

Прогнозирование долговечности титановых и алюминиевых сплавов при фреттинг-усталости по различным критериям роста трещины. Сообщение 2. Применение методики для образцов круглого сечения с полуэллиптической трещиной и учет остаточных напряжений

А. О. Хоцяновский

Институт проблем прочности им. Г. С. Писаренко НАН Украины, Киев, Украина

С целью воспроизведения реальных условий фреттинг-усталости в цилиндрических элементах конструкций проведены экспериментальные исследования фреттинг-усталости цилиндрических образцов с вогнутыми цилиндрическими накладками типа "мостик". С использованием известных решений для коэффициентов интенсивности напряжений в полуэллиптических трещинах, растущих в цилиндрических образцах, выполнено прогнозирование кинетики роста фреттинг-усталостных трещин согласно двухпараметрической модели, описанной в сообщении 1. Получена хорошая сходимостъ расчетных значений долговечности с экспериментальными для сплава АМг6Н при варьировании экспериментальными условиями фреттинга (контактной нагрузкой, амплитудой скольжения и коэффициентом трения). Для сплава ВТ9 апробирована методика учета распределения остаточных напряжений в приповерхностных слоях материала при расчете напряженно-деформированного состояния и долговечности в условиях фреттинг-усталости.

Ключевые слова: фреттинг-усталость, стадии развития трещин, эффективный коэффициент интенсивности напряжений, диаграмма усталостного разрушения, расчет долговечности.

Исследования фреттинг-усталости на образцах круглого сечения. Рассмотрим предложенный ранее подход [1] на случай фреттинг-усталости в конструкционных элементах круглого сечения. Для этого рассмотрим аналогию Гианнакопулоса и др. [2] между напряженно-деформированным состоянием (НДС) в вершине трещины, растущей у края контакта плоского штампа с полуплоскостью (рис. 1,а), и трещины, растущей в полуплоскости из вершины V-образного надреза (рис. 1,б). С учетом результатов [1] эту аналогию можно использовать не только с расчетной, но и экспериментальной точки зрения: если при реализации контактной схемы (рис. 1,а) в конкретных материалах (например, в алюминиевых сплавах АМг6Н и А17075-Т6) имеет место рост трещин по механизму сдвига (по типу K_{II}), то это можно реализовать и в аналогичной схеме нагружения (рис. 1,б). Последняя напоминает оптимизированную схему Оцуки [3] для определения характеристик трещиностойкости по типу K_{II} , где прикладываются сжимающие объемные нагрузки, параллельные линии исходной трещины. Прорастивая исходную трещину в одном надрезе путем изгиба, можно создать условия, аналогичные конкретным условиям фреттинга.

Поскольку при малых длинах трещин и высоких градиентах напряжений предложенная для полуплоскости модель [2] переносится на плоские образцы большой ширины и малой толщины, можно предположить, что осесимметричная задача о цилиндрическом теле с круговой V-образной выточкой

может по аналогии иметь те же асимптотические решения, что и контактная задача о равностороннем поджатии цилиндрического тела диаметром D цилиндрической накладкой того же диаметра. Для этого проведем условную ось симметрии X (рис. 1) и представим тела вращения, образованные аналогичными сечениями (рис. 1,а и рис. 1,б).

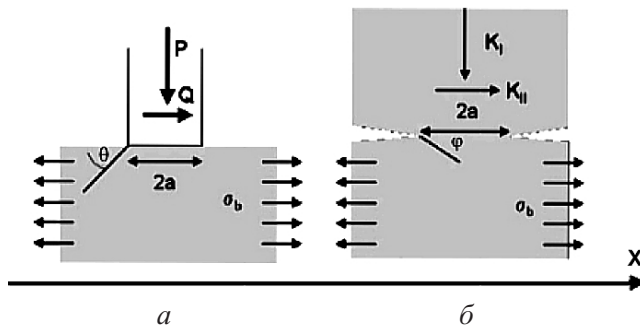


Рис. 1. Эквивалентность задач контакта жесткого штампа с полуплоскостью (а) и нагружения образца с двумя краевыми надрезами (б) согласно аналогии [2].

Если распространить аналогию [2] на полученные тела вращения, то НДС и условия распространения кольцевой наклонной трещины в растягиваемом упругом цилиндрическом образце с насаженным на его цилиндрическую поверхность жестким кольцом прямоугольного сечения сопоставимы с теми, что имеют место в круглом диске с двухсторонними кольцевыми выточками, в котором условно внутренняя и наружная части, разделяемые выточками, жестко закрепляются в захватах испытательной машины и подвергаются циклическому нагружению. К сожалению, при реализации обеих анализируемых схем нагружения очень проблематично получить кольцевые трещины – обязательно появятся полуэллиптические трещины, и осесимметричная задача превратится в трехмерную.

Методика и результаты испытаний образцов круглого сечения с накладками в условиях фреттинг-усталости. Для испытания образцов круглого сечения диаметром 5 мм из сплава АМг6Н (рис. 2,а) были выбраны различные условия фреттинга и накладки из сплава АМг6Н и из стали 30ХГСА с внутренним диаметром 5 мм и длиной (базой) $L^* = 5, 8$ и 12 мм (рис. 2,б). Накладки прижимались к рабочей поверхности образца с помощью приспособления (рис. 3) постоянными усилиями 50 и 100 МПа согласно данным табл. 1.

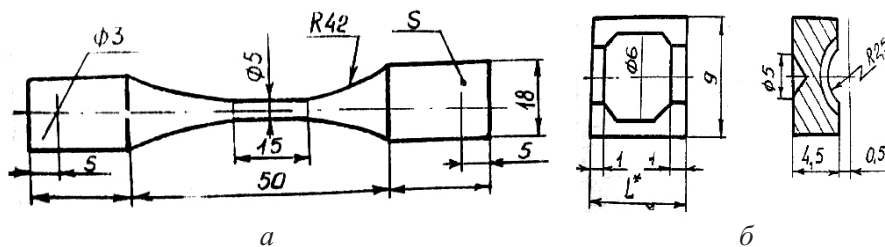


Рис. 2. Схема образцов круглого сечения из сплава АМг6Н (а) и накладок для испытаний на фреттинг-усталость из сплава АМг6Н или стали 30ХГСА (б).

Т а б л и ц а 1

Условия фреттинга, реализуемые при испытаниях цилиндрических образцов с накладками

Материал образца	Материал контртела	Параметры накладки			Номинальное давление P , МПа
		Тип	База, мм	Площадь, мм ²	
АМг6Н	АМг6Н	1	12,0	13,70	50
»	»	1	12,0	13,70	100
»	»	1	8,0	13,70	100
»	»	1	5,0	13,70	100
»	30ХГСА	1	12,0	13,70	50
»	»	1	12,0	13,70	100
ВТ9	ВТ10	2	7,5	9,25	80

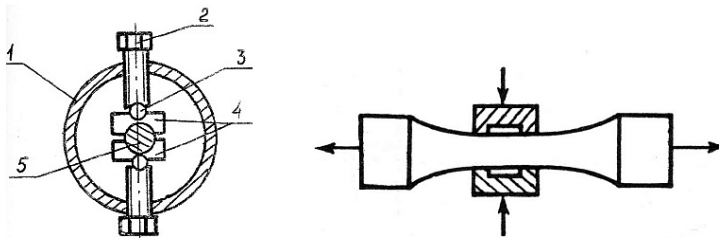


Рис. 3. Крепление накладок к цилиндрическому образцу: 1 – калиброванное кольцо с тензодатчиками; 2 – винт; 3 – стальной шарик; 4 – половинки накладок (контртела); 5 – образец.

