

Влияния фреттинг-коррозии на усталостную долговечность гладких конструктивных элементов из сплава ВТ6

*Авиационный научно-технический комплекс им. О.К. Антонова
Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е. Жуковского «ХАИ»*

1. Метод определения влияния фреттинг-коррозии на усталостную долговечность гладких конструктивных элементов из титанового сплава ВТ6

Фреттинг-коррозия существенно уменьшает усталостную долговечность элементов самолетных конструкций и их соединений. Срезные болтовые соединения можно представить состоящими из таких конструктивных элементов, как гладкая полоса, полоса с незагруженным заполненным отверстием, полоса с заполненным отверстием и загруженным болтом. Для оценки влияния фреттинг-коррозии на усталостную долговечность срезных болтовых соединений необходимо получить характеристики усталости перечисленных выше конструктивных элементов.

В работах [1, 20, 21 - 24] отмечено, что сопротивление усталости конструктивных элементов в условиях фреттинга зависит от величины контактных давлений σ_k , амплитуды относительных перемещений a , сочетания материалов в контактной паре. Авторами исследовано сопротивление фреттинг-усталости конструктивных элементов из алюминиевых сплавов [2, 38], сталей [9, 23] и титановых сплавов [14, 18, 39].

Анализ литературных источников показал, что в конструкции самолетов титановые сплавы чаще всего контактируют со сталями и алюминиевыми сплавами. Для соединения титановых силовых элементов используются стальные и титановые болты и шайбы.

В работе [18] разработан метод исследования фреттинг-усталости замковых соединений лопаток газотурбинных двигателей. Влияние фреттинг-коррозии на предел выносливости материала лопаток проведено с помощью эффективного коэффициента концентрации напряжений.

В работе [15] влияние фреттинг-коррозии на усталостную долговечность алюминиевых сплавов учитывается уменьшением амплитуды циклических напряжений, которое определяется величиной контактных давлений и числом циклов до разрушения в рассчитываемых конструктивных элементах.

Усталостные характеристики в условиях фреттинг-коррозии для титанового сплава ВТ6, применяемого в силовых конструкциях планера самолета, в открытой технической литературе не обнаружены.

В данном разделе предложен метод определения влияния фреттинг-коррозии на усталостную долговечность плоских образцов, предусматривающий определение влияния величины контактных давлений σ_k , амплитуды относительных перемещений (a) деталей и сочетания материалов в контактной паре на усталостную долговечность гладкой полосы.

Учитывая результаты исследований влияния фреттинг-коррозии на усталостную долговечность конструктивных элементов, изложенные в работах

[9, 12, 13, 15, 18], разработан метод определения влияния фреттинг-коррозии на характеристики сопротивления усталости гладких конструктивных элементов из сплава ВТ6, включающий в себя:

- 1) анализ конструктивных и технологических параметров сборных конструкций, выполняемых с применением силовых элементов из сплава ВТ6;
- 2) разработку и изготовление типовых моделей гладкого образца для исследования характеристик сопротивления усталости сплава ВТ6; экспериментальное исследование характеристик сопротивления усталости плоских образцов из сплава ВТ6 и разработку уравнений кривых усталости по результатам испытаний;
- 3) разработку, изготовление плоских образцов из сплава ВТ6 и приспособлений для их испытаний при совместном действии нагрузок, контактных давлений и изменении величины микроперемещений контактируемых элементов;
- 4) экспериментальное исследование характеристик сопротивления усталости гладких плоских образцов из сплава ВТ6 в условиях совместного действия циклических нагрузок и фреттинг-коррозии; определение эффективного коэффициента концентрации напряжения;
- 5) определение параметров кривых усталости для прогнозирования долговечности сплава ВТ6 в условиях фреттинг-коррозии;
- 6) разработку конструктивно-технологических методов, уменьшающих вредное влияние фреттинг-коррозии на усталостную долговечность конструктивных элементов из сплава ВТ6.

Реализация предлагаемого метода проведена на примере исследования влияния фреттинг-коррозии на характеристики сопротивления усталости гладких конструктивных элементов из сплава ВТ6, находящихся в контактом взаимодействии с шайбами, для типовых крепежных элементов.

На рис. 1 показаны чертежи образцов гладкой полосы для исследования характеристик сопротивления усталости сплава ВТ6 и образцов для исследования усталостной долговечности гладких плоских конструктивных элементов из сплава ВТ6 в условиях фреттинг-коррозии.

Образцы гладкой полосы изготовлены фрезерованием по контуру из листа титанового сплава ВТ6 толщиной 5 мм в состоянии поставки.

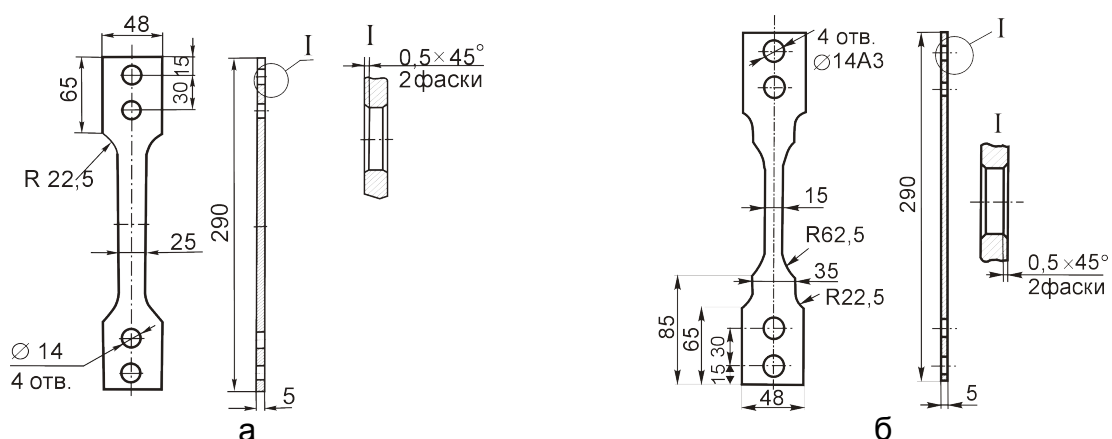


Рис. 1. Образцы гладкой полосы из сплава ВТ6:

а – гладкий плоский образец для исследования усталостной долговечности в условиях фреттинг-коррозии; б – образец для исследования усталостных характеристик сплава ВТ6

Моделирование действия факторов, определяющих интенсивность фреттинг-коррозии, осуществляется с помощью приспособлений (рис. 2 и 3), позволяющих прижимать к испытываемому образцу шайбы размером 1,5 - 10 - 20 мм из различных материалов.

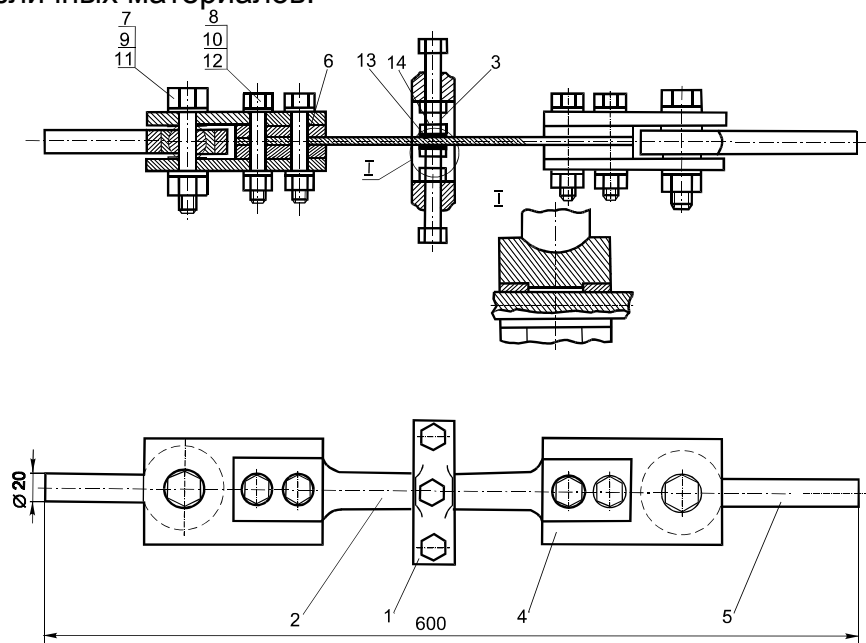


Рис. 2. Образец и приспособление для исследования влияния величины контактных давлений и сочетания материалов в контактной паре на усталостную долговечность гладкой полосы в условиях фреттинг-коррозии: 1 – скоба; 2 – образец; 3 – прижимной болт; 4 – пластина; 5 – проушина – захват; 6 – прокладка; 7 – 12 – крепежные детали; 13 – шайба; 14 – прижим

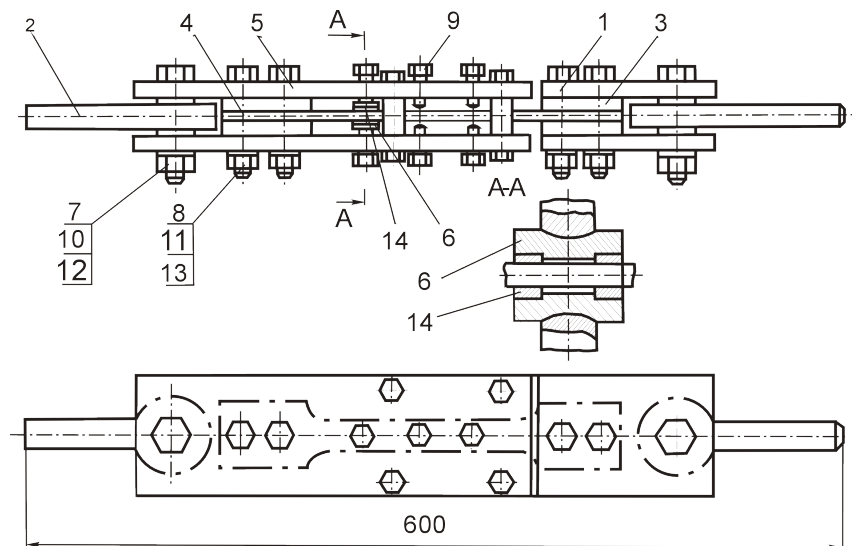


Рис. 3. Приспособление для исследования влияния амплитуды относительных перемещений на усталостную долговечность гладкой полосы в условиях фреттинг-коррозии: 1 – пластина; 2 – проушина - захват; 3 – прокладка; 4 – образец гладкой полосы; 5 – накладка приспособления; 6 – прижим; 7 – 13 – крепежные детали; 14 – шайба

Влияние фреттинг-коррозии на усталостную долговечность образцов гладкой полосы определяем величиной уменьшения предельных максимальных напряжений в образцах в условиях фреттинг-коррозии по сравнению с предельными максимальными напряжениями в образцах без фреттинг-коррозии при одинаковом количестве циклов нагружения до разрушения и коэффициенте асимметрии цикла нагружения $r=0$:

$$\Delta \sigma_{\max 0\phi} = \sigma_{\max 0} - \sigma_{\max 0\phi}, \quad (1)$$

где $\sigma_{\max 0}$ - предельные максимальные напряжения в образцах без фреттинг-коррозии;

$\sigma_{\max 0\phi}$ - предельные максимальные напряжения в образцах, испытанных в условиях фреттинг-коррозии.

Выражение, определяющее предельные максимальные напряжения образцов из сплава ВТ6 без фреттинг-коррозии, представим в виде

$$\sigma_{\max 0} = A_1 N^{\zeta 1}, \quad (2)$$

где $A_1, \zeta 1$ - параметры кривой усталости.

Для описания кривых усталостной долговечности образцов гладкой полосы в условиях фреттинг-коррозии примем математическую модель, учитывающую основные конструктивно-технологические факторы, определяющие ее усталостную долговечность в данных условиях:

$$\Delta \sigma_{\max 0\phi} = A_2 N^{B_1 K_{II}} \sigma_K^{B_2} a_{\max}^{B_3}, \quad (3)$$

где $\Delta \sigma_{\max 0\phi}$ – величина уменьшения предельных максимальных напряжений в образцах в условиях фреттинг-коррозии относительно предельных максимальных напряжений в образцах без фреттинг-коррозии;

N – число циклов нагружения до разрушения образцов;

σ_K – величина контактных давлений между прижатой шайбой и образцом;

K_{II} – коэффициент, учитывающий влияние сочетания материалов в контактной паре;

a_{\max} – величина максимальных относительных перемещений в контактной паре;

A_2, B_1, B_2, B_3 – постоянные величины для данного материала образцов, подлежащие определению по результатам усталостных испытаний.

2. Исследование характеристик сопротивления усталости гладкой полосы из титанового сплава ВТ6

Проектирование срезных болтовых соединений самолетных конструкций из титанового сплава ВТ6 регламентированной долговечности предусматривает наличие в конструкторской и технологической базах данных характеристик сопротивления усталости различных конструктивных элементов соединений [2].

Чтобы установить степень влияния величины контактных давлений на усталостную долговечность гладких конструктивных элементов из сплава ВТ6, необходимо иметь кривую усталости этого сплава.

Для решения этих задач получены уравнения кривой усталости сплава ВТ6 и формулы для пересчета амплитуды напряжений асимметричного цикла нагружения с коэффициентом асимметрии $r \neq 0$ в эквивалентные по повреждаемой способности максимальные напряжения отнулевого цикла.

Исследования усталостных характеристик титанового сплава ВТ6 проведены путем циклического нагружения плоских образцов (см. рис. 1, б) на испытательной машине ЦДМ Пу-10 при четырех уровнях нагружения,

соответствующих величинам амплитуд напряжений $\sigma_a = 328; 264; 230; 220$ МПа. Коэффициент асимметрии цикла нагружения $r=0,1$. Материал образцов соответствовал по внешнему виду и механическим свойствам требованиям ОСТ 1-92042-75. Образцы изготавливали на фрезерном станке из листов размером $5,0 \times 600 \times 1500$ мм в состоянии после отжига. Разрушающие напряжения материала $\sigma_s = 937 - 975$ МПа (содержание водорода $H_2 = 0,008 - 0,010\%$).

На каждом уровне нагружения испытано не менее шести образцов. На уровне нагружения $\sigma_a = 220$ МПа усталостные испытания проводили не до полного разрушения, а до достижения $1,2 \cdot 10^6$ циклов нагружения. Результаты испытаний на усталость обработаны стандартным методом, изложенным в работах [40, 26, 27]. По средним значениям логарифмов чисел циклов до разрушения образцов для каждого уровня нагружения проведена линия 1 (рис. 4), состоящая из двух участков с различными значениями показателя степени m кривой усталости:

$$\sigma_{a_{0,1}}^m N = const, \quad (4)$$

где $m = 8,00; const = 2,103 \cdot 10^{27}$ для $N \in [30000; 194500]$,
 $m = 13,55; const = 4,07 \cdot 10^{42}$ для $N \in [194500; 1200000]$.

Расчеты показали, что среднее квадратическое отклонение $\lg N$ также возрастает при приближении $\sigma_{a_{0,1}}$ к пределу выносливости, который, как показали усталостные испытания и анализ литературных источников [8, 11, 15, 16, 17], равен $\sigma_{a_{0,1}} = 220$ МПа на базе $N = 10^7$. При уровнях напряжений $\sigma_{a_{0,1}} = 328$ МПа и $\sigma_{a_{0,1}} = 264$ МПа средние квадратические отклонения соответственно $S_{\lg N_1} = 0,138$ и $S_{\lg N_2} = 0,18057$, а их отношение $\frac{S_{\lg N_2}}{S_{\lg N_1}} = 1,3$, что можно считать незначительным. Полученные значения среднего квадратического отклонения $S_{\lg N} < 0,3$ – величины, установленной ЦИАМ [18] как исходной при получении кривых усталости титановых сплавов.

