW-FLYING ORBITAL OBJECTS

The paper analyzes the issue of calculating the endurance of the body of low-flying orbital objects from cyclic temperature alternating deformation beyond the limits of Hooke's law. The practical absence of direct calculation methods is stated. An indirect calculation is proposed on the basis of available experimental data on mechanical tests of samples with the «stress» parameter and an algorithm for transition from actual deformations to equivalent stresses. The calculation method is based on the use of the existing experimental fatigue curve under a symmetrical bending cycle, the results of static tensile tests at extreme cycle temperatures, and a generalization of known information about the patterns of changes in the endurance parameters of the material under consideration in relation to the conditions of cyclic temperature alternating deformation. The adequacy of the methodology is verified using the example of depressurization of the housing of the Zarya orbital module of the international space station, made of AMg6 alloy after $\approx 120,000$ cycles of alternating temperature loading. The difference between the calculated and actual endurance of the AMg6 alloy is within the natural range of 20 % during fatigue testing.

Keywords: endurance assessment, temperature cycle, deformation, cracks, loading.

Acknowledgements

The work is performed under agreement No. 23101B dated 23.06.2023 under the grant «Priority-2030».

References

1. Lesnyak I. Yu., Sokolovskiy Z. N., Gavrilenko S. V. Analiz vynoslivosti konstruktsiy v usloviyakh tsiklicheskih temperaturnykh nagruzheniy [The analysis of structural fatigue under cyclic temperature loads] // Omskiy nauchnyy vestnik. *Omsk Scientific Bulletin*. 2021. No. 6 (180). P. 16–20. DOI: 10.25206/1813-8225-2021-180-16-20. EDN: OZKKMV. (In Russ.).
2. Lesnyak I. Yu., Sokolovskiy Z. N., Gavrilenko S. V. Issledovaniye vynoslivosti splava AMg6 pri tsiklicheskom ob"yemnom temperaturnom deformirovani [Investigation of endurance of AMg6 alloy under cyclic volumetric thermal deformation] // Omskiy nauchnyy vestnik. *Omsk Scientific Bulletin*. 2022. No. 4 (184). P. 30–35. DOI: 10.25206/1813-8225-2022-184-30-35. (In Russ.).
3. Salakhutdinov G. M. Teplovaya zashchita v kosmicheskoy tekhnike [Thermal protection in space technology]. Moscow, 1982. 64 p. (In Russ.).
4. Erpalov A. V., Shefer L. A., Rikhter E. E., Taranenko P. A. [et al.]. Ustalostnyye ispytaniya materialov i konstruktsiy s ispol'zovaniyem sovremennogo oborudovaniya [Fatigue tests of materials and structures using modern equipment] // Kontrol' i ispytaniya. *Control and Testing*. 2015. Vol. 15, no. 2. P. 70–80. (In Russ.).
5. Babichev A. P., Babushkina N. A., Bratkovskiy A. M. [et al.]. Fizicheskiye velichiny: sprav. [Physical quantities: handbook]. Moscow, 1991. 1232 p. ISBN 5-283-04013-5. (In Russ.).
6. Potapova L. B., Yartsev V. P. Mekhanika materialov pri slozhnom napryazhenom sostoyanii. Kak prognoziruyut predel'nyye napryazheniya? [Mechanics of materials under complex stress states. How are ultimate stresses predicted?]. Moscow, 2005. 244 p. ISBN 5-94275-197-8. (In Russ.).
7. Fedos'yev V. I. Soprotivleniye materialov [Strength of materials] 3rd ed. Moscow, 1964. 540 p. (In Russ.).
8. Spravochnik inzhenera [Engineer's Handbook]. URL: <https://inzhener-info.ru/razdely/materialy/deformiruyemye-alyuminiyevyye-splavy/splavy-alyuminiya-s-magniyem-magnalij-svarivayemye/splav-alyuminiyevyj-amg6-s-magniyem-magnalij-svarivayemyj.html> (accessed: 05.11.2023). (In Russ.).
9. Ponomarev S. D. [et al.]. Teoreticheskiye osnovy i eksperimental'nyye metody. Raschety sterzhnevyykh elementov konstruktsiy pri staticheskoy nagruzke. V 3 t. T. 1. Raschety na prochnost' v mashinostroyenii [Theoretical foundations and experimental methods. Calculations of rod structural elements under static loading. In 3 vols. Vol. 1. Strength calculations in mechanical engineering]. Moscow, 1956. 884 p. (In Russ.).
10. Timoshenko S. P. Soprotivleniye materialov. V 2 t. T. 1. Elementarnaya teoriya i zadachi [Resistance of materials. In 2 vols. Vol. 1. Elementary theory and problems]. Moscow, 1965. 364 p. (In Russ.).

LESNYAK Ivan Yurievich, Candidate of Technical Sciences, Acting Head, Associate Professor of Mechanical Engineering Department, Omsk State Technical University (OmSTU), Omsk.

SPIN-code: 6114-0646

ResearcherID: E-6397-2014

ORCID: 0000-0002-9481-5985

SOKOLOVSKY Zinoviy Naumovich, Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Associate Professor of Mechanical Engineering Department, OmSTU, Omsk.

SPIN-code: 2094-1470

AuthorID (RSCI): 864068

FEDOROVA Maria Aleksandrovna, Candidate of Technical Sciences, Associate Professor of Mechanical Engineering Department, OmSTU, Omsk.

SPIN-code: 8189-1115

AuthorID (RSCI): 984405

ORCID: 0009-0006-4530-4739

GAVRILENKO Sergey Vyacheslavovich, Graduate Student, Assistant of Mechanical Engineering Department, OmSTU, Omsk.

ORCID: 0009-0006-8316-3068

Correspondence address: serg11-1999@mail.ru

KAZAKOV Alexander Yurievich, Senior Lecturer of Mechanical Engineering Department, OmSTU, Omsk.

KONOVALOV Vladimir Evgenyevich, Senior Lecturer of Mechanical Engineering Department, OmSTU, Omsk.

SPIN-code: 3104-3997

AuthorID (RSCI): 749994

For citations

Lesnyak I. Yu., Sokolovsky Z. N., Fedorova M. A., Gavrilenko S. V., Kazakov A. Yu., Kononov V. E. The problem of assessing endurance of hull elements of low-flying orbital objects // Omsk Scientific Bulletin. 2024. No. 190 (2). P. 29–36. DOI: 10.25206/1813-8225-2024-190-29-36.

Received November 14, 2023.

© I. Yu. Lesnyak, Z. N. Sokolovsky, M. A. Fedorova,
S. V. Gavrilenko, A. Yu. Kazakov, V. E. Kononov