Образцы с накладками подвергались циклическому растяжению–сжатию с частотой 36 Гц на испытательной установке МУН-2. По результатам испытаний получено шесть кривых фреттинг-усталости для разных комбинаций материалов, баз и усилий прижатия накладок (табл. 1 и рис. 4).

Анализ фраттографий разрушенных образцов (рис. 5) позволяет установить следующие закономерности разрушения, которые необходимо учитывать в расчетах:

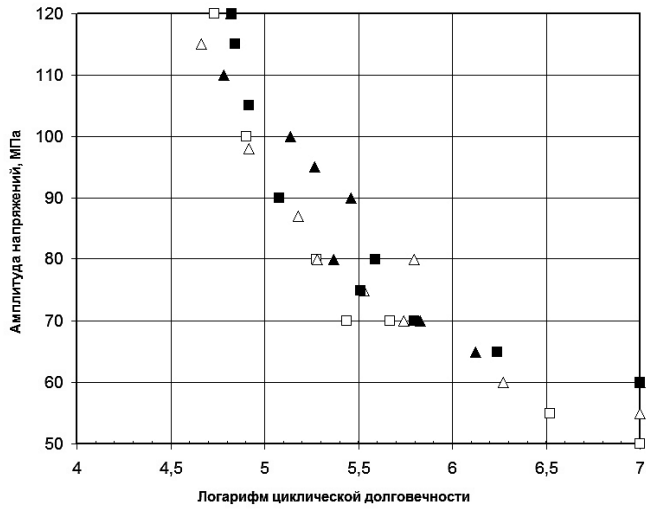
усталостные трещины инициируются на одном из внешних краев накладок (чаще всего со стороны активного захвата);

на большей части контакта края накладки с образцом формируется полукольцевая трещина малой глубины, развивающаяся под переменным углом к поверхности образца;

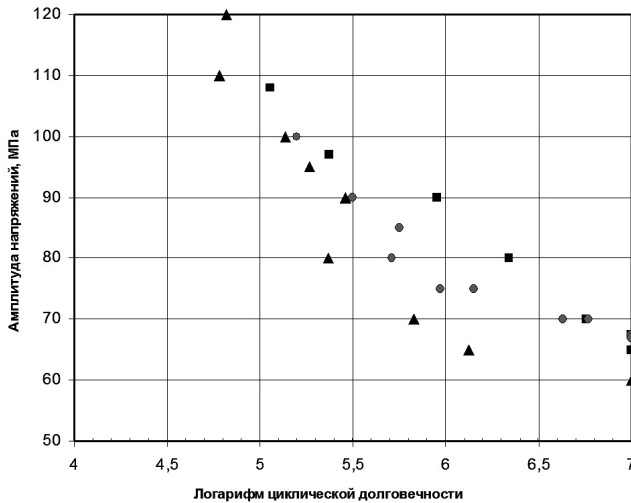
существует участок перехода от полукольцевой (серповидной) трещины к полуэллиптической, фронт которой плавно переходит в нормальное сечение образца.

Для прогнозирования долговечности при фреттинг-усталости в качестве входных данных используются диаграммы трещиностойкости сплава АМг6Н по типу K_I и K_{II} [1], а также результаты специальных трибометрических испытаний, позволяющие оценить коэффициенты трения в конкретных условиях фреттинга.

Трибометрические испытания. Разработанная ранее [4–6] схема трибометрических испытаний образцов круглого сечения с накладками позволяет воспроизвести условия фреттинга без циклического нагружения. При задан-



а



б

Рис. 4. Результаты испытаний на фреттинг-усталость образцов из сплава АМг6Н: а – накладки базой 12 мм из сплава АМг6Н (■, □) или стали 30ХГСА (▲, △) при усилии прижатия $P = 50$ (■, ▲) и 100 МПа (□, △); б – накладки из сплава АМг6Н базой 5 (■), 8 (●) и 12 мм (▲) при усилии прижатия $P = 100$ МПа.

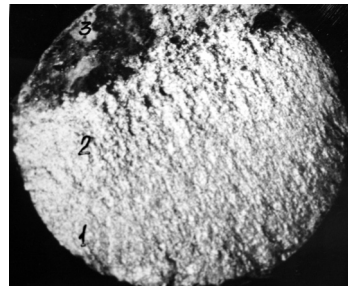
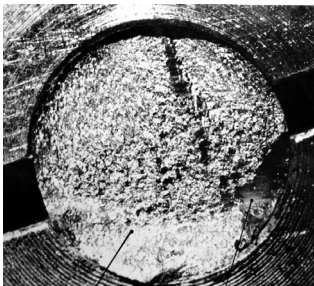


Рис. 5. Типичные фраттографии образцов из сплава АМг6Н, испытанных на растяжение–сжатие при фреттинг-усталости.

ном усилие прижатия P контртел к двум половинкам образца (рис. 6) обеспечивается циклическое перемещение ненагруженного образца относительно контртел при различных значениях амплитуды скольжения краев контактирующих поверхностей $A_{ск}$, измеряемых с помощью электронно-оптической системы и стробоскопического освещения. При этом определяется значение динамического коэффициента трения $\mu = Q/P$ путем измерения тензодатчиками циклического тангенциального усилия Q , передаваемого через пояски трения накладок от одной части образца к другой. Амплитуда скольжения $A_{ск}$ связана с базой накладок (расстоянием между поясками трения) L^* следующим соотношением:

$$A_{ск} = L^* \sigma_a / E,$$

где σ_a – амплитуда объемного циклического напряжения; E – модуль упругости материала образца ($E = 71$ ГПа для АМг6Н).

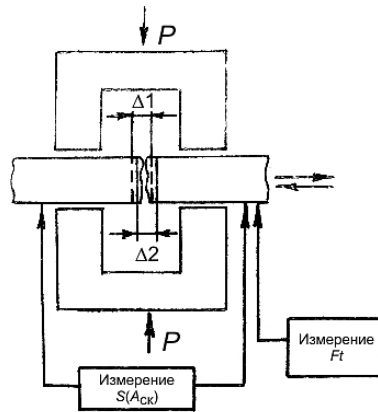


Рис. 6. Схема экспериментального определения триботехнических характеристик материала.