В диапазоне чисел циклов до разрушения $N \in [1,2 \cdot 10^6; 10^7]$ уравнение кривой усталости, полученное графическим методом [18], имеет вид

$$\sigma_{a_{0,1}} = 300 N^{-0,0193}. \quad (5)$$

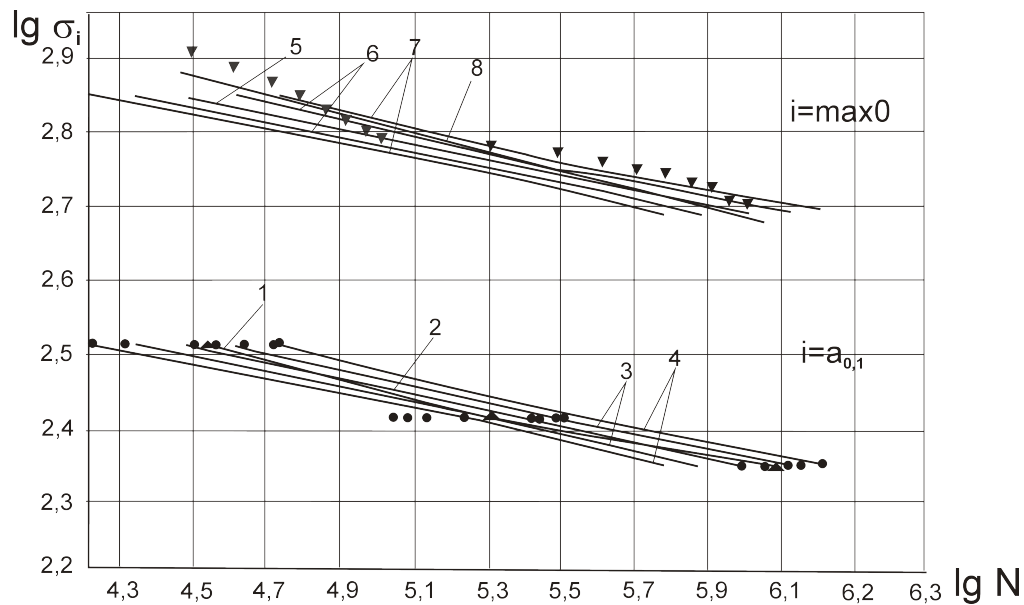


Рис. 4. Результаты усталостных испытаний титанового сплава BT6:
 1 – средние значения $\lg N_i$; 2 – линия регрессии $\lg N_i = 29,34 - 9,9 \lg \sigma_{a_{0,1}}$;
 3, 6 – границы доверительной области с вероятностью $P_d=0,95$; 4, 7 – границы доверительной области с вероятностью $P_d=0,999$; 5 – линия регрессии $\lg N_i=32,704 - 9,912 \lg \sigma_{\max 0}$; 8 – обобщенная линия регрессии $\lg N_i = 27,434 - 7,968 \lg \sigma_{\max 0}$; ● – экспериментальные точки BT6; ▲ – средние значения $\lg N_i$ для BT6; ▼ – средние значения для Ti - 6Al - 4V - [3]

Помимо графического представления результатов усталостных испытаний был проведен также их корреляционный анализ. Несломавшиеся образцы исключались из рассмотрения. В результате корреляционного анализа определены линейное корреляционное уравнение в диапазоне $N \in [3 \cdot 10^4 ; 1,2 \cdot 10^6]$ для двух случайных величин $x = \lg N$ и $y = \lg \sigma_{\max 0}$, оценки основных отклонений $\sigma_x, \sigma_y (S_x, S_y)$, коэффициента корреляции $r_{1/1} (r_{1/1})$ и меры

$$\text{индивидуального рассеяния } \sigma_x^2 \left(\sum_x^2 \right), \sigma_y^2 \left(\sum_y^2 \right).$$

Так как при оценке сопротивления усталости элементов авиационных конструкций принято проводить расчеты усталостной долговечности при пульсирующем (отнулевом) цикле нагружения [17, 19, 41, 42], то возникла необходимость получить формулу для пересчета амплитуды напряжений любого цикла в максимальные напряжения эквивалентного по повреждающей способности пульсирующего цикла нагружения. По аналогии с формулой Одингга для сталей [17, 30] искомая зависимость для титанового сплава BT6 представлена в виде

$$\sigma_{\max 0} = \frac{2\sigma_a}{(1-r)^{\delta}} \quad (6)$$

Для получения значений показателя степени в формуле (6) использованы характеристики усталостной прочности титановых сплавов, приведенные в работах [3, 4 - 7, 10, 11, 17, 39, 28 -30]. По результатам экспериментов построена диаграмма усталостной прочности сплава ВТ6 при нагружении растяжением – сжатием (рис. 5).

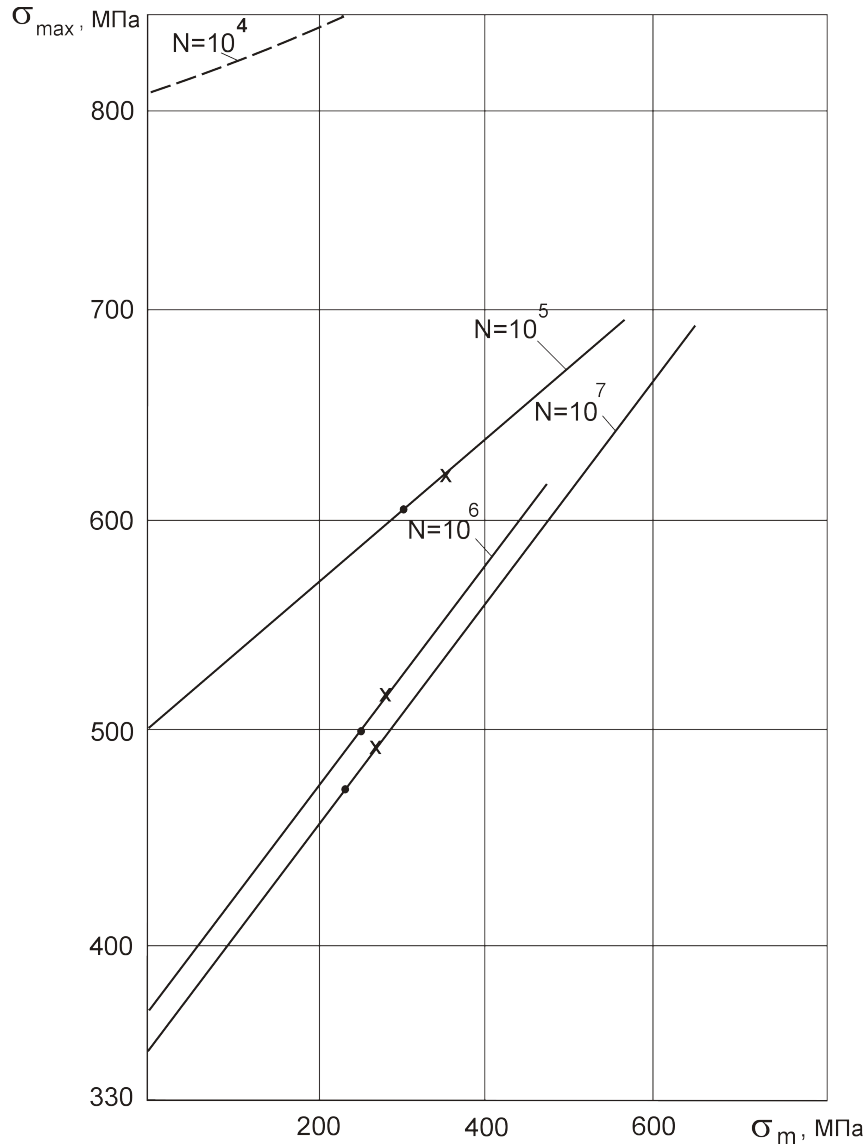


Рис. 5. Диаграмма усталостной прочности сплава ВТ6;
экспериментальные точки: • – $r = 0$; + – $r = 0,1$

Диаграмма построена по характерным точкам методом, приведенным в работах [16, 18, 26, 31, 32]. Значения пределов выносливости при симметричном цикле $r=-1$ и асимметричном цикле $r=0,1$ на базах $N=10^6$, $N=10^7$ взяты из справочников и из проведенных опытов.

После обработки методом наименьших квадратов [31] характеристик усталостной прочности, приведенных на рис 5, получены значения показателя степени ϕ в формуле (6):

$$\begin{aligned} \phi &= 0,75 - 0,57 && \text{при } N \in [10^5; 10^6], \quad -1 \leq r < 0; \\ \phi &= 0,57 && \text{при } N \in [10^6; 10^7], \quad -1 \leq r < 0; \\ \phi &= 0,82 - 0,70 && \text{при } N \in [10^5; 10^6], \quad 0 \leq r < 0,6; \\ \phi &= 0,70 && \text{при } N \in [10^6; 10^7], \quad 0 \leq r < 0,6; \end{aligned}$$

Использование значения показателя степени $m=0,7$ при $0 \leq r < 0,6$ во всем исследованном диапазоне чисел циклов до разрушения образцов $N \in [2 \cdot 10^4; 10^7]$ обеспечит при проектировании некоторый запас несущей способности конструкции (порядка 1,0 - 1,5%) при работе в области высоких циклических нагрузок $\frac{\sigma_{\max}}{\sigma_b} > 0,6$, приводящих к разрушению конструкции при количестве циклов $N < 10^6$. При этом запас несущей способности конструкции, закладываемый при проектировании, будет уменьшаться, когда задаваемое количество циклов до разрушения будет приближаться к $N = 10^6$.

За основу корреляционного анализа результатов испытаний на усталость плоских образцов без геометрических концентраторов напряжений из титанового сплава ВТ6 приняты следующие положения [18]:

- логарифм числа циклов до разрушения и логарифм напряжения распределены по нормальному закону;
- дисперсия σ_x^2 величины $x = \lg N$ по уровням напряжений постоянна;
- мера индивидуального рассеяния вокруг эмпирической линии регрессии σ_x^2 является оценкой осредненной дисперсии (по уровням напряжений).

Так как усталостные испытания проведены при заданных уровнях напряжения, то в этом случае корреляционное уравнение использовалось в виде

$$x_i = x_{\text{кор}} = a_x + b_x (y_i - \bar{y}), \quad (7)$$

где

$$x_i = \lg N_{i \text{ кор}}; \quad a_x = \bar{x} = \frac{\sum_{i=1}^n \lg N_i}{n};$$

$$b_x = r_{1/1} \frac{s_x}{s_y};$$

s_x, s_y – средние квадратические отклонения $\lg N_i$ и $\lg \sigma_{\max oi}$;

$$\bar{y} = \frac{\sum_{i=1}^n \lg \sigma_{\max oi}}{n};$$

$r_{1/1}$ – коэффициент корреляции; $n = 21$ – количество сломавшихся образцов при испытаниях.

Средние квадратические отклонения логарифмов чисел циклов до разрушения и напряжений относительно центра распределения ($\bar{x} = 5,3038$, $\bar{y} = 2,7642$) составили $S_{\lg N} = 0,62248$ и $S_{\lg \sigma_{\max o}} = 0,060359$. Коэффициент корреляции

$r_{1/1} = 0,96116$ получился близким к единице, т.е. существует функциональная связь между $\lg N$ и $\lg \sigma_{\max o}$.

Тогда уравнение (7) примет вид

$$x_{кор_i} = \lg N_{кор_i} = 32,704 - 9,912 \lg \sigma_{\max o_i}. \quad (8)$$

Для определения оценки меры индивидуального рассеяния логарифма числа циклов или осредненной дисперсии по уровням напряжений использована зависимость

$$\hat{S}_{\lg N}^2 = S_{\lg N}^2 (1 - r_{1/1}^2) = 0,0295153.$$

Оценка дисперсии коэффициентов уравнения эмпирической линии регрессии (7) составила

$$S_{a_x}^2 = \frac{\hat{S}_{\lg N}^2}{n} = 0,0014055; \quad S_{b_x}^2 = \frac{\hat{S}_{\lg N}^2}{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2} = 0,4051.$$

Дисперсия для самой линии регрессии (7) выражается уравнением

$$S_{\lg N_i}^2 = s_{a_x}^2 + s_{b_x}^2 (y_i - \bar{y})^2 = 0,0014055 + 0,4051 (\lg \sigma_{\max o_i} - 2,7642)^2. \quad (9)$$

Достоверность определенных коэффициентов линии регрессии проверялась с помощью критерия Стьюдента:

$$t_{\alpha, \kappa} \leq t = t_{a_x} = \frac{a_x}{S_{a_x}} = 73,7;$$

$$t_{\alpha, \kappa} \leq t = t_{b_x} = \frac{b_x}{S_{b_x}} = 15,58.$$

Для уровня значимости $\alpha = 0,05$ и числа степеней свободы $\kappa = 19$ табличное значение $t_{\alpha, \kappa} = 2,09$, а для $\alpha = 0,001$ $t_{\alpha, \kappa} = 3,849$, что значительно меньше величин t_{a_x} и t_{b_x} .

Доверительные границы для параметров a_x и b_x теоретической линии регрессии

$$\eta_x = \alpha_x + \beta_x (y - \bar{y}) \quad (10)$$

вычисляются по следующим формулам:

$$\begin{aligned} a_x - t_{\alpha, \kappa} s_{a_x} < \alpha_x < a_x + t_{\alpha, \kappa} s_{a_x}; \\ b_x - t_{\alpha, \kappa} s_{b_x} < \beta_x < b_x + t_{\alpha, \kappa} s_{b_x}; \\ \lg N_i - t_{\alpha, \kappa} s_{\lg N_i} < \eta_x < \lg N_i + t_{\alpha, \kappa} s_{\lg N_i}. \end{aligned} \quad (11)$$

Эти границы составили при вероятности $P_d = 0,95$

$$2,6858 < \alpha_x < 2,8426,$$

$$8,5828 < \beta_x < 11,2424,$$

а при вероятности $P_d = 0,999$

$$2,6199 < \alpha_x < 2,9085,$$

$$7,4629 < \beta_x < 13,7614.$$

Значения границ доверительной области приведены в табл. 1.

Таблица 1

Границы доверительной области кривой усталости сплава ВТ6

$\lg \sigma_{\max_o}$	$S \lg N_i$	$\eta \lg N_i$ при $P_d = 0,95$	$\eta \lg N_i$ при $P_d = 0,999$
2,8488	0,0656	4,330 – 4,604	4,2145 – 4,719
2,7543	0,03802	5,324 – 5,482	5,257 – 5,549
2,6946	0,05803	5,8737 – 6,116	5,7716 – 6,218

На рис. 4 показана кривая усталости, вычисленная по уравнению линии регрессии (8), – линия 5. Линии 6 и 7 показывают границы доверительной области, соответствующие доверительной вероятности $P_d = 0,95$ и $P_d = 0,999$. Для сравнения на рис. 4 треугольниками нанесены результаты усталостных испытаний титанового сплава Ti-6AL-4V ($\sigma_B = 102$ МПа), применяемого в конструкции самолета F-14A производства США [3]. На основании результатов усталостных испытаний сплава ВТ6 и Ti-6AL-4V по указанной выше методике получено уравнение обобщенной линии регрессии для этих сплавов:

$$\lg N_i = 27,434 - 7,968 \lg \sigma_{\max_{oj}}. \quad (12)$$

На рис. 6 показаны кривые усталости сплавов ВТ6 и Ti-6AL-4V, а также их обобщенная кривая усталости в координатах (σ, N).

Полученные уравнения кривых усталости сплава ВТ6 для диапазона чисел циклов $3 \cdot 10^4 < N < 1,2 \cdot 10^6$ до разрушения в показательной форме имеют вид

$$\sigma_{a_{0,1}} = 920 N^{-0,101}, \quad (13)$$

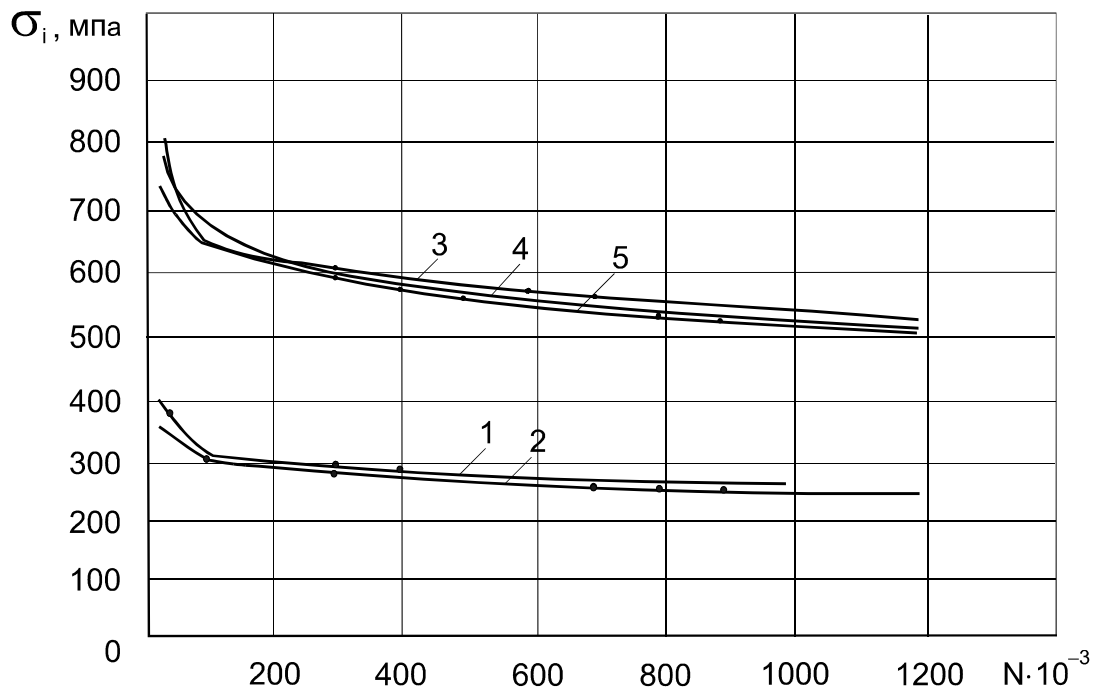


Рис. 6. Кривые усталости титановых сплавов ВТ6 и Ti-6Al-4V: для кривых 1, 2 – $\sigma_i = \sigma_{a_{0,1}}$; 1 – сплав Ti-6Al-4V [3], $r = 0,1$; 2 – сплав ВТ6, $\sigma_{a_{0,1}} = 920 N^{-0,101}$; для кривых 3, 4, 5 – $\sigma_i = \sigma_{max_0}$ 3 – сплав Ti-6Al-4V – [3], $r = 0$; 4 – обобщенная кривая усталости сплавов ВТ6 и Ti-6Al-4V, $\sigma_{max_0} = 2773 \cdot N^{-0,1255}$; 5 – сплав ВТ6, $\sigma_{max_0} = 1993 N^{-0,101}$

$$\sigma_{max_0} = 1993 N^{-0,101}. \quad (14)$$

Обобщенная кривая усталости сплавов ВТ6 и Ti-6Al-4V, полученная методом наименьших квадратов [27, 31, 32], такова:

$$\sigma_{max_0} = 2773 N^{-0,1255}. \quad (15)$$

Полученные кривые усталости сплава ВТ6 хорошо стыкуются с кривыми малоциклового усталости ($N \leq 10^4$), представленными в работе [18], где при $N = 10^4$ максимальные разрушающие напряжения отнулевого цикла $\sigma_{max_0} = 800$ МПа. В области чисел циклов до разрушения $N > 1,2 \cdot 10^6$ $\sigma_{a_{0,1}}$ приближается к пределу выносливости титанового сплава ВТ6 $\sigma_{a_{0,1}} = 220$ МПа на базе $N = 10^7$ (см. рис. 6, кривая 2).

Проведенный анализ результатов усталостных испытаний плоских образцов без геометрических концентраторов напряжений показал их хорошее соответствие с имеющимися в литературных источниках сведениями об усталостных характеристиках сплава ВТ6.

Математическая обработка результатов проведенных усталостных испытаний и имеющихся в литературных источниках других сведений об усталостных характеристиках титанового сплава ВТ6 позволили получить:

1) уравнение кривой усталости сплава ВТ6 в диапазоне чисел циклов до разрушения $N \in [3 \cdot 10^4; 1,2 \cdot 10^6]$;

2) формулу для пересчета амплитуды напряжений цикла нагружения с коэффициентом асимметрии $r \neq 0$, $r \in [-1; 0,6]$ в эквивалентные по повреждающей способности максимальные напряжения отнулевого цикла.

При проектировании конструкции на заданную долговечность в диапазоне чисел циклов до разрушения $N \in [1,2 \cdot 10^6; 10^7]$ расчеты можно проводить по пределу усталости $\sigma_{\max_0} = 472$ МПа или используя зависимость (5).

3. Экспериментальное исследование усталостной долговечности гладкой полосы из титанового сплава ВТ6 в условиях фреттинг-коррозии

3.1. Исследование влияния сочетания материалов в контактной паре и величины контактного давления на усталостную долговечность гладкой полосы

По разработанному в подразд. 1. методу определения влияния фреттинг-коррозии на усталостную долговечность гладких конструктивных элементов из титанового сплава ВТ6 получены характеристики сопротивления усталости гладких конструктивных элементов (полос) из сплава ВТ6, находящихся в контактом взаимодействии с шайбами для типовых крепежных элементов.

Усталостные испытания проведены на воздухе при температуре 20°C на образцах гладкой полосы шириной 25 мм и толщиной 5 мм (см. рис. 1,а), изготовленных фрезерованием по контуру из листа титанового сплава ВТ6 толщиной 5 мм в состоянии поставки. Моделирование действия факторов, определяющих интенсивность фреттинг-коррозии, осуществлялось с помощью приспособлений (см. рис. 2, 3), позволяющих прижимать к испытываемому образцу шайбы размером 1,5 -10 -20 мм из различных материалов.

Величину контактного давления между шайбой и образцом изменяли от 0 до 106 МПа, а амплитуду относительных перемещений – от 0,008 до 0,19 мм. Влияние сочетания материалов в контактной паре и защитного покрытия шайбы на усталостную долговечность образцов гладкой полосы исследовано для трех материалов шайб: кадмированной стали 30ХГСА, титанового сплава ВТ3–1, оксидированного и покрытого грунтом АК–069 алюминиевого сплава Д16АТ. Усталостное разрушение образцов в условиях фреттинг-коррозии происходило по наружной границе зоны контакта шайбы с полосой (рис. 7 и 8).

На рис. 9 приведены результаты испытаний на усталость образцов при различных контактных давлениях между шайбой и полосой.

Для сравнения на рис. 9 показана кривая усталости гладкого образца без фреттинг-коррозии (кривая 1). Для всех вариантов испытаний в условиях фреттинг-коррозии характерен перелом линий усталости, построенных в двойных логарифмических координатах ($\lg \sigma_{\max_0}$, $\lg N$), что подтверждает положения, изложенные в работе [9] о различных механизмах разрушения на двух участках кривой усталости в условиях фреттинг-коррозии.



Рис. 7. Характер усталостного разрушения гладкой полосы из сплава VT6 в условиях фреттинг-коррозии при действии контактных давлений различной величины

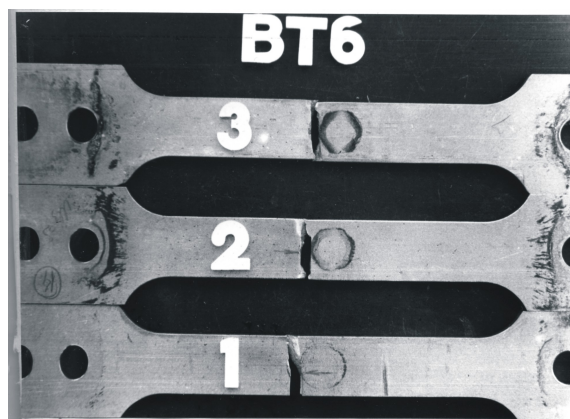


Рис. 8. Характер усталостного разрушения гладкой полосы из сплава VT6 при различном сочетании материалов в контактной паре: 1 – шайба из VT3–1; 2 – кадмированная шайба из 30ХГСА; 3 – оксидированная шайба из Д16АТ

На первом участке кривой имеет место большее влияние фреттинга на концентрацию напряжений и усталостную прочность образцов, на втором процессы трения и изнашивания в большей мере влияют на усталостную долговечность.

Влияние величины контактных давлений на усталостную прочность сплава VT6 показано на рис. 10.

С ростом контактных давлений разрушающее максимальное напряжение сначала уменьшается, достигая минимального значения, а потом несколько повышается и становится постоянной величиной. Малая чувствительность предельного максимального напряжения к изменению контактного давления в области его высоких значений ($\sigma_k > 120$ МПа) объясняется следующим образом. Если контактная нагрузка достаточно велика, то происходит пластическая деформация (смятие) неровностей поверхности, и фактическое давление на контактной площадке становится постоянным, которое по величине примерно соответствует утроенному значению предела текучести при растяжении [9].

В диапазоне малоциклового усталости $N < 10^5$ до разрушения фреттинг-коррозия снижает максимальное разрушающее напряжение гладкой полосы незначительно, в 1,2 – 1,3 раза, в связи с тем, что фреттинг-коррозия еще не успевает развиваться. При более высоких значениях чисел циклов до разрушения $N \rightarrow 10^6$ снижение несущей способности по причине фреттинг-коррозии существенно и достигает четырех раз. Для титановых сплавов характерен диапазон контактных давлений $45 < \sigma_k < 110$ МПа, в котором фреттинг-коррозия имеет наиболее высокое повреждающее влияние.

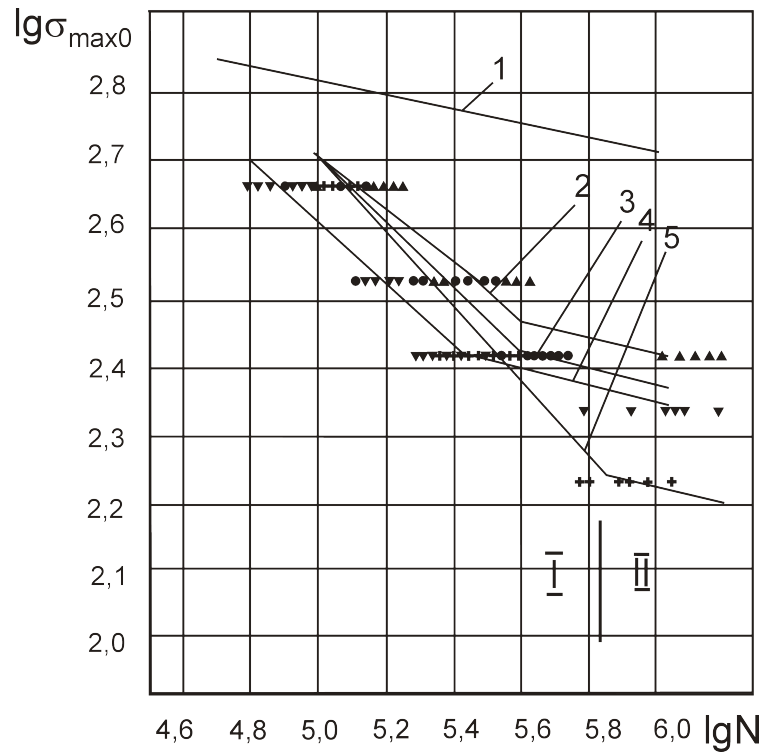


Рис. 9. Результаты усталостных испытаний гладкой полосы из сплава ВТ6 при различном сочетании материалов в контактной паре и различной величине контактных давлений: 1 – кривая усталости сплава ВТ6; 2, 3, 4, 5 – кривые усталости сплава ВТ6 в условиях фреттинг-коррозии; 2 – Д16АТ, $\sigma_k = 106$ МПа; 3 - 30ХГСА, $\sigma_k = 106$ МПа; 4 - ВТ3–1, $\sigma_k = 106$ МПа; 5 - 30ХГСА, $\sigma_k = 82$ МПа; экспериментальные данные: ● - 30ХГСА, $\sigma_k = 106$ МПа; ▲ - Д16АТ, $\sigma_k = 106$ МПа; ▼ - ВТ3–1, $\sigma_k = 106$ МПа; + - 30ХГСА, $\sigma_k = 82$ МПа

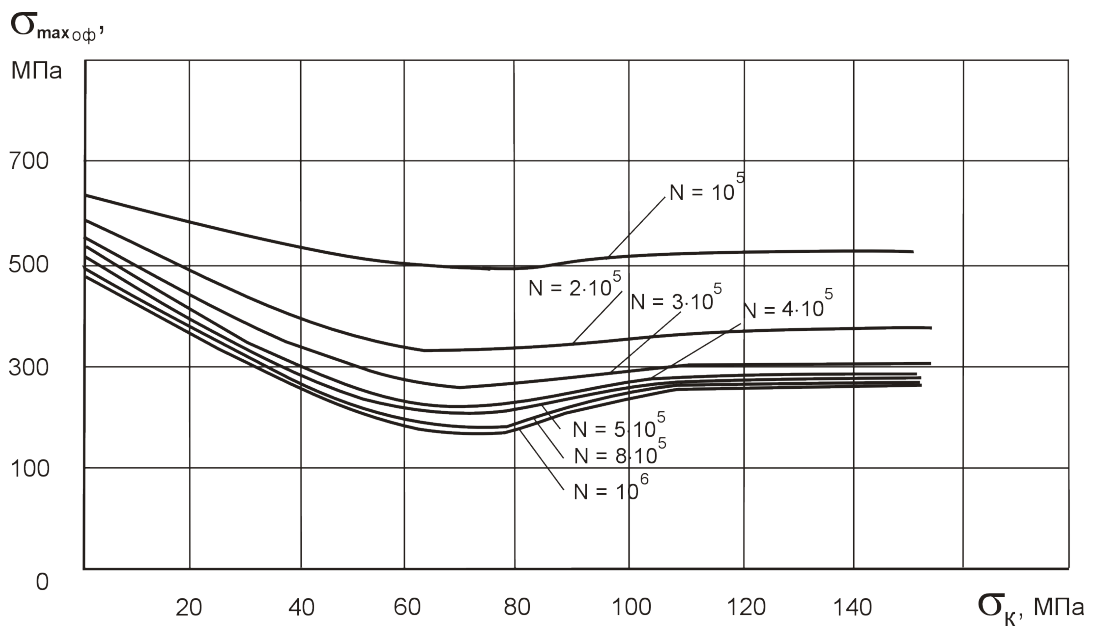


Рис. 10. Влияние величины контактных давлений на предельные максимальные напряжения гладкой полосы

На рис. 11 приведены кривые усталости, полученные после обработки результатов испытаний (см. рис. 9) по методике, изложенной в подразд. 2. Параметры кривых усталости ($\sigma_{\max_0}^m \cdot N=C$) приведены в таблице 2. Значения показателя степени m и константы C определены в процессе регрессионного анализа результатов испытаний образцов на усталость.

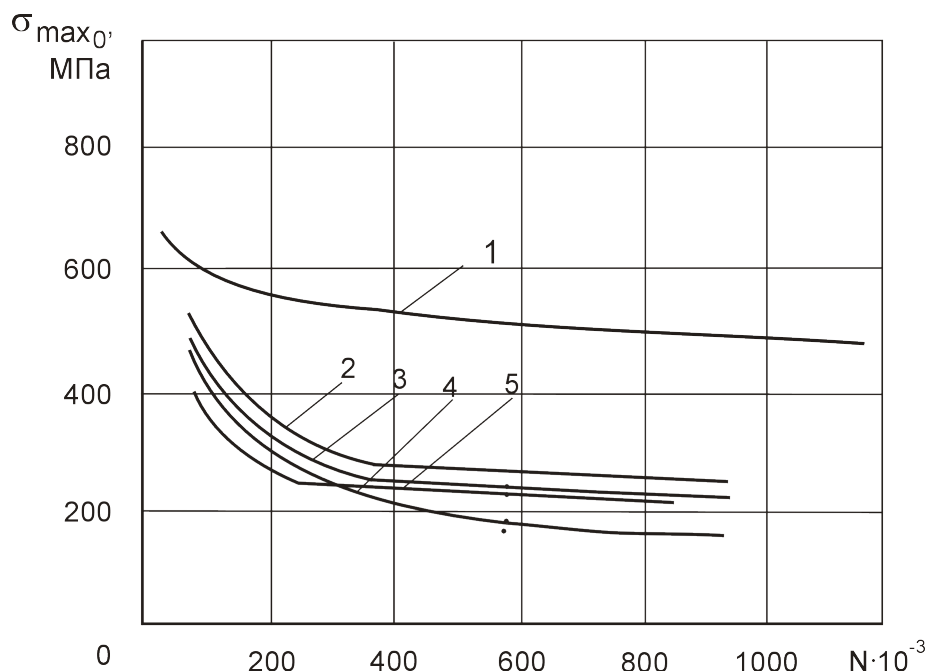


Рис. 11. Кривые усталости сплава ВТ6 в условиях фреттинг-коррозии

- 1 – сплав ВТ6 без фреттинг-коррозии, $\sigma_{\max_0} = 1993N^{-0,101}$;
 2 – ВТ6+Д16АТ, $\sigma_k = 106$ МПа; 3 – ВТ6+30ХГСА, $\sigma_k = 106$ МПа;
 4 – ВТ6+30ХГСА, $\sigma_k = 82$ МПа; 5 – ВТ6+ВТ3 – 1, $\sigma_k = 106$ МПа

Степень влияния величины контактных давлений и сочетания материалов в контактной паре на несущую способность гладких образцов полосы из сплава ВТ6 в условиях фреттинг-усталости оценивали величиной эффективного коэффициента концентрации напряжений, показывающего снижение несущей способности материала при фреттинг-коррозии:

$$K_{\sigma^{\circ}} = \frac{\sigma_{\max_0}}{\sigma_{\max_{0ф}}},$$

где: σ_{\max_0} – максимальные напряжения для гладкой полосы при числе циклов до разрушения N_i , вычисленные по формуле $\sigma_{\max_0} = 1993N^{-0,101}$;

$\sigma_{\max_{0ф}}$ – максимальные напряжения для гладкой полосы в условиях фреттинг-коррозии при том же числе циклов до разрушения N_i .

Для исследованных сочетаний материалов и давлений в контактной паре получены формулы для расчета $K_{\sigma^{\circ}}$, которые приведены в табл. 3.

Таблица 2

Параметры кривых усталости сплава ВТ6 в условиях фреттинг-коррозии

Участок I					
Сочетание материалов в контактной паре	σ_k , МПа	m	c	$\sigma_{max}^{0.6}$	N
BT6 + Д16АТ	106	2,15615	$7,61815 \cdot 10^{10}$	$111402 \cdot N^{-0,46379}$	$60000 \leq N$ $N < 400000$
BT6 + 30ХГСА	106	2,10717	$4,71826 \cdot 10^{10}$	$116267 \cdot N^{-0,47457}$	$60000 \leq N$ $N < 400000$
BT6 + 30ХГСА	82	1,89215	$1,14782 \cdot 10^{10}$	$207321 \cdot N^{-0,5285}$	$60000 \leq N$ $N < 680000$
BT6 + BT3 -1	106	2,09996	$2,98452 \cdot 10^{10}$	$97305 \cdot N^{-0,4762}$	$60000 \leq N$ $N < 260000$
Участок II					
BT6 + Д16АТ	106	8,54701	$3,46665 \cdot 10^{26}$	$1274 \cdot N^{-0,117}$	$400000 \leq N$ $N < 2 \cdot 10^6$
BT6 + 30ХГСА	106	8,00000	$7,25092 \cdot 10^{24}$	$1281 \cdot N^{-0,125}$	$400000 \leq N$ $N < 2 \cdot 10^6$
BT6 + 30ХГСА	82	9,09091	$1,33776 \cdot 10^{26}$	$748 \cdot N^{-0,11}$	$680000 \leq N$ $N < 2 \cdot 10^6$
BT6 + BT3 -1	106	7,91766	$2,99207 \cdot 10^{24}$	$1234 \cdot N^{-0,1263}$	$260000 \leq N$ $N < 2 \cdot 10^6$

Таблица 3

Эффективные коэффициенты концентрации напряжений для гладкой полосы в условиях фреттинг-коррозии

Сочетание материалов в контактной паре	σ_k , МПа	K_{σ}° , I участок	K_{σ}° , II участок
BT6 + Д16АТ	106	$0,01789N^{0,3628}$, $N \in [6 \cdot 10^4, 4 \cdot 10^5]$	$1,564N^{0,016}$, $N \in [4 \cdot 10^5, 10^6]$
BT6 + 30ХГСА	106	$0,01714N^{0,3736}$, $N \in [6 \cdot 10^4, 4 \cdot 10^5]$	$1,556N^{0,024}$, $N \in [4 \cdot 10^5, 10^6]$
BT6 + BT3 -1	106	$0,02048N^{0,3752}$, $N \in [6 \cdot 10^4, 2,6 \cdot 10^5]$	$1,616N^{0,0253}$, $N \in [2,6 \cdot 10^5, 10^6]$
BT6+ 30ХГСА	82	$0,009613N^{0,4575}$, $N \in [6 \cdot 10^4, 6,8 \cdot 10^5]$	$2,664N^{0,009}$, $N \in [6,8 \cdot 10^5, 10^6]$

В таблице 4 показано уменьшение усталостной долговечности гладкой полосы из титанового сплава BT6, вызванное фреттинг-коррозией в контактных парах (BT6 + BT3 -1, BT6 + 30ХГСА, BT6 + Д16АТ). Коэффициент уменьшения усталостной долговечности гладкой полосы в условиях фреттинг-коррозии

$$K_N = \frac{N_{rn}}{N_{\phi}}$$

где N_{rn} – усталостная долговечность гладкого образца, N_{ϕ} – усталостная долговечность образца в условиях фреттинг-коррозии при одинаковых действующих максимальных напряжениях σ_{max0} .