Результаты трибометрических испытаний при двух уровнях нормального давления $P = 50$ и 100 МПа приведены для пар трения АМг6Н–АМг6Н и АМг6Н–30ХГСА (рис. 7). Отметим, что в последнем случае коэффициенты трения выше, чем в первом. При этом для обеих пар трения коэффициенты трения выше при $P = 50$ МПа, чем при $P = 100$ МПа. В области объемных циклических нагрузок, реализованных при испытаниях на фреттинг-усталость ($40 \text{ МПа} < \sigma_a < 130 \text{ МПа}$), амплитуды скольжения $A_{ск}$ (в соответствии с вышеприведенной формулой) варьируются в диапазоне $7...12$ мкм для накладок базой 5 мм и в диапазоне $10...20$ мкм для накладок базой 12 мм.

Расчет долговечности при фреттинг-усталости. Известны трехмерные конечноэлементные решения для цилиндрических образцов с полуэллиптическими трещинами (например, [7, 8]), которые хорошо согласуются с аналитическими расчетами [9], ранее использованными для образцов круглого сечения из сталей [4]. В табл. 2 представлены соответствующие K -гарировки ($Y = A_1x + A_2x^2 + A_3x^3 + A_4x^4 + A_5x^5$, где $x = c/d$ – относительная глубина трещины [9] для образцов круглого сечения с полуэллиптической трещиной).

Значения коэффициентов *K*-тарировки

<i>a/c</i>	<i>A</i> ₁	<i>A</i> ₂	<i>A</i> ₃	<i>A</i> ₄	<i>A</i> ₅
0,2	0,861	1,353	-21,86	342,60	-213,12
0,4	0,703	-0,250	10,20	-7,20	193,03
0,6	0,658	-0,324	5,64	-11,79	97,63
0,8	0,613	-0,554	9,02	-40,47	68,30
1,0	0,505	-0,503	3,01	-19,33	38,33
1,2	0,500	-0,251	4,70	-25,83	43,52

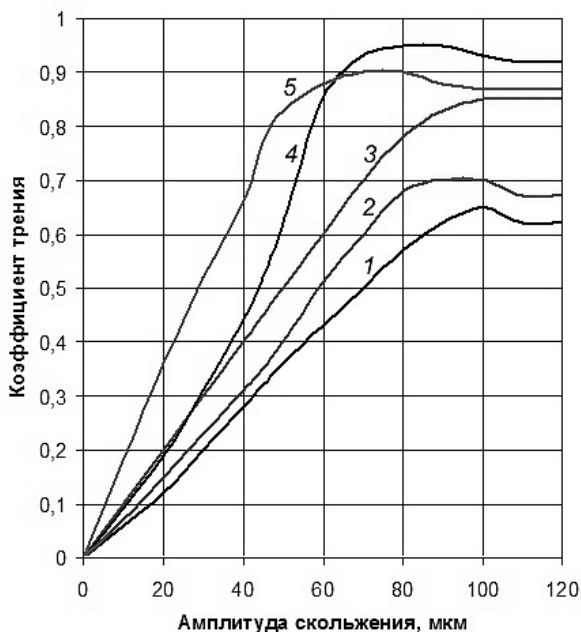


Рис. 7. Зависимость коэффициента трения от амплитуды скольжения в парах трения АМг6Н–АМг6Н базой 12 мм (1 – *P* = 100 МПа, 3 – *P* = 50 МПа); АМг6Н–30ХГСА базой 12 мм (2 – *P* = 100 МПа, 4 – *P* = 50 МПа) и ВТ9–ВТ10 базой 7,5 мм (5 – *P* = 80 МПа).

С использованием результатов фрактографических исследований разрушенных в процессе испытаний на фреттинг-усталость цилиндрических образцов из сплава АМг6Н и исследований кинетики изменения формы полуэллиптических трещин по мере их роста в различных материалах [4, 6, 10] выполнен анализ экспериментальных соотношений глубины полуэллиптических трещин *a* к их длине *c* в зависимости от относительной глубины трещины *c/d*. Согласно результатам [4, 5], приведенным на рис. 8, наблюдается увеличение значения *a/c* по мере роста полуэллиптической трещины до величины порядка 0,75...0,80, что соответствует энергетической выгоды выравнивания коэффициента интенсивности напряжений (КИН) по фронту трещины [9]. Путем статистической обработки указанных экспериментальных результатов была построена осредненная кривая изменения формы трещины (рис. 8), для которой с помощью данных табл. 2 определены параметры аналитической *K*-тарировки, используемые в дальнейшем для расчета КИН.

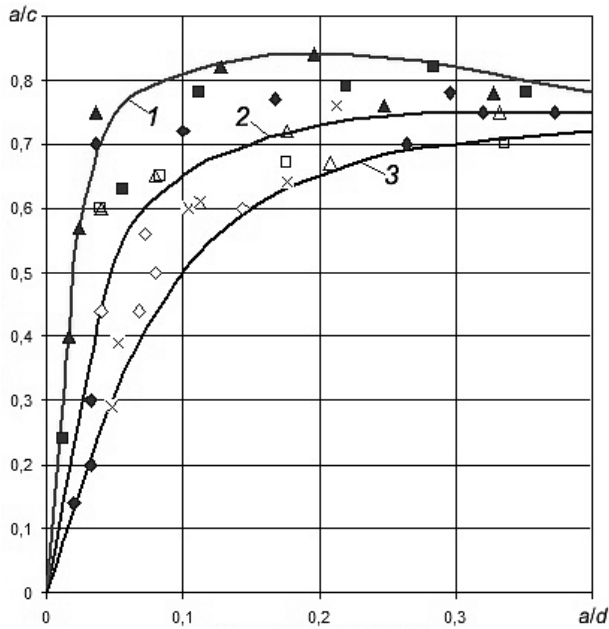


Рис. 8. Изменение формы полуэллиптических трещин в исследованных материалах: 1 – средняя кривая; 2, 3 – предельные случаи; ▲ – сплав АМг6Н; □ – сплав ВТ9; × – сталь 22Г2ТЮ [4]; △ – сталь 08ГСиУТ [4]; ◇ – сталь 15кп [4]; ◆ – сталь НТ60 [9]; ■ – сталь S10С [7].

Соответствующий расчет фреттинг-усталости выполнен с помощью методики, основанной на двухпараметрической модели Оцуки [3], применимость которой к данному материалу показана ранее [1]. Последовательность реализации изложенной методики подробно описана в [4–6]. С использованием значений σ_a , P и базы L^* определяется динамический коэффициент трения и рассчитываются параметры K_I и K_{II} , а по ним – K_σ и K_τ для различных значений глубины трещины. Нижняя граница применимости соответствующих формул механики разрушения определяется длиной начальной трещины $l_0 = 20$ мкм (размер зерна материала).

При заданной длине трещины $l > l_0$ текущие значения параметров K_σ и K_τ сопоставляются соответственно с пороговыми значениями K_{Ith} и K_{IIth} . Тем самым устанавливается параметр механики разрушения (K_σ и K_τ), который контролирует рост трещины длиной l . Ее направление прогнозируют по соответствующим формулам критерия Оцуки [3]. Путем интегрирования соответствующей диаграммы усталостного разрушения ($\Delta K_\tau - dl/dn$ или $\Delta K_\sigma - dl/dn$) определяется приращение Δl длины трещины в течение числа циклов нагружения Δn . Затем расчет повторяется для нового положения вершины трещины вплоть до момента остановки трещины или достижения ею критической длины l_c . Циклическая долговечность определяется суммированием $\Sigma \Delta n = N$ в диапазоне изменения l от l_0 до l_c . Предел выносливости находится по критерию нераспространения трещины.

Расчетные и экспериментальные значения, полученные для различных условий фреттинг-усталости, приведены на рис. 9, 10 и в табл. 3–8. Отметим хорошую сходимость расчетных пределов выносливости с эксперименталь-

ными и систематическое занижение расчетных долговечностей, особенно для накладок базой 5 и 8 мм, когда реализуются самые низкие амплитуды скольжения (7...10 мкм) и постулируется низкое значение динамического коэффициента трения ($\mu < 0,1$). Кроме того, в расчете не учитывалась различная природа материалов накладок АМг6Н и 30ХГСА, а лишь несколько более высокий коэффициент трения в последнем случае (согласно трибометрическим зависимостям на рис. 7). Однако при этом имеют место факторы (трибометрические, точность расчета КИН и K -тарировки, точность прогнозирования траектории трещины и т.д), влияющие на результаты расчетов, которые нуждаются в уточнении в каждом конкретном случае.

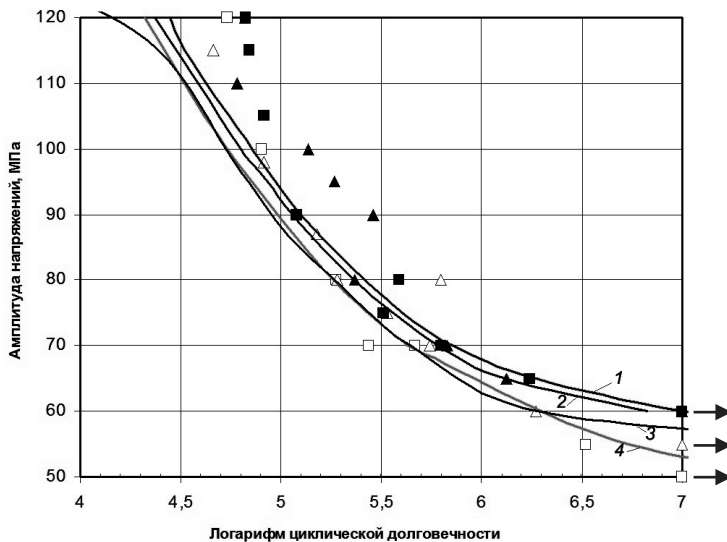


Рис. 9. Расчетные (линии) и экспериментальные (точки) значения долговечности образцов круглого сечения из сплава АМг6Н с накладками базой 12 мм из стали 30ХГСА (1, ■ – $P = 100$ МПа; 4, □ – $P = 50$ МПа) и сплава АМг6Н (2, ▲ – $P = 100$ МПа; 3, △ – $P = 50$ МПа).

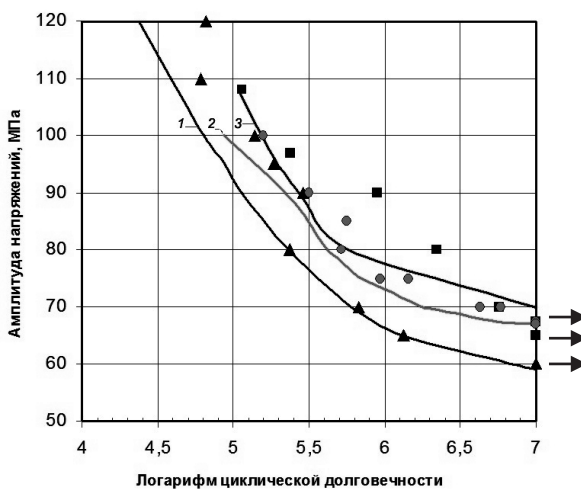


Рис. 10. Расчетные (линии) и экспериментальные (точки) значения долговечности и предела выносливости образцов круглого сечения из сплава АМг6Н с накладками из сплава АМг6Н базой 12 (1, ▲), 8 (2, ●) и 5 мм (3, ■).

Т а б л и ц а 3

Экспериментальные и расчетные значения долговечности и предела выносливости образцов круглого сечения из сплава АМг6Н с накладками базой 12 мм из АМг6Н ($P = 100$ МПа)

№ образца	σ_a , МПа	N_z , цикл	N_p , цикл	δ , %
1	120	66000	23500	-64
2	110	61000	38800	-36
3	100	138000	63700	-53
4	95	186000	86600	-53
5	90	288000	114200	-60
6	80	234000	232400	-1
7	70	676000	604300	-11
8	65	1328000	1323000	-1
9	60	база	6781000	-
Предел выносливости, МПа		60,0	57,5	-4

Примечание. Здесь и в табл. 4-9: δ – относительная погрешность, %.

Т а б л и ц а 4

Экспериментальные и расчетные значения долговечности и предела выносливости образцов круглого сечения из сплава АМг6Н с накладками базой 12 мм из АМг6Н ($P = 50$ МПа)

№ образца	σ_a , МПа	N_z , цикл	N_p , цикл	δ , %
1	125	43000	7000	-60
2	115	46000	2470	-46
3	98	83000	59100	-29
4	87	152000	107800	-29
5	80	191000	184200	-4
6	80	630000	184200	-71
7	75	340000	275700	-19
8	70	552000	440300	-20
9	60	1870000	1890000	1
10	55	база	база	0
11	50	база	база	0
Предел выносливости, МПа		55	55	0

В связи с этим рассмотрим результаты расчета для образца № 8 (табл. 3) из сплава АМг6Н с накладками базой 12 мм из того же материала ($P = 100$ МПа, $\sigma_a = 65$ МПа), для которого была получена наилучшая сходимость расчетных долговечностей с экспериментальными (соответственно 1323000 и 1328000 цикл). Согласно расчетной диаграмме многостадийного разрушения материала (рис. 11), первая стадия роста усталостной трещины (РУТ), описываемая параметром K_τ , занимает примерно 30% долговечности, в то время как стадия РУТ, описываемая параметром K_σ – 70%, причем рост трещины в плоскости, нормальной к поверхности образца, занимает 35% общей долговечности. При этом подрастание трещины от исходного размера 20 мкм до 50 мкм происходит по механизму K_τ в течение первых 30000 цикл нагружения, что

Т а б л и ц а 5

Экспериментальные и расчетные значения долговечности и предела выносливости образцов круглого сечения из сплава АМг6Н с накладками базой 12 мм из стали 30ХГСА ($P = 50$ МПа)