Таблица 4

Коэффициенты снижения усталостной долговечности гладкой полосы, вызванного действием фреттинг-коррозии

$\sigma_{\max 0}$, МПа	500	450	400	350	300	250
$K_{N,VT3-1}$	13,74	31,2	78,3	294	738,7	3063
$K_{N,30XGCA}$	9,27	21	52,7	149,2	495,8	2052
$K_{N,D16AT}$	7,64	17,2	43	121	499,2	1638

Расчетное снижение усталостной долговечности гладких титановых конструктивных элементов, обусловленное фреттинг-коррозией, происходит в 40 - 80 раз при $\sigma_{\max 0}=400$ МПа, в 400 - 750 раз при $\sigma_{\max 0}=300$ МПа, в 1500 - 3000 раз при $\sigma_{\max 0}=250$ МПа по сравнению с долговечностью гладких образцов.

На рис. 12 приведены зависимости эффективного коэффициента концентрации напряжений от числа циклов до разрушения. Менее всего фреттинг-коррозия снижает несущую способность полосы из сплава ВТ6 в контакте с шайбой из сплава Д16АТ при $\sigma_k = 106$ МПа, $K_{\sigma}^{\circ} < 2,0$. Наиболее значительное снижение усталостной прочности для контактной пары ВТ6+ВТ3-1 – при $\sigma_k = 106$ МПа, $K_{\sigma}^{\circ} \leq 2,3$ (рис. 12, кривая 4). Уменьшение давления в контактной паре ВТ6+30ХГСА от 106 до 82 МПа привело к возрастанию величины $K_{\sigma}^{\circ} \leq 2,1$ до $K_{\sigma}^{\circ} \leq 3,0$ (рис. 12, кривая 3).

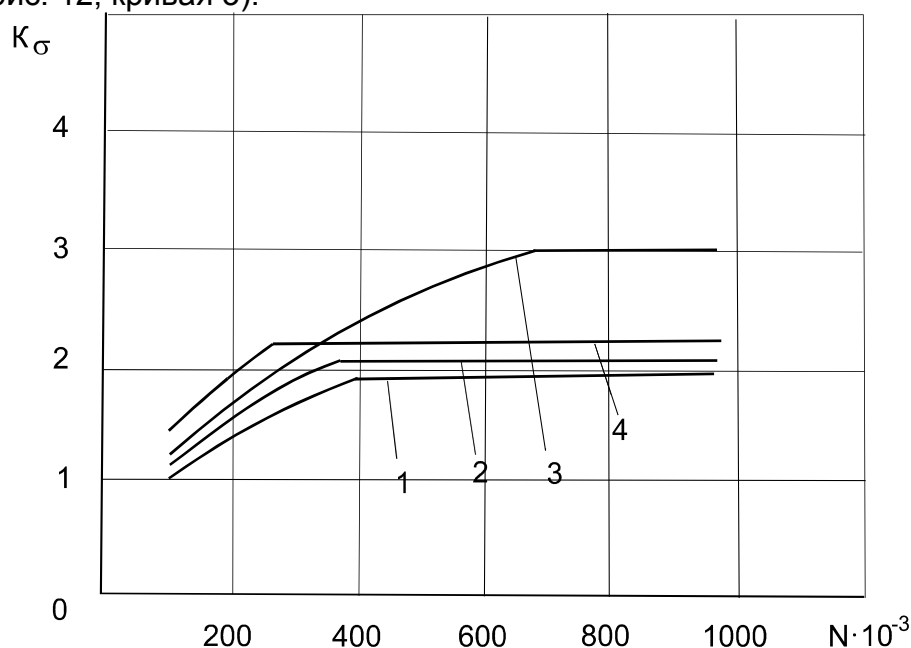


Рис. 12. Эффективные коэффициенты концентрации напряжений для гладкой полосы в условиях фреттинг-коррозии:

1 - ВТ6+Д16АТ, $\sigma_k = 106$ МПа; 2 - ВТ6+30ХГСА, $\sigma_k = 106$ МПа;

3 - ВТ6+30ХГСА, $\sigma_k = 82$ МПа; 4 - ВТ6+ВТ3-1, $\sigma_k = 106$ МПа

3.2. Исследование влияния амплитуды относительных перемещений на усталостную долговечность гладкой полосы

Влияние амплитуды относительных перемещений (проскальзывания) в контактной паре исследовано при помощи приспособлений (см. рис. 3).

Увеличение величины амплитуды относительных перемещений обеспечивали прижатием шайбы на различных расстояниях от заделки $L=10; 65; 115$ мм.

Усталостные испытания проведены для сочетания материалов ВТ6+ВТ3 –1 при контактном давлении $\sigma_k = 106$ МПа.

Характер усталостного разрушения образцов при различных величинах амплитуды относительных перемещений показан на рис. 13.

На рис. 14 приведены результаты испытаний на усталость образцов при различных значениях амплитуды перемещений в контактных парах.

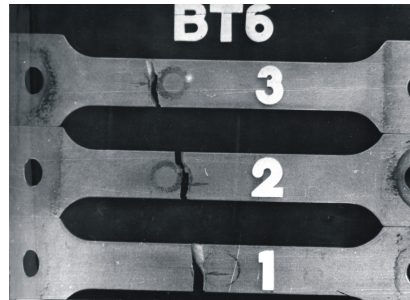


Рис. 13. Характер усталостного разрушения гладкой полосы из сплава ВТ6 при контакте с шайбами из сплава ВТ3–1 при различных величинах амплитуды относительных перемещений:
1 – база перемещений $L=10$ мм; 2 – $L=65$ мм; 3 – $L=115$ мм

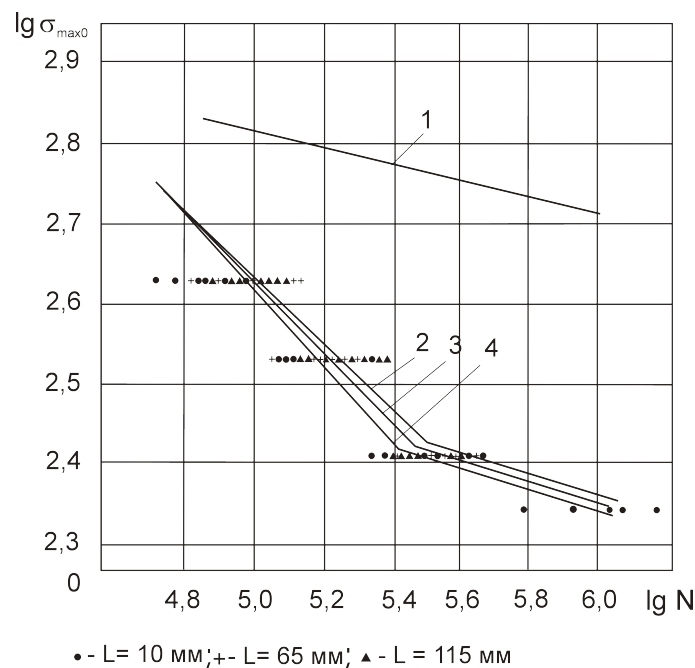


Рис. 14. Результаты усталостных испытаний гладкой полосы из сплава ВТ6 при различных расстояниях от заделки до исследуемой зоны интенсивной фреттинг-коррозии: 1 – кривая усталости сплава ВТ6, $\sigma_{\max 0} = 1993N^{-0,101}$;

2, 3, 4 – линии регрессии; 2 – $L=115$ мм; 3 - $L=65$ мм; 4 - $L=10$ мм

По результатам испытаний получены уравнения и построены кривые усталости гладких образцов из сплава ВТ6 в условиях фреттинг-коррозии. Параметры кривых приведены в табл. 5.

Таблица 5

Параметры кривых усталости сплава ВТ6 в условиях фреттинг-коррозии при различных значениях амплитуды относительных перемещений

Участок I					
Расстояние до заделки l, мм	σ_k , МПа	m	c	σ_{\max}^{06}	N
10	106	2,09996	$2,98452 \cdot 10^{10}$	$97305 \cdot N^{-0,4762}$	$60000 \leq N \leq 260000$
65	106	2,1725	$4,8964 \cdot 10^{10}$	$83282 \cdot N^{-0,4603}$	$60000 \leq N \leq 290000$
115	106	2,25175	$8,5015 \cdot 10^{10}$	$71415 \cdot N^{-0,4441}$	$60000 \leq N \leq 320000$
Участок II					
10	106	7,91766	$2,99207 \cdot 10^{24}$	$1234 \cdot N^{-0,1263}$	$260000 < N \leq 2 \cdot 10^6$
65	106	7,66871	$8,23396 \cdot 10^{23}$	$1314 \cdot N^{-0,1304}$	$290000 < N \leq 2 \cdot 10^6$
115	106	7,5075	$4,09813 \cdot 10^{23}$	$1397 \cdot N^{-0,1332}$	$320000 < N \leq 2 \cdot 10^6$

На рис. 15 показано влияние амплитуды проскальзывания на величину предельных максимальных напряжений гладкой полосы из сплава ВТ6 в условиях фреттинг-коррозии.

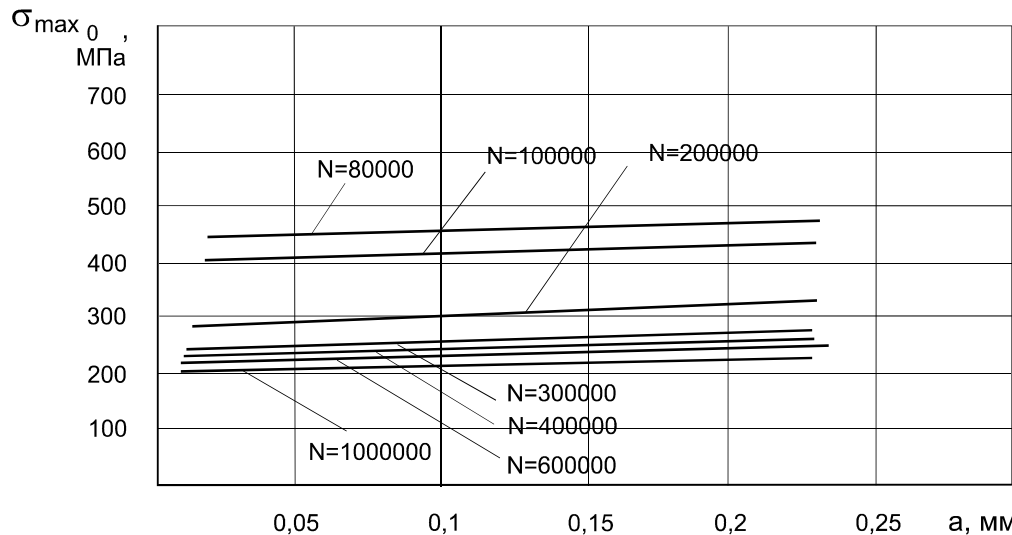


Рис. 15. Влияние амплитуды проскальзывания на величину предельных максимальных напряжений гладкой полосы из сплава ВТ6 в условиях фреттинг-коррозии

Установлено, что в исследованном диапазоне амплитуд относительных перемещений в контактной паре усталостная прочность титанового сплава ВТ6 изменяется незначительно. Увеличение амплитуды перемещений в 11,7 раза приводит к увеличению $\sigma_{\max 06}$ на 4,4%.

На рис. 16 показано влияние амплитуды проскальзывания в контактной паре на усталостную долговечность гладкой полосы из сплава ВТ6.

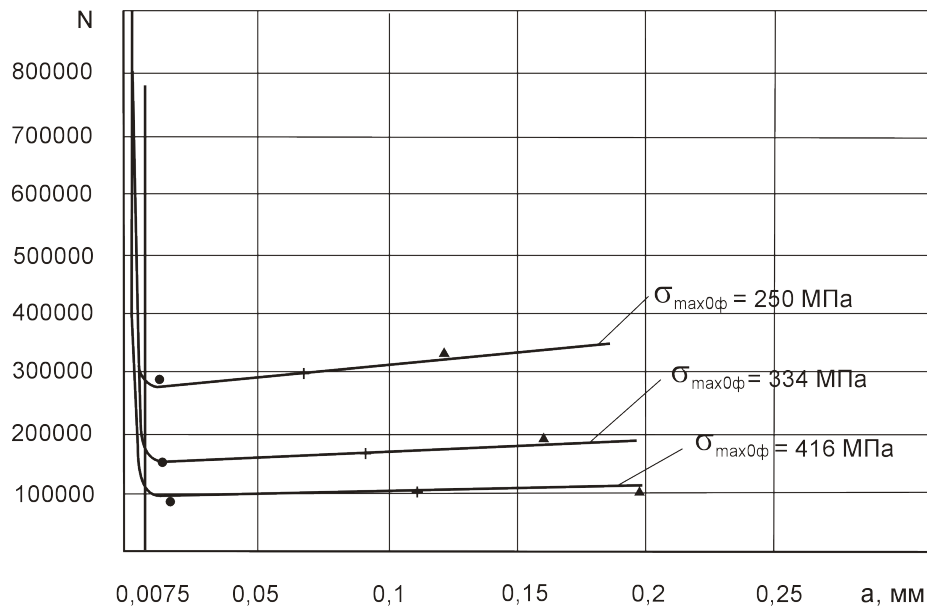


Рис. 16. Влияние амплитуды проскальзывания на усталостную долговечность гладкой полосы.

Эксперимент: • - $l = 10$ мм; + - $l = 65$ мм; ▲ - $l = 115$ мм

Минимальные значения амплитуды перемещений характерны для деталей болтового соединения. В исследованном диапазоне влияние амплитуды перемещений на усталостную долговечность полосы невелико. При $\sigma_{\max 0\phi} = 250$ МПа увеличение a от 0,008 до 0,19 мм приводит к повышению усталостной долговечности полосы на 24%. При $\sigma_{\max 0\phi} = 334$ МПа усталостная долговечность возрастает на 18%, а при $\sigma_{\max 0\phi} = 416$ МПа – на 13%.

3.3. Исследование характеристик локального НДС и контактного взаимодействия при растяжении титановой полосы с прижатыми к ней шайбами

Экспериментально установлено [24, 33, 35], что при циклическом растяжении гладких образцов полосы из сплава ВТ6 с прижатой к ней шайбой, выполненной из различного материала, усталостное разрушение образцов в условиях фреттинг-коррозии происходит по наружной границе зоны контакта шайбы с полосой (см. рис. 7, 8). Результаты проведенных исследований позволили изучить механизм фреттинг-коррозии, а также получить кривые усталости образца из сплава ВТ6 в условиях фреттинг-коррозии. Однако экспериментальные исследования не дают информации об изменении параметров, характеризующих локальное НДС в полосе, а также не позволяют проанализировать влияние материала шайб и величины контактного давления на распределение контактных давлений и микросмещений в зоне контакта полосы с шайбой. Существующие аналитические решения задачи о контакте шайбы с полосой характеризуются достаточной трудоемкостью и имеют ряд упрощений, вызванных сложностью получения решения дифференциальных уравнений для конкретной геометрии контактируемых тел.

Метод конечных элементов и его практическая реализация в виде отдельных прикладных коммерческих программ является наиболее

распространенным в настоящее время методом исследования параметров НДС тел произвольной геометрии, находящихся в сложных условиях нагружения. Объясняется это единством подхода в описании моделируемого процесса, т.е. удобством формализации решаемой задачи, с одной стороны, и простотой реализации алгоритма на персональных компьютерах – с другой. Решение поставленной задачи получено с помощью системы ANSYS.

Целью данной работы является исследование влияния величины контактных давлений, материала шайб и уровня нагружения на характеристики локального НДС гладкой полосы в зоне вероятного усталостного разрушения [43]. Основанием для проведения численных исследований послужили результаты экспериментальных исследований по определению долговечности образцов из титанового сплава и изучению механизма действия фреттинг-коррозии в целях верификации полученных результатов и дополнения их в области расчета параметров, характеризующих локальное НДС.