№ образца	σ_a , МПа	N_z , цикл	N_p , цикл	δ , %
1	120	54000	21000	-61
2	100	80000	54000	-32
3	80	190000	184000	-3
4	70	275000	429000	56
5	70	467000	429000	-8
6	55	3310000	5405000	63
7	50	база	база	0
8	50	база	база	0
9	45	база	база	0
Предел выносливости, МПа		50	50	0

Т а б л и ц а 6

Экспериментальные и расчетные значения долговечности и предела выносливости образцов круглого сечения из сплава АМг6Н с накладками базой 12 мм из стали 30ХГСА ($P = 100$ МПа)

№ образца	σ_a , МПа	N_z , цикл	N_p , цикл	δ , %
1	120	67000	28000	-58
2	115	70000	33000	-53
3	105	83000	55000	-34
4	90	120000	126000	5
5	80	389000	263000	32
6	75	324000	406000	26
7	70	630000	713000	13
8	65	1740000	1861000	7
9	60	база	база	0
10	55	база	база	0
Предел выносливости, МПа		60,0	62,5	4

соответствует 3% общей долговечности. Таким образом, варьирование исходным размером дефекта в указанном диапазоне не приводит к значительному изменению расчетной величины долговечности. Согласно расчетным результатам, переход от стадии РУТ по механизму K_r к стадии, контролируемой параметром K_σ , происходит при глубине полуэллиптической трещины, равной $l_1 = 0,123$ мм; переход фронта трещины в плоскость, нормальную к поверхности образца, реализуется при глубине трещины $l_2 = 0,260$ мм, а критическая вязкость разрушения достигается при глубине трещины $l_3 = 2,85$ мм. Расчетные углы отклонения фронта трещины от нормали составляют 42 и 23° при глубине трещины 0,05 и 0,15 мм соответственно.

Фрактографический анализ поверхности разрушения образца показывает, что для нее характерны признаки стадийного развития трещины. Трещина инициируется в одной из точек края контакта накладок с боковой поверхностью

Т а б л и ц а 7

Экспериментальные и расчетные значения долговечности и предела выносливости образцов круглого сечения из сплава АМг6Н с накладками базой 8 мм из сплава АМг6Н ($P = 100$ МПа)

№ образца	σ_a , МПа	N_3 , цикл	N_p , цикл	δ , %
1	100,0	158000	86000	-46
2	90,0	316000	220000	-30
3	85,0	562000	313000	-44
4	80,0	514000	418000	-19
5	75,0	936000	670000	-28
6	75,0	1426000	670000	-53
7	70,0	4266000	1327000	-69
8	70,0	5890000	1327000	-77
9	67,5	база	5700000	-
10	65,0	база	база	0
Предел выносливости, МПа		67,5	65,0	4

Т а б л и ц а 8

Экспериментальные и расчетные значения долговечности и предела выносливости образцов круглого сечения из сплава АМг6Н с накладками базой 5 мм из сплава АМг6Н ($P = 100$ МПа)

№ образца	σ_a , МПа	N_3 , цикл	N_p , цикл	δ , %
1	108,0	114000	107000	-6
2	97,0	237000	166000	-30
3	90,0	898000	272000	-70
4	80,0	2198000	568000	-74
5	70,0	5728000	база	-
6	67,5	база	база	0
7	65,0	база	база	0
Предел выносливости, МПа		67,5	70,0	4

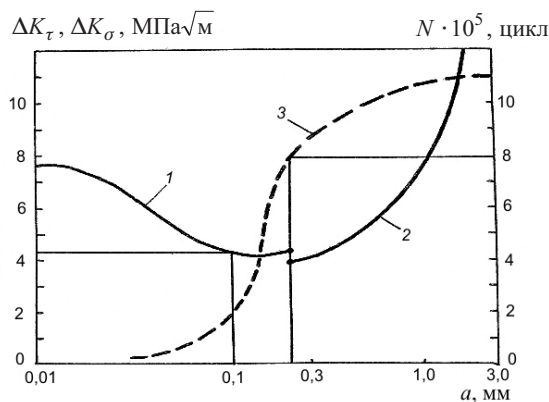


Рис. 11. Расчетная кинетическая диаграмма разрушения цилиндрического образца из сплава АМг6Н с накладками базой 12 мм из сплава АМг6Н при значениях $\sigma_a = 65$ МПа и $P = 100$ МПа (долговечность $N_3 = 1328000$ цикл): 1 – зависимость параметра K_τ от длины трещины a ; 2 – зависимость параметра K_σ от длины трещины a ; 3 – увеличение длины трещины a с наработкой N .

образца, причем преобладает одноочаговое зарождение трещины. Изображения, полученные формированием контакта во вторичных электронах при ускоряющем напряжении 30 кВ, позволяют установить зону фреттинг-износа поверхностного слоя материала (1 на рис. 12,а), зоны вязкого разрушения (2 на рис. 12,а,б), зоны разрушения по механизму отрыва (3 на рис. 12,в), зоны долома материала (4 на рис. 12,в).

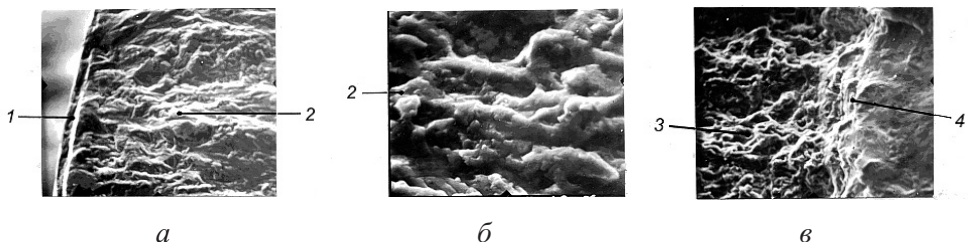


Рис 12. Фрактографии образца из сплава АМг6В, разрушенного в условиях фреттинг-усталости.

При этом границы зоны соответствуют следующим расстояниям от поверхности образца в направлении РУТ: $l_0 = 0,035$ мм; $l_1 = 0,12-0,14$ мм; $l_2 = 3,06$ мм, а угол отклонения фронта трещины от нормали к поверхности образца составляет $48...50^\circ$ на расстоянии 0,05 мм от поверхности образца и $19...24^\circ$ на расстоянии 0,15 мм. Полученные экспериментальные результаты хорошо согласуются с расчетной диаграммой стадийного разрушения. При этом оказывается, что в диапазоне изменения глубины трещины $l_1 = 0,12-0,14$ мм, соответствующем изменению механизма РУТ (согласно расчету при $l_1 = 0,123$ мм), фрактографические признаки вязкого разрушения менее выражены, чем в начальной стадии РУТ, при $l > 0,14$ мм наблюдаются признаки разрушения по механизму отрыва.

Фрактографический анализ нескольких образцов того же типа позволяет предположить, что зона фреттинг-износа развивается в течение всей наработки, а продукты износа, попадая в открытую микротрещину, оказывают расклинивающее действие, вследствие чего уменьшается долговечность.