Объектом исследования является гладкая полоса, изготовленная из материала ВТ6, геометрические размеры которой показаны на рис. 1. Полоса нагружена равномерными растягивающими напряжениями, величина которых варьировалась в ходе анализа в диапазоне: $\sigma_{\text{ад. max } 0} = 150, 200, 250, 300, 350, 400$ и 450 МПа. К полосе с обеих сторон прижаты шайбы. Величина контактных давлений, определяющих усилие прижима шайб, принята равномерной по всей поверхности шайб и изменялась в ходе анализа в диапазоне: $\sigma_{\text{к}} = 50, 75, 100$ и 150 МПа. В работе рассмотрены следующие материалы шайб: титан ВТ3-1, сталь 30ХГСА и алюминиевый сплав Д16АТ.

Учитывая геометрическую симметрию образца и симметричный характер его нагружения, рассматриваем $1/8$ часть модели с заданием соответствующих условий симметрии (рис. 17). Захватную часть образца не моделировали.

Поскольку максимальный уровень действующих напряжений в полосе не превышает предел текучести, то для описания поведения материала полосы и шайб принята линейная модель упругости.

Ниже приведены физико-механические характеристики материалов полосы и шайб, используемых в расчетах.

Полоса – титан ВТ6. Модуль упругости $E=120000$ МПа, коэффициент Пуассона $\mu = 0,3$; коэффициент трения $f = 0,29$ [25, 34, 36, 37].

Шайбы – титан ВТ3-1. Характеристики в упругой зоне такие же, как и у сплава ВТ6.

Сталь 30ХГСА. Модуль упругости $E=210000$ МПа, коэффициент Пуассона $\mu = 0,3$; коэффициент трения $f = 0,21$ [25, 34, 36, 37].

Алюминиевый сплав Д16АТ. Модуль упругости $E=72000$ МПа, коэффициент Пуассона $\mu = 0,3$; коэффициент трения $f = 0,18$ [25, 34, 36, 37].

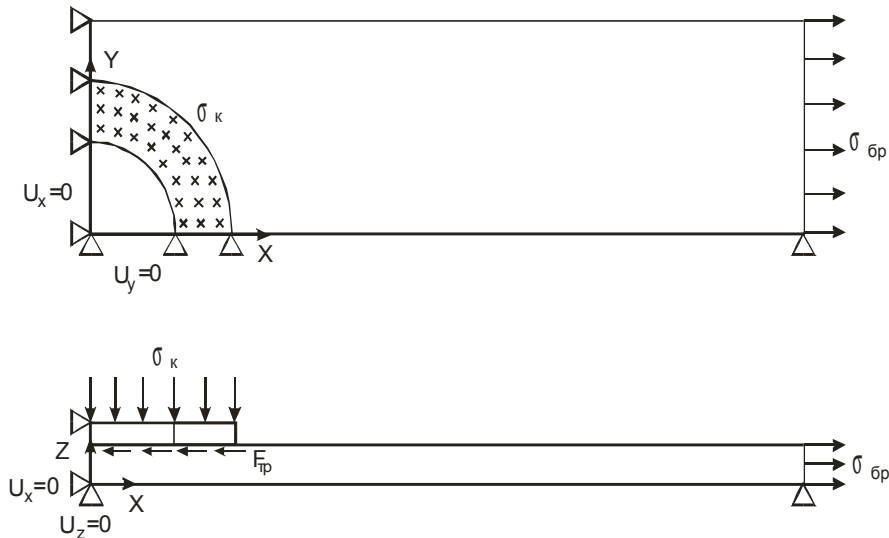


Рис. 17. Расчетная схема гладкого образца с прижатой к нему шайбой

На рис. 18 показана конечно-элементная модель гладкого образца с прижатой шайбой.

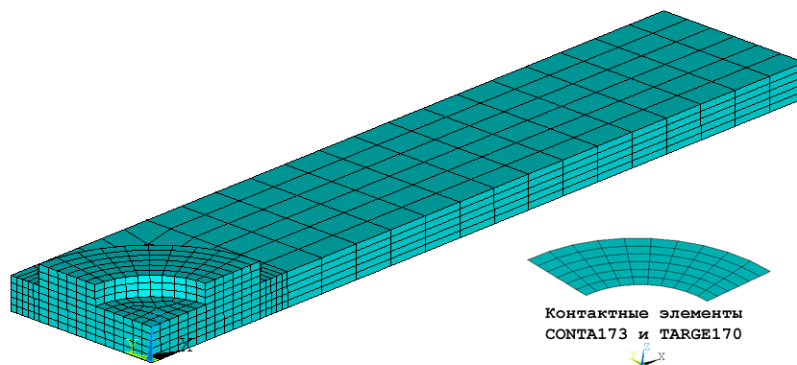
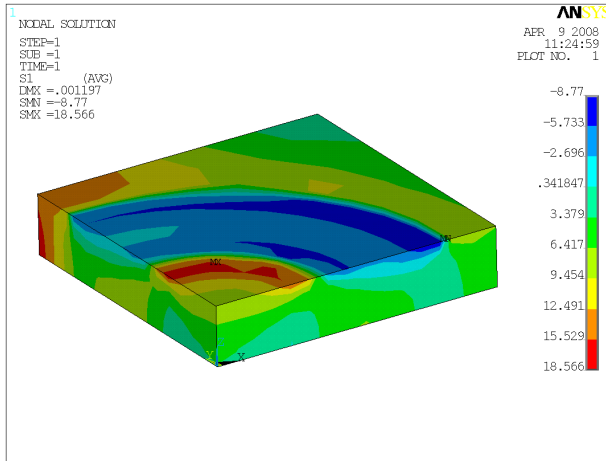


Рис. 18. Конечно-элементная модель 1/8 части гладкого образца с прижатой к нему шайбой

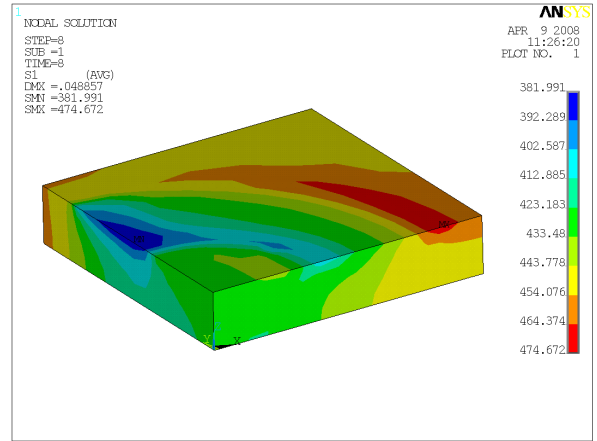
Проанализирован характер распределения параметров, характеризующих локальное НДС в гладком образце. В качестве исследуемых параметров, характеризующих изменение локального НДС в гладкой полосе в условиях фреттинг-коррозии, выбраны величины главных растягивающих напряжения σ_1 и деформаций ε_1 , а также их произведение w_1 . Кроме того, рассмотрены величины контактных давлений и микросмещений.

Определен характер распределения указанных параметров в гладкой полосе в зоне контакта под шайбой и на границе контакта полоса – шайба.

На рис. 19 – 24 показан характер распределения главных растягивающих напряжений σ_1 в гладкой полосе для разных значений контактных давлений и растягивающих напряжений в сечении брутто. Буквами обозначены: а – $\sigma_{\text{ад. max } 0} = 0$ МПа, б – $\sigma_{\text{ад. max } 0} = 450$ МПа.

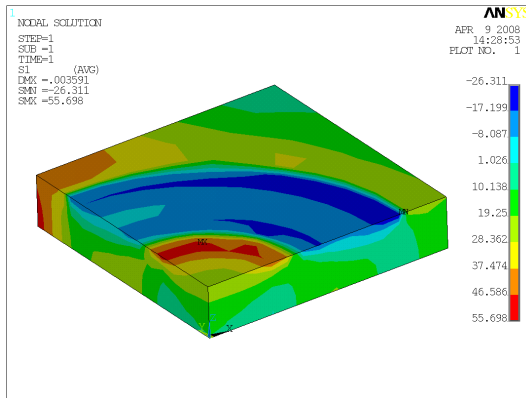


а

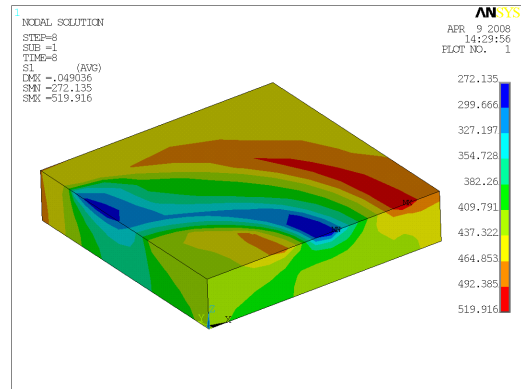


б

Рис. 19. Характер распределения главных растягивающих напряжений σ_1 в гладкой полосе в зоне контакта ($\sigma_k=50$ МПа) полоса - шайба (шайба изготовлена из титанового сплава BT3-1)

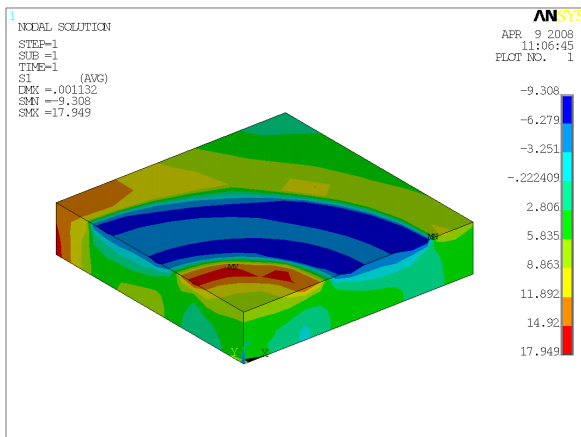


а

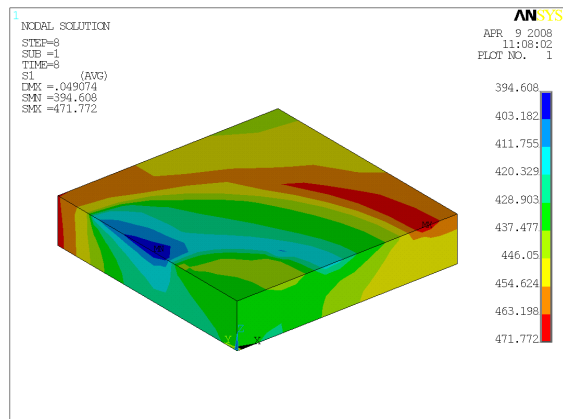


б

Рис. 20. Характер распределения главных растягивающих напряжений σ_1 в гладкой полосе в зоне контакта ($\sigma_k=150$ МПа) полоса - шайба (шайба изготовлена из титанового сплава BT3-1)

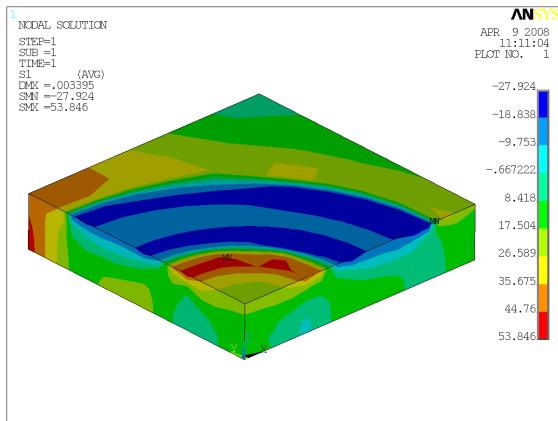


а

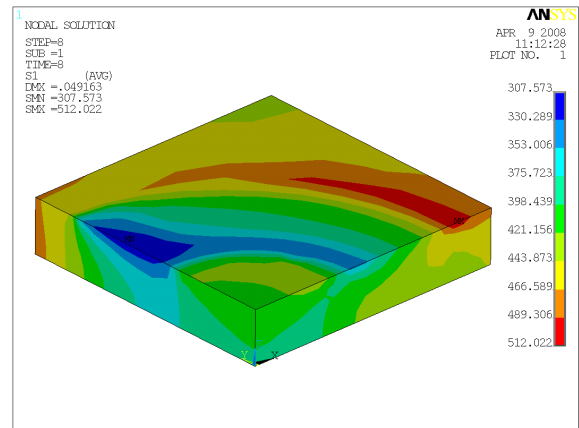


б

Рис. 21. Характер распределения главных растягивающих напряжений σ_1 в гладкой полосе в зоне контакта ($\sigma_k=50$ МПа) полоса - шайба (шайба изготовлена из стали 30XГСА)

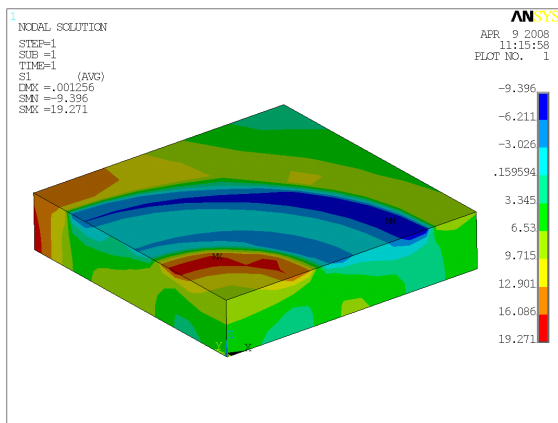


а

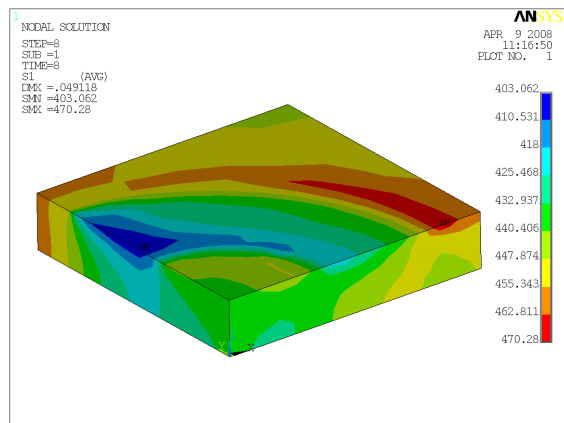


б

Рис. 22. Характер распределения главных растягивающих напряжений σ_1 в гладкой полосе в зоне контакта ($\sigma_k=150$ МПа) полоса - шайба (шайба изготовлена из стали 30XГСА)

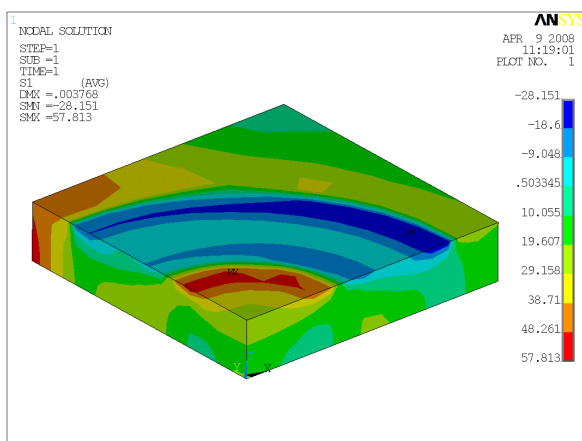


а

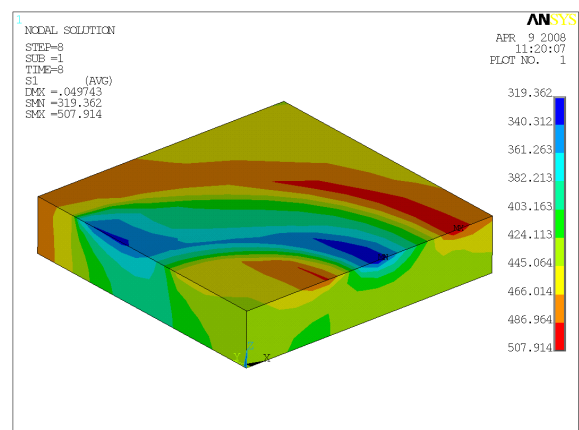


б

Рис. 23. Характер распределения главных растягивающих напряжений σ_1 в гладкой полосе в зоне контакта ($\sigma_k=50$ МПа) полоса - шайба (шайба изготовлена из алюминиевого сплава Д16АТ)



а



б

Рис. 24. Характер распределения главных растягивающих напряжений σ_1 в гладкой полосе в зоне контакта ($\sigma_k=150$ МПа) полоса - шайба (шайба изготовлена из алюминиевого сплава Д16АТ)

В результате анализа характера распределения главных растягивающих напряжений σ_1 и деформаций определена зона их максимального значения, расположенная на границе контакта полоса - шайба и смещенная от наружного края шайбы на 0,25...1 мм в зависимости от материала шайбы.

Исследовано влияние уровня нагружения, величины контактных давлений и материала шайб на изменение максимальных главных напряжений, деформаций и удельной энергии деформирования эквивалентного отнулевого цикла в гладкой полосе.

На рис. 25 – 33 показано влияние уровня нагружения, величины контактных давлений и материала шайб на изменение максимальных главных напряжений, деформаций и удельной энергии деформирования эквивалентного отнулевого цикла в гладкой полосе.

Цифрами обозначены: 1 – $\sigma_k = 0$ МПа; 2 – $\sigma_k = 50$ МПа; 3 – $\sigma_k = 75$ МПа; 4 – $\sigma_k = 100$ МПа; 5 – $\sigma_k = 150$ МПа.