Учет остаточных напряжений при оценке долговечности в условиях фреттинг-усталости. Для учета влияния остаточных напряжений на долговечность материала в условиях фреттинг-усталости с позиций линейной механики разрушения в расчетную схему для материала без остаточных напряжений достаточно внести составляющую КИН от остаточных напряжений (как правило, отрицательную). В работе [10] такой подход был реализован для плоских виброупрочненных образцов из сплава Ti-6Al-4V: суперпозиция поля остаточных напряжений на поля контактных и объемных напряжений применялась для упрощенной эпюры остаточных напряжений, приближенно описывающей результаты виброупрочнения плоских образцов.

Аналогично подходу [10] был выполнен учет упругих остаточных напряжений в рамках изложенной выше расчетной методики для цилиндрических образцов.

Данная расчетная методика использовалась для прогнозирования долговечности виброупрочненных цилиндрических образцов из сплава ВТ9

(рис. 13,а) с накладками базой 7,5 мм из сплава ВТ10 (рис. 13,б), прижатых усилием, соответствующим номинальному нормальному давлению $P = 80$ МПа (табл. 1).

Виброупрочнение образцов круглого сечения из сплава ВТ9 проводилось по технологии, выбранной из расчета минимизации остаточных напряжений в поверхностном слое, на установке УВД-4А в следующем режиме: рабочая среда – стальные шарики диаметром 4,5 мм, частота колебаний – 5 Гц, амплитуда колебаний – 50 мм, время упрочнения – 25 мин.

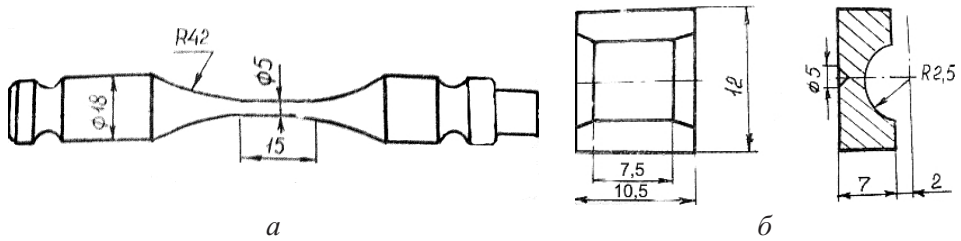


Рис. 13. Схема образцов круглого сечения из сплава ВТ9 (а) и накладок из сплава ВТ10 (б).

Трибометрические испытания для виброупрочненных образцов с накладками проводились аналогично ранее описанному для сплава АМг6Н. Трибометрическая зависимость для пары образец из ВТ9–накладка из ВТ10 представлена на рис. 7 (кривая 5).

Циклические испытания на растяжение–сжатие в условиях фреттинга проводились аналогично вышеописанному для сплава АМг6Н, а их результаты представлены в табл. 9.

Т а б л и ц а 9

Экспериментальные и расчетные значения долговечности и предела выносливости образцов круглого сечения из сплава ВТ9 с накладками базой 7,5 мм из сплава ВТ10 ($P = 80$ МПа)

№ образца	σ_a , МПа	N_s , цикл	N_p , цикл	δ , %
1	190	148000	239300	61
2	180	298000	313800	5
3	175	312000	370900	19
4	175	468000	370900	-21
5	170	525000	455400	-13
6	165	590000	600700	2
7	165	773000	600700	-22
8	160	764000	946900	24
9	155	864000	4162000	380
10	155	897000	4162000	364
11	150	база	база	0
12	145	база	база	0
Предел выносливости, МПа		150,00	152,25	2

Для последующих расчетов был выполнен анализ фрактографий образцов, в результате чего установлена схема распространения полуэллиптической трещины из пятна контакта в образце круглого сечения из сплава ВТ9 в условиях фреттинг-усталости (рис. 14).

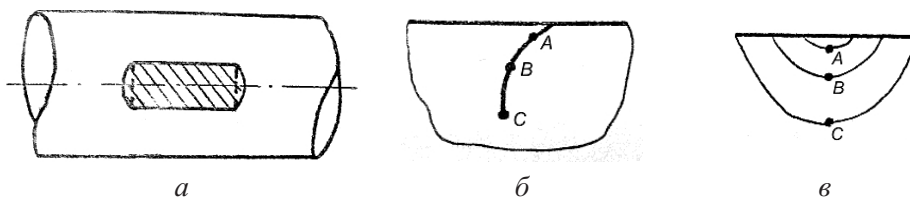


Рис. 14. Схема распространения полуэллиптической трещины в образце круглого сечения из сплава ВТ9 в условиях фреттинг-усталости: а – пятно контакта; б, в – текущие положения фронта трещины.

При расчете постулировалось параболическое распределение нормальных и касательных поверхностных погонных усилий по длине площадки контакта. Кроме того, предполагалось, что в течение нескольких тысяч циклов на границе зоны фреттинга формируется полуэллиптическая трещина длиной, равной ширине площадки трещины, дальнейший рост которой происходит с изменением формы фронта, описываемым осредненной кривой *l* на рис. 8. Расчет начинается с момента достижения трещиной глубины, равной 2-3 микроструктурным размерам данного сплава (порядка 20 мкм), при этом особенности поверхностного слоя образца, обусловленные предварительным виброупрочнением, учитываются следующим образом. Используется эпюра распределения остаточных напряжений в поверхностном слое образца (рис. 15), полученная с помощью электронно-измерительной системы М-217, с записью на потенциометре КСП-4. Исходя из принципа суперпозиции, рост полуэллиптических усталостных трещин в материале с остаточными напряжениями, распределенными по известному закону, может быть описан с помощью характеристик трещиностойкости исходного материала путем использования эффективных коэффициентов интенсивности напряжений, представляющих собой сумму составляющих от остаточных и циклических напряжений.

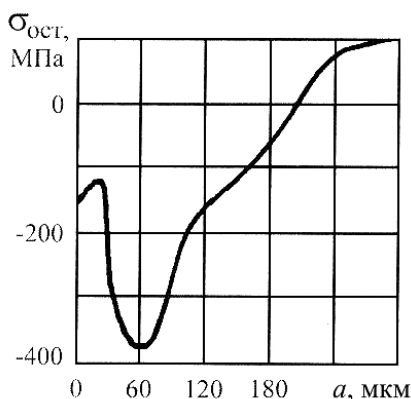


Рис. 15. Распределение остаточных напряжений в приповерхностных слоях образца круглого сечения из сплава ВТ9 после виброупрочнения.

Для расчета коэффициента интенсивности остаточных напряжений $K_I^{ост}$ в вершине полуэллиптической трещины заданной глубины a с заданным отношением глубины a к полудлине c , растущей в поле остаточных напряжений с заданным законом распределения, используется метод весовых функций [11] и его программное обеспечение [6]. В качестве исходных данных в расчетную программу вводятся различные значения глубины и коэффициента формы полуэллиптической трещины и задается в полиномиальном виде распределение остаточных напряжений (рис. 15). Остаточные напряжения сжатия растут по абсолютной величине от 100...120 МПа в поверхностном слое до 380...390 МПа на глубине 60–70 мкм и плавно стремятся к нулю на глубине 150–160 мкм.