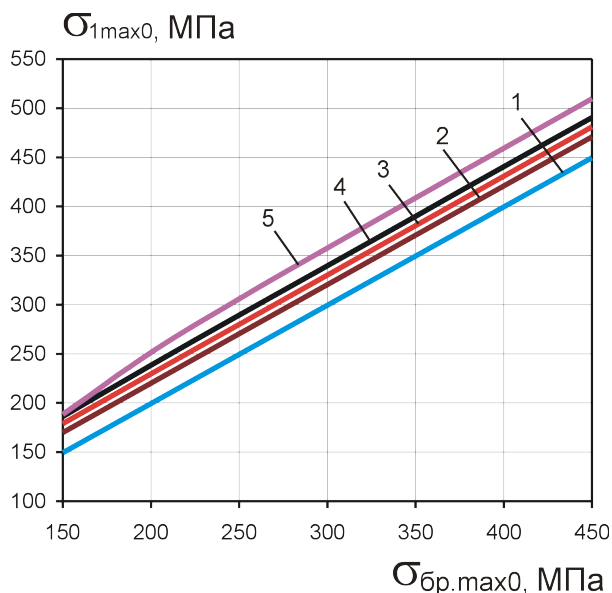


Рис. 25. Влияние уровня нагружения, величины контактных давлений и материала шайб на изменение максимальных главных напряжений эквивалентного отнулевого цикла в гладкой полосе (шайба изготовлена из сплава ВТ3-1)

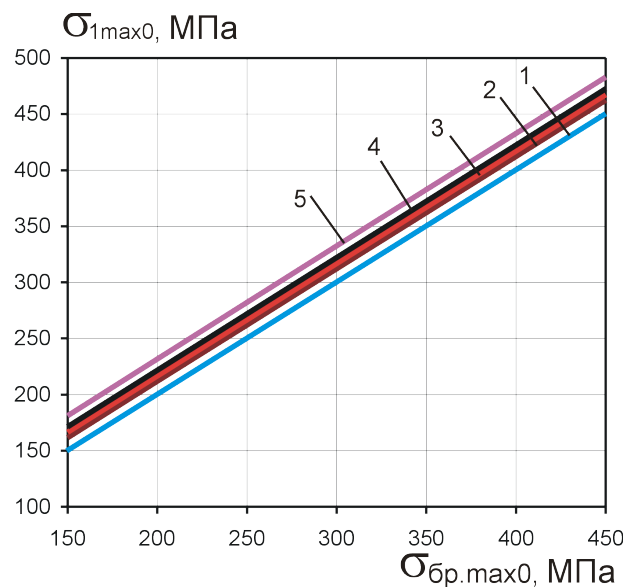


Рис. 26. Влияние уровня нагружения, величины контактных давлений и материала шайб на изменение максимальных главных напряжений эквивалентного отнулевого цикла в гладкой полосе (шайба изготовлена из стали 30ХГСА)

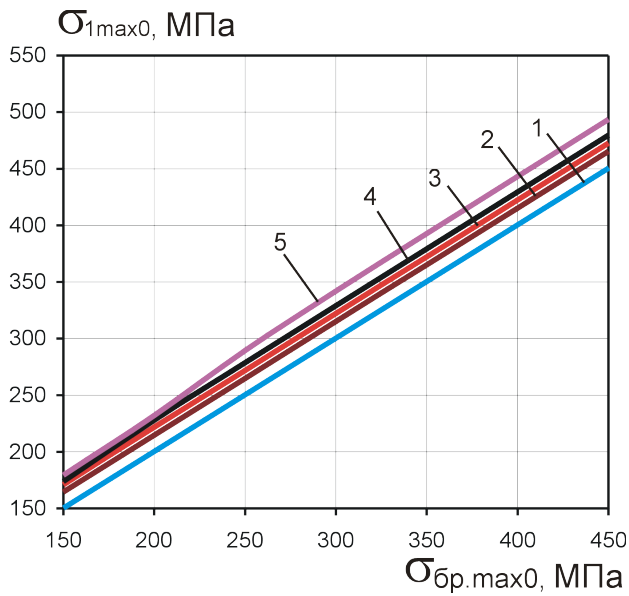


Рис. 27. Влияние уровня нагружения, величины контактных давлений и материала шайб на изменение максимальных главных напряжений эквивалентного отнулевого цикла в гладкой полосе (шайба изготовлена из Д16АТ)

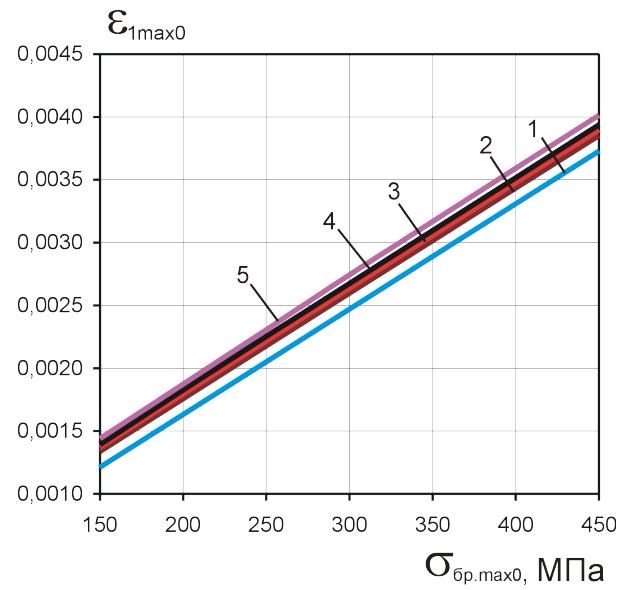


Рис. 28. Влияние уровня нагружения, величины контактных давлений и материала шайб на изменение максимальных главных деформаций эквивалентного отнулевого цикла в гладкой полосе (шайба изготовлена из сплава ВТ3-1)

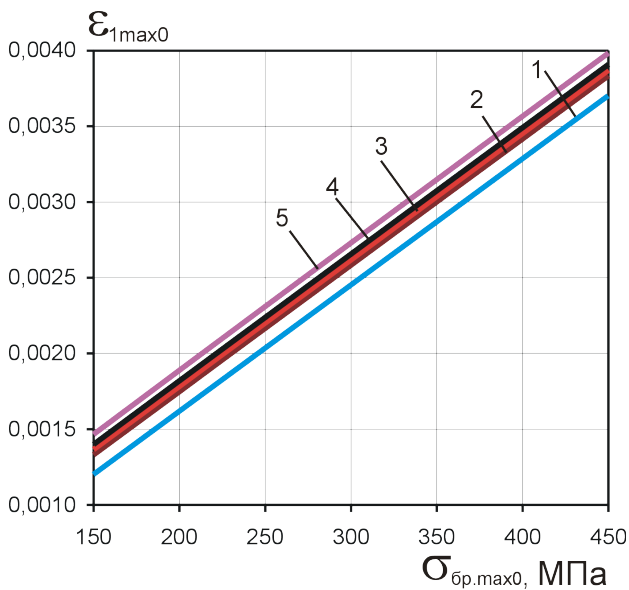


Рис. 29. Влияние уровня нагружения, величины контактных давлений и материала шайб на изменение максимальных главных деформаций эквивалентного отнулевого цикла в гладкой полосе (шайба изготовлена из стали 30ХГСА)

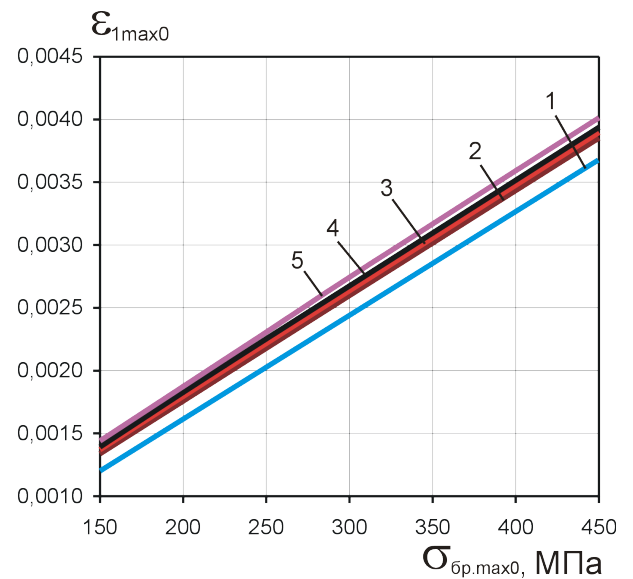


Рис. 30. Влияние уровня нагружения, величины контактных давлений и материала шайб на изменение максимальных главных деформаций эквивалентного отнулевого цикла в гладкой полосе (шайба изготовлена из Д16АТ)

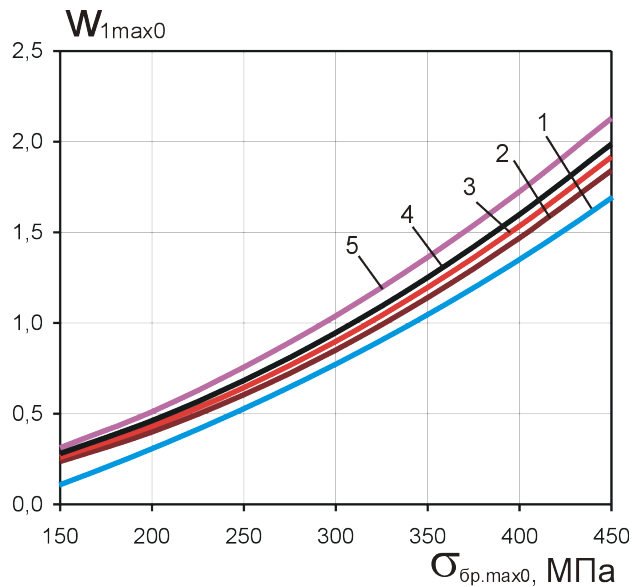


Рис. 31. Влияние уровня нагружения, величины контактных давлений и материала шайб на изменение максимальной главной удельной энергии деформирования эквивалентного отнулевого цикла в гладкой полосе (шайба изготовлена из сплава ВТ3-1)

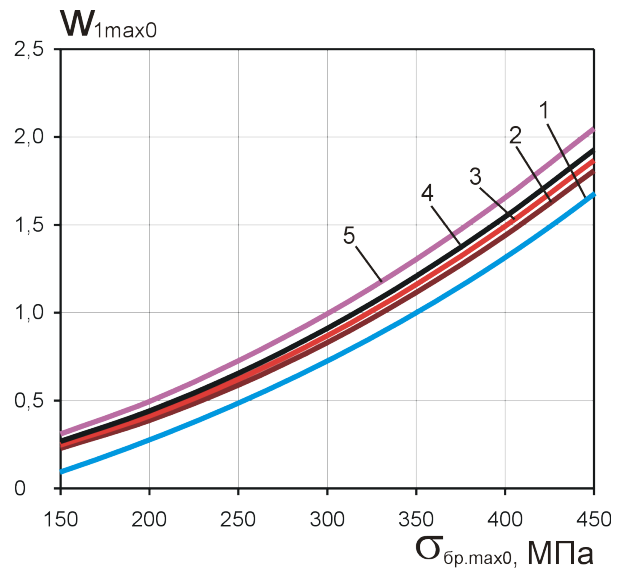


Рис. 32. Влияние уровня нагружения, величины контактных давлений и материала шайб на изменение максимальной главной удельной энергии деформирования эквивалентного отнулевого цикла в гладкой полосе (шайба изготовлена из стали 30ХГСА)

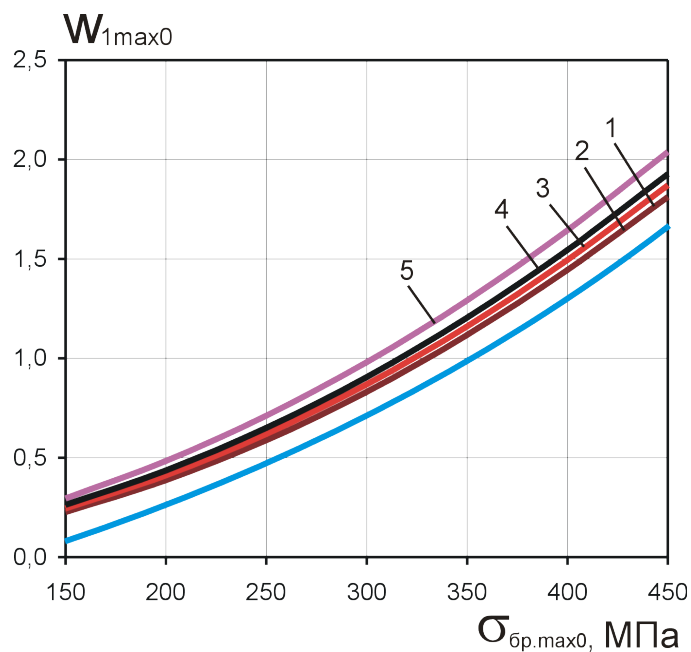


Рис. 33. Влияние уровня нагружения, величины контактных давлений и материала шайб на изменение максимальной главной удельной энергии деформирования эквивалентного отнулевого цикла в гладкой полосе (шайба изготовлена из Д16АТ)

Повышение величины контактных давлений с 50 до 150 МПа приводит к росту максимальных главных растягивающих напряжений в 1,04 – 1,12 раза, деформаций – в 1,04 – 1,1 раза и удельной энергии деформирования эквивалентного отнулевого цикла – в 1,15 – 1,35 раза.

Исследован характер распределения главных растягивающих напряжений по толщине в различных сечениях полосы для случая изготовления шайб из стали 30ХГСА (рис. 34 – 36).

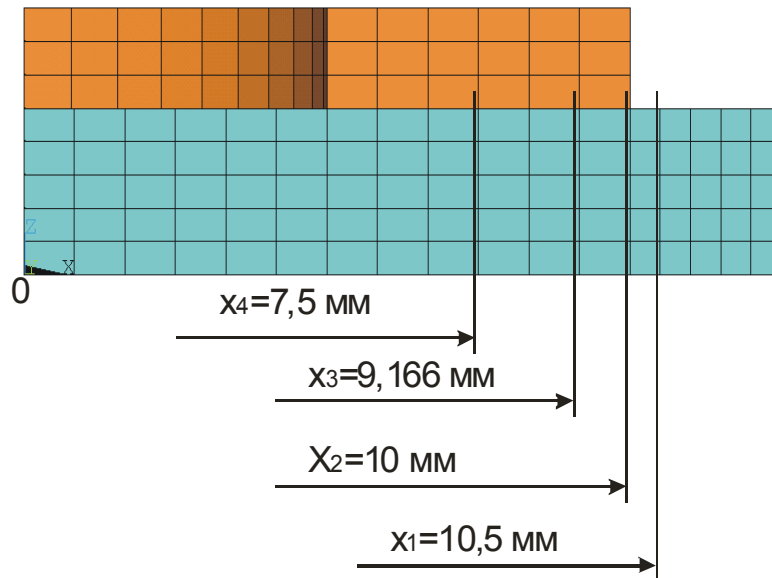


Рис. 34. Схема индикации сечений, в которых строились распределения главных растягивающих напряжений по толщине

На рис. 34 – 36 приняты следующие обозначения: а – $\sigma_k = 50$ МПа; б – $\sigma_k = 75$ МПа, $\sigma_k = 100$ МПа, $\sigma_k = 150$ МПа; 1 – сечение 1 ($x_1=10,5$ мм); 2 – сечение 2 ($x_2=10$ мм); сечение 3 ($x_3= 9,166$ мм); сечение 4 ($x_4=7,5$ мм).

Анализируя характер распределения главных растягивающих напряжений по толщине в различных сечениях полосы, следует отметить, что наблюдается изменение напряженно-деформированного состояния в поверхностном слое полосы. В сечениях, расположенных под шайбой, максимум напряжений достигается в точке, расположенной на нейтральной оси полосы, а в сечениях за пределами границы контакта полосы с шайбой – в точке, расположенной на поверхности. Это свидетельствует об изменении амплитуды напряжений в полосе при циклическом нагружении и возникновении вероятного усталостного разрушения полосы в зоне на границе контакта ее с шайбой.

При рассмотрении механизма фреттинг-коррозии большое значение имеет распределение давлений и микросмещений в контактной зоне. Определены области максимальных контактных давлений и микросмещений в зоне контакта (рис. 37 – 39) и получены распределения контактных давлений и микросмещений вдоль направлений, указанных на рис. 40, 41. Результат приведен для уровня напряжений $\sigma_{\text{ад. max } 0} = 450$ МПа и $\sigma_k = 100$ МПа.