В результате получены расчетные значения коэффициентов интенсивности остаточных напряжений $K_I^{ост}$ для различных точек фронта полуэллиптических трещин разных форм и глубин в цилиндрическом образце с заданным законом распределения остаточных напряжений (рис. 16).

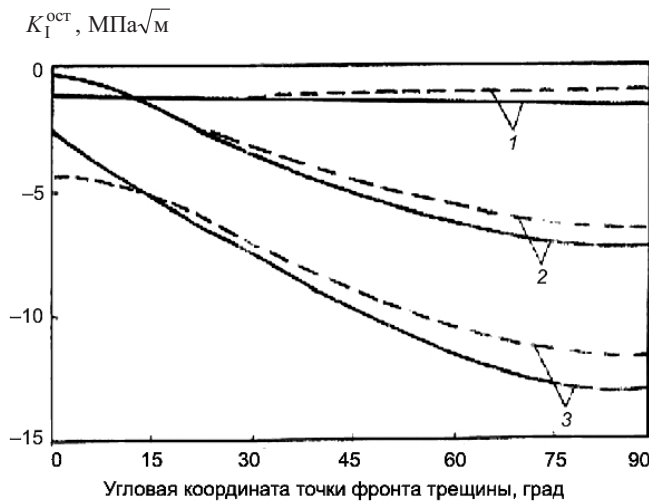


Рис. 16. Расчетные значения коэффициентов интенсивности остаточных напряжений в различных точках фронта трещины: 1 – $a = 50$ мкм; 2 – $a = 100$ мкм; 3 – $a = 200$ мкм; сплошные линии – $a/c = 0,2$; штриховые – $a/c = 0,5$.

Как видно из рис. 16, с увеличением глубины трещины a и (или) отношения a/c растет по абсолютной величине отрицательное значение параметра $K_I^{ост}$, что наиболее существенно проявляется в точке фронта трещины, максимально удаленной от поверхности образца. С использованием полученных расчетных результатов и осредненной кривой изменения формы фронта полуэллиптической трещины была определена зависимость $K_I^{ост} - a$ (рис. 17), которая может быть представлена в следующем аналитическом виде:

$$K_I^{ост} = 5,252 - 144,9a - 0,78a^2 + 0,0138a^3 - 6,19 \cdot 10^{-5} a^4 + 9,2 \cdot 10^{-8} a^5$$

при $a \leq 0,4$ мм.

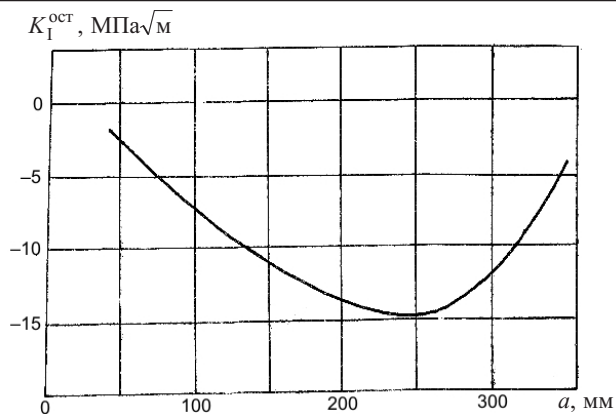


Рис. 17. Изменение коэффициентов интенсивности остаточных напряжений в вершине трещины в зависимости от ее глубины a .

Зависимость $K_I^{ост} - a$ вместе с триботехническими зависимостями, полученными экспериментально для виброупрочненных образцов (рис. 7), и характеристиками циклической трещиностойкости для стандартных плоских образцов, описанных ранее [1], была введена в программу расчета долговечности виброупрочненных цилиндрических образцов из сплава ВТ9 с накладками базой 7,5 мм из сплава ВТ10, прижатых усилием, соответствующим номинальному нормальному давлению $P = 80$ МПа. Результаты расчета, приведенные в табл. 9 и на рис. 18, и экспериментальные результаты показывают следующее:

а) расчетные и экспериментальные значения предела выносливости хорошо согласуются между собой;

б) при амплитуде циклического напряжения, близкой к пределу выносливости (155 МПа), расчет дает неконсервативную оценку, тогда как при более высоких уровнях напряжения максимальное отклонение расчетных точек от экспериментальных не превышает 24%. Таким образом, установлена удовлетворительная корреляция между расчетными и экспериментальными результатами.

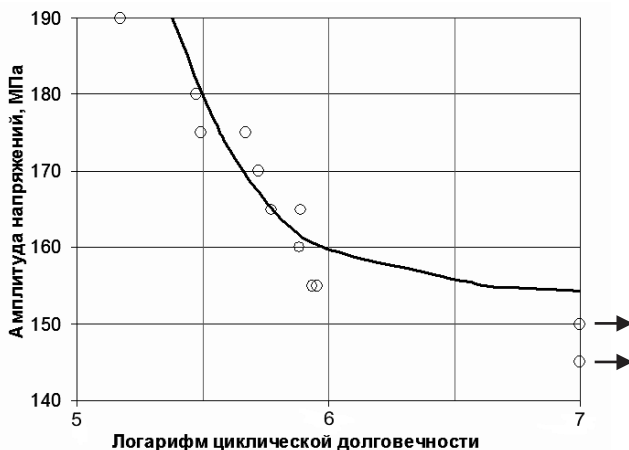


Рис. 18. Расчетная кривая усталости виброупрочненных образцов круглого сечения из сплава ВТ9 с накладками из сплава ВТ10 (линия) и экспериментальные точки.

Для сопоставления расчетных данных по кинетике разрушения сплава ВТ9 в условиях фреттинг-усталости с экспериментальными выполнен сравнительный анализ размеров и ориентации зон разрушения, соответствующих различным стадиям РУТ в образце с накладками из сплава ВТ10 при амплитуде циклического напряжения 160 МПа. Исследование фрактографий с помощью электронного микроскопа Stereoscan S4-10 позволяет обнаружить такие закономерности разрушения (рис. 19): одноочаговость разрушения и наличие зон разрушения по механизму сдвига и механизму отрыва. Расчетные и экспериментальные значения глубины трещины, соответствующие границам различных переходных участков РУТ, приведены на рис. 20. Видно, что расчетная глубина переходной точки изменения стадии РУТ с механизма сдвига на механизм отрыва (0,21 мм) несколько выше соответствующего экспериментального диапазона (0,16–0,18 мм), а расчетные размеры различных зон разрушения удовлетворительно совпадают с экспериментальными (погрешность не превышает 16%).