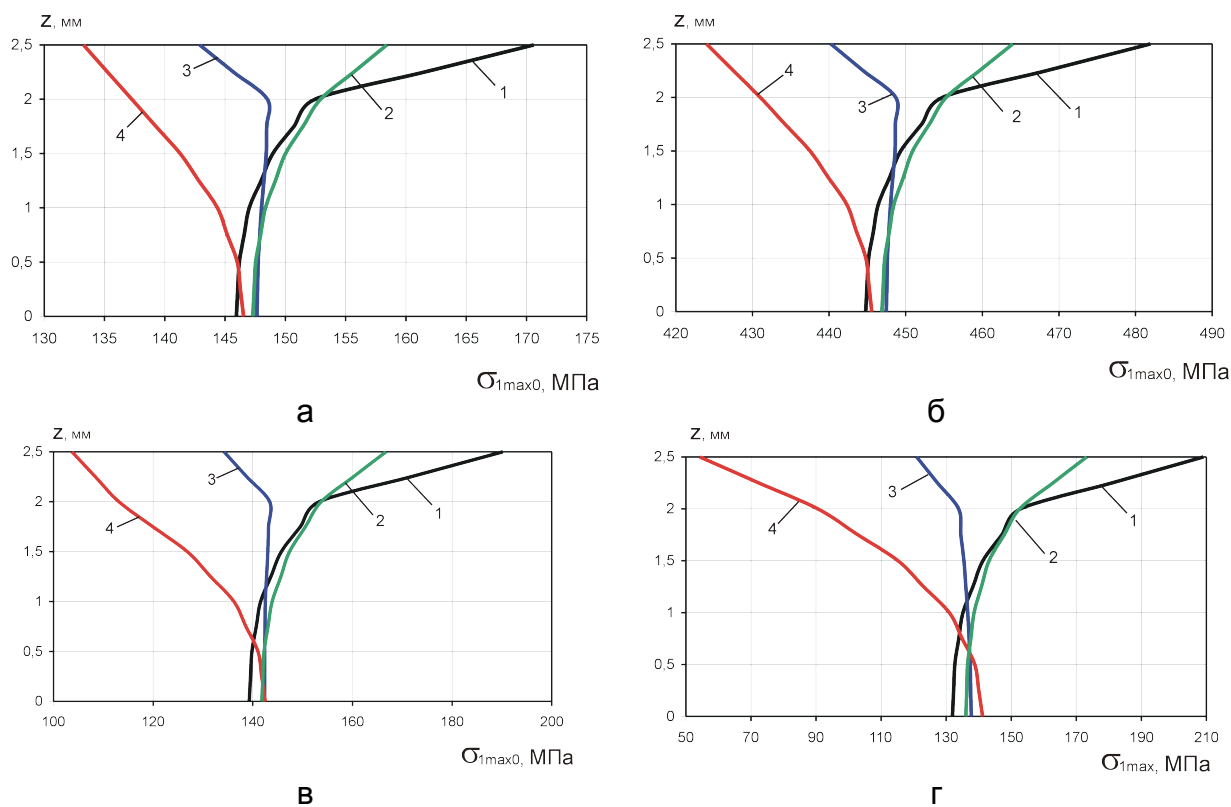


Рис. 35. Характер распределения главных растягивающих напряжений по толщине в различных сечениях полосы при уровне растягивающих напряжений $\sigma_{\text{ад. max } 0} = 150 \text{ МПа}$

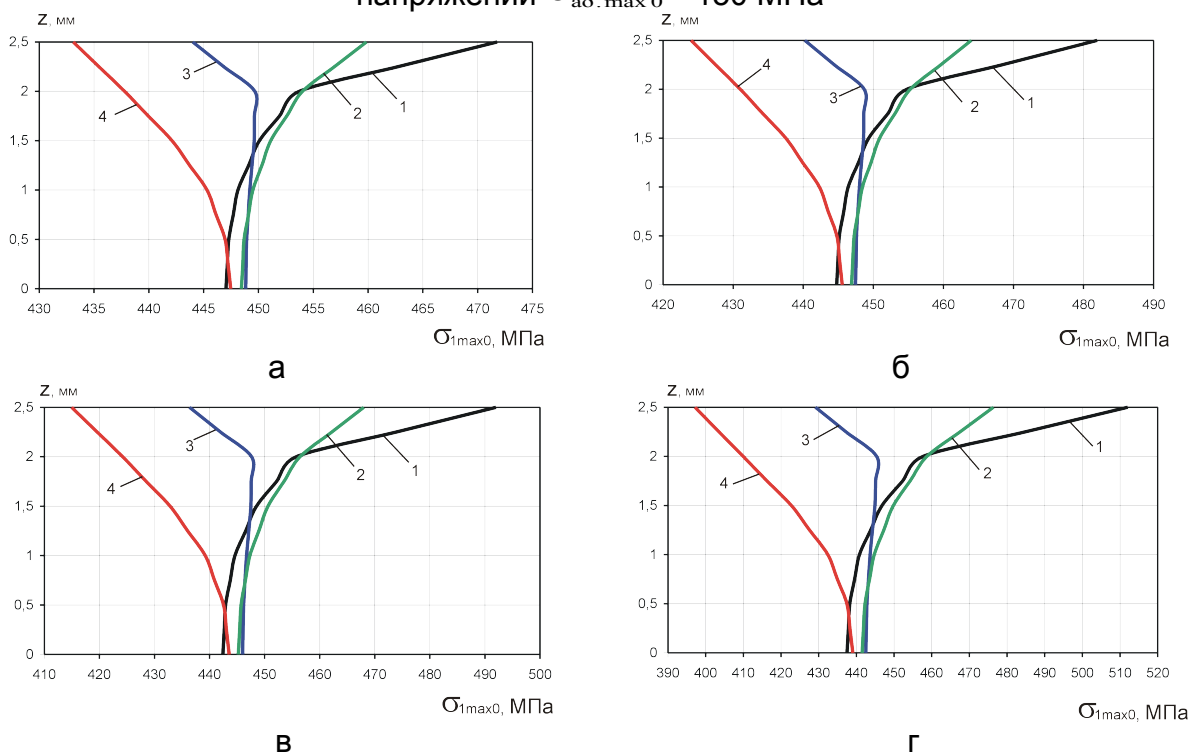
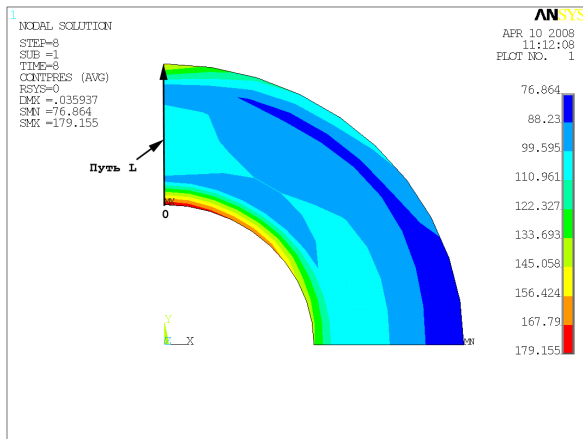
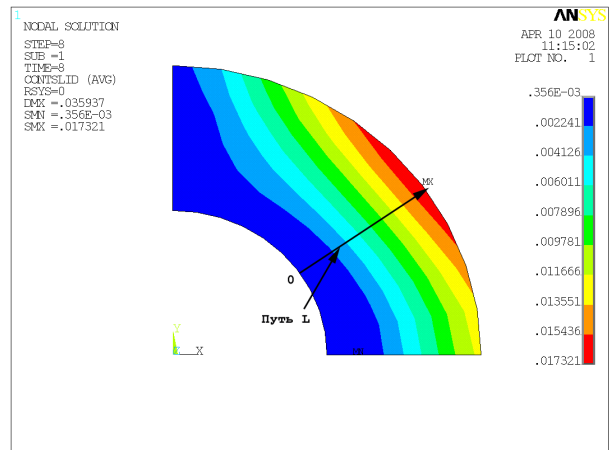


Рис. 36. Характер распределения главных растягивающих напряжений по толщине в различных сечениях полосы при уровне растягивающих напряжений $\sigma_{\text{ад. max } 0} = 450 \text{ МПа}$

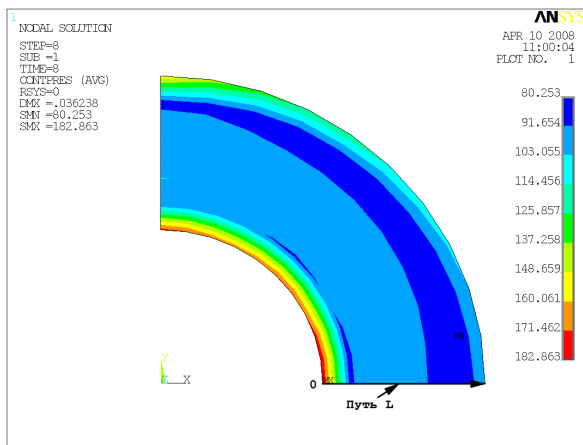


а

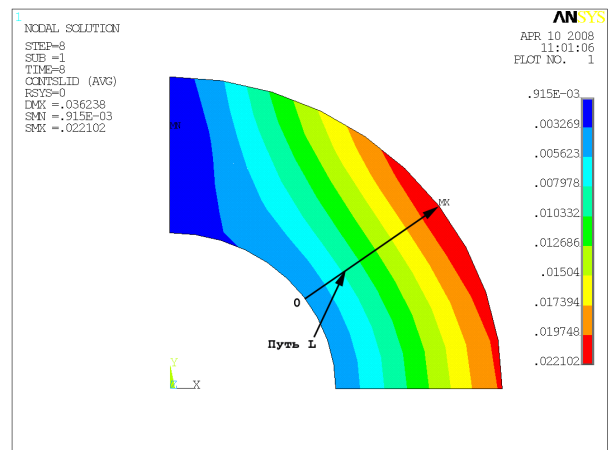


б

Рис. 37. Характер распределения контактных давлений (а) и микросмещений (б) в зоне контакта полосы с шайбой, выполненной из сплава ВТ3-1

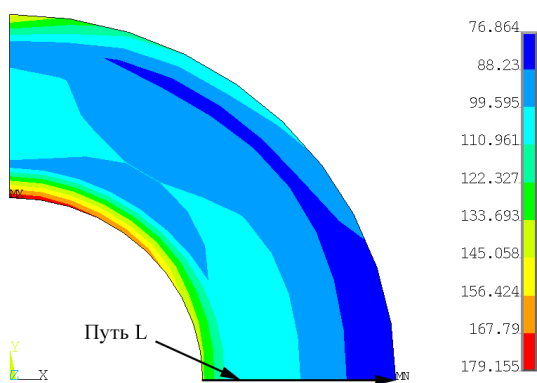


а

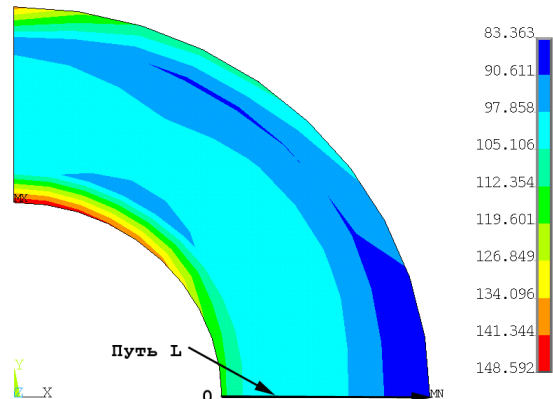


б

Рис. 38. Характер распределения контактных давлений (а) и микросмещений (б) в зоне контакта полосы с шайбой, выполненной из стали 30ХГСА



а



б

Рис. 39. Характер распределения контактных давлений (а) и микросмещений (б) в зоне контакта полосы с шайбой, выполненной из сплава Д16АТ

В результате анализа характера распределения контактных давлений (а) и микросмещений (б) в зоне контакта полосы с шайбой установлено, что в зависимости от материала шайб зоны максимальных значений данных величин различны и смещаются в окружном направлении, что свидетельствует о различных областях разрушения при фреттинге. На рис. 40 – 41 показано распределение контактных давлений микросмещений в зонах их максимальных величин, полученных вдоль направлений L (см. рис. 37 – 39). На рис. 40 и 41 приняты следующие обозначения: 1 – материал шайб – титановый сплав ВТ3-1; 2 – материал шайб – сталь 30ХГСА; 3 – материал шайб – сплав Д16АТ.

Анализируя результат, отметим, что имеет место неравномерность распределения контактных давлений, причем степень неравномерности зависит от сочетания материалов контактной пары. Максимальная степень неравномерности, равная 1,8, достигается для материалов ВТ3-1 и ВТ6. Наименьшая степень неравномерности 1.47 достигается для материалов Д16АТ и ВТ6. Микросмещения также носят неравномерный характер распределения и достигают максимума на границе контакта полосы с шайбой. Зона максимума смещена в окружном направлении на угол примерно $30...40^\circ$ к направлению действия внешней нагрузки.

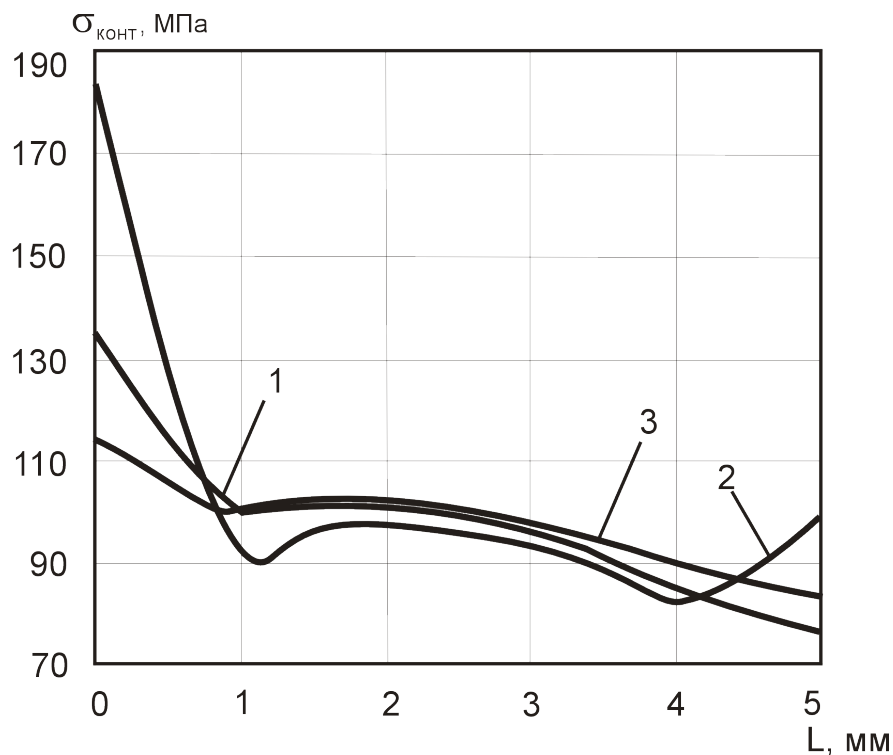


Рис. 40. Влияние материала шайб на распределение контактных давлений

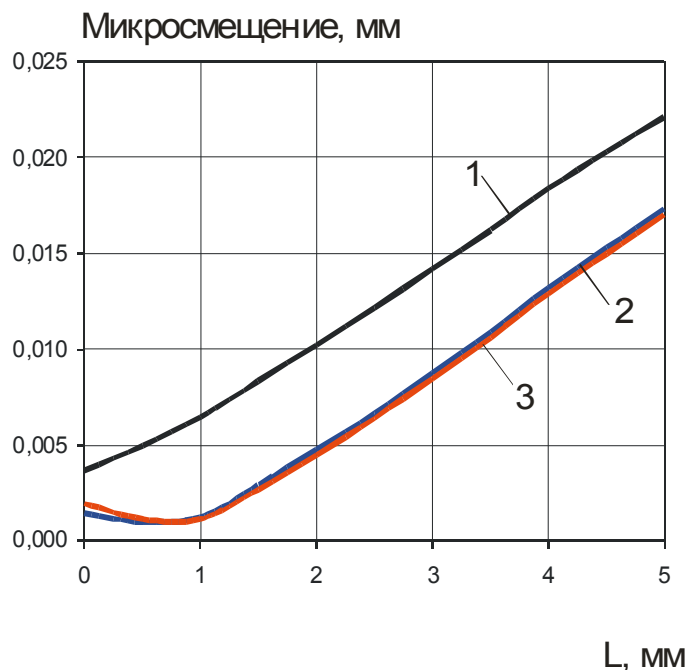


Рис. 41. Влияние материала шайб на распределение микросмещений

4. Разработка расчетно-экспериментальных зависимостей для определения усталостной долговечности гладких конструктивных элементов из сплава ВТ6 в условиях фреттинг-коррозии

Регрессионный анализ результатов усталостных испытаний гладких конструктивных элементов, работающих в условиях фреттинг-коррозии, позволил определить параметры математической модели (3), предложенной для обобщенной оценки влияния фреттинг-коррозии на уменьшение предельных максимальных напряжений отнулевого цикла нагружения. Учитывая то, что функция $\sigma_{\max 0\phi} = f(\sigma_K)$ имеет минимум при значении $\sigma_K = 78 \text{ МПа}$ (см. рис. 10), параметры формулы (3) определены для нисходящих и восходящих участков кривых:

$$\begin{aligned} \Delta \sigma_{\max 0\phi} &= 20,8 N^{0,052 K_1} \sigma_K^{0,48} a_{\max}^{-0,004}; N > 2 \cdot 10^5; \sigma_K \leq 78 \text{ МПа} ; \\ \Delta \sigma_{\max 0\phi} &= 2594 N^{0,0481 K_1} \sigma_K^{-0,6176} a_{\max}^{-0,007}; N > 2 \cdot 10^5; \sigma_K > 78 \text{ МПа} . \end{aligned} \quad (16)$$

Так как значения величин B_3 в формулах (16) много меньше величин A_2 , $N^{\hat{a}_1 \hat{e}_1}$ и $\sigma_K^{B_2}$, то множитель $\hat{a}_{\max}^{\hat{a}_3}$ при расчетах $\Delta \sigma_{\max 0\phi}$ можно не учитывать, считая, что максимальные относительные перемещения в контактной зоне не влияют на усталостную долговечность гладких образцов из сплава ВТ6 в условиях фреттинг-коррозии. Тогда, учитывая формулу (14) для определения $\sigma_{\max 0}$ гладкого образца, после подстановки в выражение (1), получим зависимость для определения предельных максимальных напряжений в гладких образцах, работающих в условиях фреттинг-коррозии:

$$\sigma_{\max 0\delta} = 1993N^{-0,101} - 20,8N^{0,524K_I} \sigma_E^{0,48}; N > 2 \cdot 10^5; \sigma_K \leq 78 \text{ МПа}; \quad (17)$$

$$\sigma_{\max 0\delta} = 1993N^{-0,101} - 2594N^{0,048K_I} \sigma_E^{-0,6176}; N > 2 \cdot 10^5; \sigma_K > 78 \text{ МПа},$$

где K_I – коэффициент, учитывающий влияние сочетания материалов в контактной паре ($K_I=1$; $K_I=0,92$; $K_I=1,14$ соответственно для пар ВТ6+30ХГСА; ВТ6+Д16АТ; ВТ6+ВТ3-1).

По обобщенным формулам (17) можно рассчитывать усталостную долговечность гладких плоских конструктивных элементов из сплава ВТ6 в условиях фреттинг-коррозии при различных сочетаниях материалов в контактных парах и различных величинах контактных давлений.

5. Выводы

1. В результате проведенных исследований характеристик сопротивления усталости титанового сплава ВТ6 получены:

– уравнения кривой усталости в диапазоне чисел циклов до разрушения от $3 \cdot 10^4$ до $1,2 \cdot 10^6$;

– формула для перерасчета амплитуды напряжений цикла нагружения с коэффициентом асимметрии $r \neq 0$ (в диапазоне $1 \leq r \leq 0,6$) в эквивалентные по повреждающей способности максимальные напряжения отнулевого цикла.

2. Применение метода, предложенного в разд. 1, на примере оценки повреждающего влияния фреттинг-коррозии на усталостные характеристики гладких плоских образцов из титанового сплава ВТ6 доказало его корректность.

3. Действие контактных давлений $\sigma_K = 82$ МПа снижает усталостную прочность титанового сплава ВТ6 до трех раз ($K_{\sigma^{\circ}} \leq 3$). С увеличением контактных давлений до $\sigma_K = 106$ МПа повреждающее влияние фреттинг-коррозии несколько уменьшается, что приводит к увеличению усталостной прочности ВТ6. Эффективный коэффициент концентрации напряжений в этом случае $K_{\sigma^{\circ}} \leq 2,3$.

4. Сочетание в контактной паре титановой полосы из сплава ВТ6 и ненагруженного контактирующего элемента (шайбы) из алюминиевого сплава Д16АТ обеспечивает максимальную усталостную долговечность титанового сплава ВТ6 в условиях фреттинг-коррозии. Применение в контактной паре с ВТ6 стали 30ХГСА и титанового сплава ВТ3–1 ($\sigma_K = 106$ МПа) приводит к большему снижению усталостной прочности ($K_{\sigma^{\circ}} < 2,13$ и $K_{\sigma^{\circ}} < 2,3$ соответственно).

5. Увеличение амплитуды относительных перемещений от величин, характерных для болтовых соединений, $a = 0,008$ до $a = 0,19$ мм приводит к увеличению предельных максимальных напряжений в 1,2 раз.

6. Изменение величины амплитуды относительных перемещений от 0,008 до 0,19 мм оказывает незначительное влияние на изменение усталостной долговечности сплава ВТ6. При числах циклов до разрушения $N < 100000$ изменение амплитуды перемещений не оказывает влияния на усталостную долговечность. При больших значениях N увеличение амплитуды приводит к возрастанию усталостной долговечности сплава ВТ6 до 1,3 раза.

7. Получены формулы для расчета эффективных коэффициентов концентрации напряжений, позволяющие оценить влияние фреттинг-коррозии на усталостные характеристики титанового сплава ВТ6.

8. Оценено влияние материала шайб на изменение характеристик локального НДС. Установлено, что наибольшее влияние проявляется при изготовлении шайбы из титанового сплава ВТЗ-1. Количественно это выражается в повышении уровня максимальных главных растягивающих напряжений эквивалентного отнулевого цикла в полосе в 1.09 раза по сравнению с данной величиной для сочетания материалов титан ВТ6-сталь 30ХГСА и титан ВТ6-алюминий Д16АТ. Для максимальных главных растягивающих деформаций и удельной энергии деформирования эквивалентного отнулевого цикла наблюдается повышение их уровня в 1.05 и 1,08 раза соответственно.

9. Установлено влияние величины контактных давлений на изменение характеристик локального НДС в полосе для всех рассмотренных в работе сочетаний материалов. Повышение величины контактных давлений с 50 до 150 МПа приводит к росту максимальных главных растягивающих напряжений в 1,04 – 1,12 раза, деформаций – в 1,04 – 1.1 раза и удельной энергии деформирования эквивалентного отнулевого цикла – в 1,15 – 1,35 раза.

10. Исследовано влияние материала шайб на характер распределения контактных давлений и микросмещений.

11. Наблюдается неравномерность в характере распределения главных растягивающих напряжений по толщине гладкой полосы в различных ее сечениях в зоне контакта полосы с шайбой. Это свидетельствует о локальном изменении амплитуды циклических напряжений в данных сечениях. Степень неравномерности распределения главных растягивающих напряжений по толщине достигает значений 1,05...1,58 в зависимости от величины контактных давлений и уровня нагружения, причем в большей степени проявление неравномерности наблюдается при малых уровнях нагружения и больших величинах контактных давлений.

12. Характеристики локального НДС гладкой полосы с прижатыми к ней шайбами являются одним из факторов, учитываемых при прогнозировании усталостной долговечности. Другим фактором служит фреттинг-коррозия.

13. Снижение усталостной долговечности гладких титановых конструктивных элементов, обусловленное фреттинг-коррозией, происходит в 40 - 80 раз при $\sigma_{\max 0}=400$ МПа, в 400 - 750 раз при $\sigma_{\max 0}=300$ МПа, в 1500-3000 раз при $\sigma_{\max 0}=250$ МПа по сравнению с долговечностью гладких образцов.

14. Получены расчетно-экспериментальные зависимости для оценки усталостной долговечности гладких плоских образцов из сплава ВТ6, работающих в условиях фреттинг-коррозии.

Список литературы

1. Современные технологии авиастроения /коллектив авторов; под ред. А.Г. Братухина, Ю.Л. Иванова. – М.: Машиностроение, 1999. – 832 с.
2. Гребеников А.Г..Методология интегрированного проектирования и моделирования сборных самолетных конструкций /А.Г. Гребеников. – Х.: Нац. аэрокосм. ун-т «ХАИ», 2006. – 532 с.
3. Многоцелевой палубный истребитель Грумман F-14А «Тамкэт» //Техническая информация. ЦАГИ. - 1976. - № 14. – С. 1-19.
4. Глазунов С.Г. Конструкционные титановые сплавы / С.Г. Глазунов, В.Н. Моисеев / - М.: Металлургия, 1974. – 368 с.

5. Титановые сплавы в машиностроении / Б.Б. Чечулин, С.С. Ушков, И.Н. Разуваева, В.Н. Гольдфайн. - Л.: Машиностроение, 1977. - 248 с.
6. Цвиккер У. Титан и его сплавы: Пер. с нем. / У. Цвиккер. – Берлин–Нью-Йорк, 1974. - М.: Машиностроение. 1979. - 512 с.
7. Технология производства титановых самолетных конструкций / А.Г. Братухин., Б.А. Колачев., В.В. Садков и др. – М.: Машиностроение, 1995. - 448 с.
8. Повышение усталостной прочности деталей из титановых сплавов в условиях фреттинг-коррозии / Кудрявцев И.В., Вейцман М.Г., Вайнштейн В.Г., Бирман Я.Н., Брук В.И. //Авиационная промышленность. – 1976. - № 7. - С. 60 - 61.
9. Сосновский Л.А. Фреттинг-усталость: основные закономерности: Обобщающая статья / Л.А. Сосновский, Н.А. Махутов , В.А. Шуринов // Заводская лаборатория. – 1992. - Т. 58. - № 8. - С. 45 - 62.
10. Фреттинг-износ труб в теплообменниках ядерных реакторов (обзор и приложение результатов экспериментов) // Проблемы трения и смазки: тр. американского общества инженеров-механиков. – 1985. - № 2.. - С. 1 - 9.
11. Петухов А.Н. Метод оценки предела выносливости деталей при фреттинг-коррозии/ А.Н. Петухов //Проблемы прочности и динамики в авиадвигателестроении: труды ЦИАМ. - 1985. - Вып. 3. -№1109.- С. 225 - 238.
12. Уотерхауз Р.Б. Фреттинг-коррозия / Р.Б. Уотерхауз. - Л.: Машиностроение, 1976. - 272 с.
13. Голего Н.Л. Фреттинг-коррозия металлов / Н.Л. Голего, А.Л. Алябьев, В.В. Шевеля. – К.: Техніка, 1974. - 270 с.
14. Waterhouse R. Fretting and tretting fatigue of titanium alloys under condition of high normal load / R.V. Waterhouse // Titanium 80. Sci. and Technol Proc. 4 Int Conf. Kyoto, May 19-22, 1980, Vol 3. New York, 1980. – P. 1837 – 1847.
15. Гребеников А.Г. Расчет выносливости срезного болтового стыка с учетом фреттинг-коррозии / А.Г. Гребеников // Вопросы оптимизации тонкостенных силовых конструкций: темат. сб. науч. тр. ХАИ. Вып. 1. – Х., 1975. - С. 140 - 150.
16. Хэйвуд Р.Б. Проектирование с учетом усталости / Хэйвуд Р.Б.; под ред. И.Ф. Образцова. - М.: Машиностроение, 1969. - 504 с.
17. Сопротивление усталости элементов конструкций / А.З. Воробьев, Б.И. Олькин, В.Н. Стебеньев и др. - М.: Машиностроение, 1990. – 240 с.
18. Конструкционная прочность материалов и деталей ГТД: руководство для конструкторов //Труды ЦИАМ. – 1979. - №835. – 522 с.
19. Стебеньев В.Н. Методика оценки сопротивления усталости соединений / В.Н. Стебеньев //Сопротивление усталости элементов авиаконструкций // Труды ЦАГИ. - 1981. - Вып. 2117. - С. 42 - 54.
20. Порошин С.Н. К вопросу повышения ресурса болтовых соединений / С.Н. Порошин // Некоторые вопросы технологии производства летательных аппаратов: сб. науч. тр. МАИ. – М., Вып. 316.– 1975. – С. 23 - 29.
21. Гребеников А.Г. Оценка усталостной долговечности конструктивных элементов без геометрических концентраторов напряжений из титанового сплава ВТ6 в условиях фреттинг-коррозии / А.Г. Гребеников, В.Н. Клименко, И.С. Кошелев // Вопросы проектирования и повышения ресурса самолетных конструкций: темат. сб. науч. тр. ХАИ. - 1989. - С. 13 - 20.

22. Wanhill R JH. The effect of sheet thickness on flight simulation fatigue crack propagation in 2024-T3, 7475-T761 and mill annealed Ti-6Al-4V. //Journal of the Society of Environmental Engineers. June 1978, v.17, № 2. P. 27 - 32.
23. Трощенко В.Т., Цыбанев Г.В., Хоцяновский А.О. Определение долговечности сталей при фреттинг-усталости / В.Т. Трощенко, Г.В. Цыбанев, А.О. Хоцяновский // Проблемы прочности. – 1988. - №6. – С. 3 – 8.
24. Гребеников А.Г., Клименко В.Н. Сопротивление усталости титанового сплава ВТ6 / А.Г. Гребеников, В.Н. Клименко // Вопросы проектирования и производства конструкций летательных аппаратов: сб. науч. тр. Нац. аэрокосм. ун-та им. Н.Е. Жуковского «ХАИ». - Вып. 42(3). – Х., 2005. - С. 37 – 46.
25. Гребеников А.Г. Экспериментальное исследование особенностей установки болтов с радиальным натягом в отверстия в деталях из титанового сплава / А.Г. Гребеников, В.Н. Клименко // Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии: сб. науч. тр. Нац. аэрокосм. ун-та им. Н.Е. Жуковского «ХАИ». - Вып. 26. – Х., 2005.– С. 62 - 72.
26. Ушаков И.Е. Некоторые обобщения диаграмм выносливости / И.Е. Ушаков // Труды ЦАГИ. – 1980, – Вып. 2003. С. 61 - 74.
27. Степнов М.Н. Статистические методы обработки результатов механических испытаний: справочник / М.Н. Степнов. - М.: Машиностроение, 1985. - 232 с.
28. Методы испытания, контроля и исследования машиностроительных материалов: справ. пособие / под общ. ред. А.Т. Туманова. - М.: Машиностроение, 1974. – Т. 2. – 320 с.
182. Методы оптимизации авиационных конструкций / Н.В. Баничук, В.И. Бирюк, А.П. Сейранян и др. – М.: Машиностроение, 1989. – 296 с.
29. Когаев В.П. Прочность и износостойкость деталей машин: учеб. пособие для машиностроительных специальностей вузов / В.П. Когаев, Ю.Н. Дроздов. - М.: Высш. шк., 1991. – 319 с.
30. Одинг И.А. Теория пределов усталости металлов при несимметричных циклах и сложнонапряженном состоянии / И.А. Одинг //Заводская лаборатория. 1937. - №4. – С. 3-10
31. Хартман К. и др. Планирование эксперимента в исследовании технологических процессов / К. Хартман, Э. Лецкий, В. Шеффер и др. - М.: Мир, 1977. - 552 с.
32. Демиденко Е.З. Оптимизация и регрессия / Е.З. Демиденко. - М.: Наука, 1989. - 296 с.
33. Гребеников А.Г. Методика определения влияния фреттинг-коррозии на усталостную долговечность гладких конструктивных элементов из титанового сплава ВТ6 / А.Г. Гребеников, В.Н. Клименко // Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии: сб. науч. тр. Нац. аэрокосм. ун-та им. Н.Е. Жуковского «ХАИ». - Вып. 29. – Х., 2005. – С. 57 – 68.
34. Гребеников А.Г., Клименко В.Н. Определение возможности выполнения соединений из титанового сплава ВТ6 в зависимости от диаметра, материала болта, величины радиального натяга и толщины соединяемого пакета / А.Г. Гребеников, В.Н. Клименко // Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии: сб. науч. тр. Нац. аэрокосм. ун-та им. Н.Е. Жуковского «ХАИ». - Вып. 28. – Х., 2005. – С. 76 – 84.

35. Гребеников А.Г., Клименко В.Н. Сопротивление усталости полосы с отверстием из титанового сплава ВТ6 в условиях фреттинг-коррозии / А.Г. Гребеников, В.Н. Клименко // Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии: сб. науч. тр. Нац. аэрокосм. ун-та им. Н.Е. Жуковского «ХАИ». - Вып. 30. - Х., 2006. - С. 80 - 89.

36. Механіка руйнування і міцність матеріалів: довід. посібник / під заг. ред. В.В. Панасюка. Під ред.. О.П. Осташа, В.М. Федірка. - Львів: Сполом, 2007. - Т. 9: Міцність і довговічність авіаційних матеріалів та елементів конструкцій / О.П. Осташ, В.М. Федірка, В.М. Учанін, С.А. Бичков та ін. - 1068 с.

37. Методы испытания, контроля и исследования машиностроительных материалов: справ. пособие: в 3 т. - М.: Машиностроение. 1974. - Т. 3 /Под общ. ред. А.Т. Туманова - 320 с.

38. Гребеников А.Г. Принципы и методы обеспечения усталостной долговечности соединений самолетных конструкций с учетом фреттинг-коррозии / А.Г. Гребеников // тр. IV Всесоюз. конф. «Современные проблемы строительной механики и прочности летательных аппаратов». - Х.: ХАИ.-1991. - С. 104.

39. Повышение усталостной прочности деталей из титановых сплавов в условиях фреттинг-коррозии / Кудрявцев И.В., Вейцман М.Г., Вайнштейн В.Г., Бирман Я.Н., Брук В.И. //Авиационная промышленность. - 1976. - № 7. - С. 60 - 61.

40. Василевский Е.Т., Гребеников В.А. Методика назначения допускаемых напряжений для обеспечения заданного ресурса крыла / Е.Т. Василевский, В.А. Гребеников // Вопросы проектирования и производства конструкций летательных аппаратов: сб. науч. тр. нац. аэрокосм. ун-та им. Н.Е. Жуковского «ХАИ». - Вып. 25(2). - Х., - 2000. - С. 116 - 122.

41. Стебенев В.Н. Проектирование соединений элементов конструкций с учетом усталости / В.Н. Стебенев // Труды ЦАГИ. - 1986. - Вып. 2309. - С. 62 - 68.

42. Tale M.B., Rosenfeld S.J. Preliminary investigation of the loads carried by individual bolts in bolted joints / Реф. из NASA TN 1051 May 1946 /; Aero. Engineering Rev., 1946, VIII, vol.5, № 8.

43. Гребеников А.Г. Исследование характеристик локального НДС и контактного взаимодействия при растяжении титановой полосы с прижатыми к ней шайбами / А.Г. Гребеников, В.Н. Клименко, С.П. Светличный // Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии: сб. науч. тр. Нац. аэрокосм. ун-та им. Н.Е. Жуковского «ХАИ». - Вып. 38. - Х., 2008. - С. 63 - 79.

Рецензент: д-р техн. наук, проф. зав. каф. И.В. Малков,
Восточноукраинский Национальный университет, Луганск ,