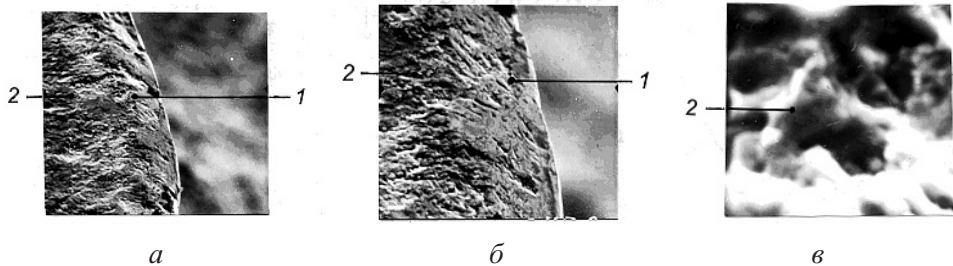


Рис. 19. Фрактография виброупрочненного образца из сплава ВТ9, разрушенного в условиях фреттинг-усталости: 1 – зона разрушения по механизму сдвига; 2 – зона разрушения по механизму отрыва (*a* – $\times 130$; *b* – $\times 150$; *в* – $\times 1300$).

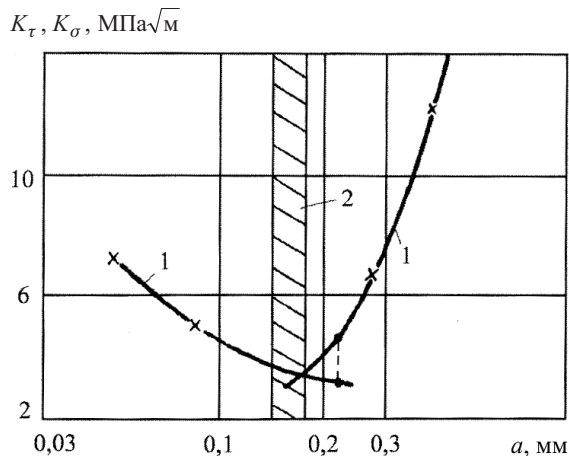


Рис. 20. Сравнение расчетных (1) зависимостей РУТ с экспериментальными (2) для сплава ВТ9.

Это свидетельствует о применимости предложенного подхода к случаю фреттинг-усталости цилиндрических образцов из титанового сплава ВТ9, подвергнутых предварительному виброупрочнению. Предположительно консервативность оценки ограниченных долговечностей может быть повышена

за счет использования экспериментальных данных по релаксации при работе остаточных напряжений в приповерхностных слоях, обусловленных термосиловыми взаимодействиями поверхностей образца и контртела.

Выводы

1. Разработанная методика расчета долговечности при фреттинг-усталости, основанная на двухпараметрическом подходе Оцуки, применена к образцам круглого сечения с полуэллиптическими трещинами и показала хорошую сходимость результатов для исследованных сплавов АМг6Н и ВТ9.

2. Расчетные значения пределов выносливости в условиях фреттинга хорошо согласуются с экспериментальными. При этом расчетные значения долговечности систематически занижены по сравнению с экспериментальными. Это объясняется тем, что стадия инициирования трещины не учитывается в расчетах живучести. Предлагается комбинировать предложенный подход с методиками оценки длительности стадии инициирования трещин с позиций многоциклового усталости.

3. На примере расчета нескольких образцов показано, что стадия РУТ по механизму сдвига может занимать до 30% долговечности, а по механизму отрыва – до 70%.

4. Использование метода весовых функций позволяет учитывать влияние остаточных напряжений, вызванных виброупрочнением, на кинетику РУТ и долговечность при фреттинг-усталости сплава ВТ9.

Резюме

Із метою відтворення реальних умов фреттинг-утоми у циліндричних елементах конструкцій проведено експериментальні дослідження фреттинг-утоми циліндричних зразків з увігнутими циліндричними накладками типу “місток”. Із використанням відомих розв’язків для коефіцієнтів інтенсивності напружень у напівеліптичних тріщинах, що розвиваються в циліндричних зразках, виконано прогнозування кінетики росту фреттинг-утомних тріщин за допомогою двопараметричної моделі, описаної у повідомленні 1. Отримано задовільну збіжність розрахункових значень довговічності з експериментальними для сплаву АМг6Н з варіюванням експериментальних умов фреттингу (контактним навантаженням, амплітудою ковзання та коефіцієнтом тертя). Для сплаву ВТ9 апробовано методику, що дозволяє врахувати розподіл залишкових напружень у приповерхневих шарах матеріалу при розрахунках напружено-деформованого стану та довговічності в умовах фреттинг-утоми.

1. Хоцяновский А. О. Прогнозирование долговечности титановых и алюминиевых сплавов при фреттинг-усталости по различным критериям роста трещины. Сообщ. 1. Экспериментальные и расчетные методики // Пробл. прочности. – 2010. – № 6. – С. 76 – 104.
2. Giannakopoulos A. E., Lindley T. C., and Suresh S. Aspects of the equivalence between contact mechanics and fracture mechanics: theoretical connections and a life-prediction methodology for fretting fatigue // Acta Mater. – 1998. – 46, No. 9. – P. 2955 – 2968.

3. *Otsuka A., Fujii Y., and Maeda K.* A new testing method to obtain mode II fatigue crack growth characteristics of hard materials // *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.* – 2004. – **27**. – P. 203 – 212.
4. *Троценко В. Т., Цыбанев Г. В., Хоцяновский А. О.* Долговечность сталей при фреттинг-усталости // *Пробл. прочности.* – 1988. – № 6. – С. 3 – 8.
5. *Troshchenko V. T., Tsybanev G. V., and Khotsyanovsky A. O.* Two-parameter model of fretting fatigue crack growth // *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.* – 1994. – **17**, No. 1. – P. 15 – 23.
6. *Хоцяновский А. О.* Прогнозирование долговечности конструкционных сталей и сплавов при фреттинг-усталости на стадии развития усталостной трещины: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Киев, 1990. – 24 с.
7. *Carpinteri A.* Shape change of surface cracks in round bars under cyclic axial loading // *Int. J. Fatigue.* – 1993. – **15**. – P. 21 – 26.
8. *Carpinteri A. and Majorana C.* Fatigue growth of edge flaws in cylindrical bars // *Strength Mater.* – 1995. – **27**, No. 1-2. – P. 14 – 22.
9. *Athanassiadis A., Boissenot J. M., and Brevet P.* Facteurs d'intensite de contrainte et force d'extension de fissure dans le cas d'une fissure transversale dans un fil cylindrique // *Bull. Liaison Lab. Ch.* – 1980. – **105**, No. 1. – P. 73 – 78.
10. *Chambon L. and Journet B.* Modelling of fretting fatigue in a fracture-mechanics framework // *Tribology Int.* – 2006. – **39**. – P. 1120 – 1226.
11. *Вайниток В. А., Варфоломеев И. В.* Расчет весовых функций и коэффициентов интенсивности напряжений для полуэллиптической трещины в слое // *Механика тверд. тела.* – 1988. – № 2. – С. 132 – 139.

Поступила 08. 02. 2010