

Усталость титанового сплава VT1-0 с вакуум-плазменным покрытием при плоском напряженном состоянии

А. Г. Трапезон, Б. А. Ляшенко

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

Усталостные испытания листового титанового сплава VT1-0 на образцах с покрытием TiN показали, что в условиях плоского напряженного состояния упрочняющая способность покрытия не изменяется, обеспечивая повышение предела выносливости на 15...20% независимо от соотношения главных напряжений $\sigma_2/\sigma_1 \geq 0$. Для прогнозирования предела выносливости тонколистовых материалов с покрытиями в случае $\sigma_2/\sigma_1 \geq 0$ предлагается критерий $\sigma_{-1} = (\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \sigma_1\sigma_2)/(\sigma_1 - \nu\sigma_2)$, который был ранее разработан для материалов без покрытий.

Ключевые слова: сопротивление усталости, экспериментальная методика, плоское напряженное состояние, упрочняющие покрытия, критерии прочности, прогнозирование выносливости.

Введение. При проектировании элементов конструкций, предназначенных для эксплуатации при переменных нагрузках, важно учитывать влияние вида напряженного состояния на их сопротивление усталости. Из-за ограниченности опытных данных возникает необходимость в использовании расчетных моделей в виде различных критериев предельного состояния материалов. Большинство из таких критериев разработано для статического нагружения, и применительно к переменному деформированию далеко не всегда обнаруживается приемлемое соответствие между полученными с их помощью расчетными и экспериментальными данными. Многие результаты исследований по оценке сопротивления усталости материалов при сложном напряженном состоянии (СНС) обобщены в работах [1, 2]. Там же приведены библиографические сведения и многочисленные экспериментальные результаты, сопоставляемые с соответствующими критериями, перечень которых с дополнениями содержится в [3]. Данные, представленные в известных литературных источниках, показывают, что разработанные для прогнозирования усталостной прочности критерии в виде эмпирических соотношений Гафа–Полларда или Серенсена, близких к классическому критерию Генки–Губера–Мизеса, удовлетворительно соответствуют случаю одновременного изгиба и кручения, чему отвечает отношение главных напряжений $\sigma_2/\sigma_1 < 0$. Непосредственно использовать эти критерии при двухосном растяжении–сжатии ($\sigma_2/\sigma_1 > 0$), как показывает анализ известных опытных данных, не всегда оправдано. Тем не менее такой подход часто аргументирован тем, что базой для критерия Генки–Губера–Мизеса служит более-менее физически обоснованная энергетическая концепция. Очевидно, что по-прежнему наиболее надежными для случая $\sigma_2/\sigma_1 > 0$ должны оставаться результаты, полученные из экспериментов.

В исследовательской практике отношение $\sigma_2/\sigma_1 > 0$ чаще всего реализуется при нагружении тонкостенных труб внутренним пульсирующим давлением и осевой нагрузкой. Комбинацией величин и видов нагрузок от пульсирующего до постоянного давления и от статической осевой нагрузки до вибрационной можно получить довольно широкий спектр отношений $\sigma_2/\sigma_1 > 0$. Учитывая, однако, что при такого вида испытаниях на выносливость в большинстве случаев будет иметь место асимметричное нагружение, экспериментальные результаты в принципе не должны соответствовать классическим критериям (теориям прочности), которые по определению действительны только при синфазном статическом нагружении. Только при нагруже-

нии внутренним пульсирующим давлением (коэффициент асимметрии равен нулю), по-видимому, можно предположить возможное приближение результатов к тем, которые постулируются каким-либо из классических критериев. В иных, отличных от этого, случаях используются специально разработанные критериальные соотношения (Зодерберга, Марина, Биргера, Серенсена, Стейнфильда и др.), частично учитывающие асимметрию.

В настоящее время, как отмечалось в работе [4], известно более 200 различных критериев, что подтверждает особую сложность проблемы, с одной стороны, и ее актуальность – с другой. Методы испытаний, реализующие в чистом виде отношение $\sigma_2/\sigma_1 > 0$, когда главные напряжения одного знака действуют синфазно симметричными циклами, встречаются довольно редко [5], несмотря на их востребованность, обусловленную условиями эксплуатации элементов пластинчатого и оболочечного типа. Между тем именно такие отношения главных напряжений, не исключая и случай $\sigma_2/\sigma_1 < 0$ (циклическое кручение), наиболее приемлемы при анализе и сопоставлении экспериментальных данных, полученных на основе критериев статической прочности, поскольку здесь по определению не нарушается синфазность напряжений и обеспечивается симметричное циклическое нагружение. Практически данный вид плоского напряженного состояния реализуется при резонансных поперечных колебаниях пластинчатых образцов [6].

В настоящей работе используются разработанные ранее [7–9] способы и методика усталостных испытаний, с помощью которых обеспечивается усталостное разрушение в обусловленном месте при различных отношениях $\sigma_2/\sigma_1 > 0$. Результаты анализируются с помощью известных критериев, в том числе критерия, разработанного для случая $\sigma_2/\sigma_1 > 0$, учитывающего энергию и направленность процесса усталостного разрушения [10, 11].

Целью работы является исследование влияния вакуум-плазменного покрытия TiN на сопротивление усталости титанового сплава ВТ1-0 в условиях плоского напряженного состояния (ПНС) при $\sigma_2/\sigma_1 = 0; 0,66; 0,86; 0,94$. При этом на основе экспериментальных данных необходимо установить количественные характеристики такого влияния, сопоставив их с эквивалентными характеристиками, полученными по различным критериям прочности при СНС. Практическое значение работы при ее положительных результатах состоит в возможности назначения или уточнения величин допускаемых напряжений при проектировании пластинчатых, дисковых или оболочечных элементов конструкций, эксплуатируемых в условиях СНС.

Особенности методики и ее реализация. Используется расчетно-экспериментальная методика определения предела выносливости на образцах балочного и пластинчатого типа, подверженных резонансным изгибным колебаниям на высоких частотах нагружения. Высокая частота – залог успешного решения поставленной задачи в реальные сроки, так как существенно сокращаются временные затраты на весь комплекс исследования. Методика реализуется на магнитострикционной усталостной установке с номинальной рабочей частотой 10 кГц. Покрытие на образцы толщиной 6-7 мкм наносили с помощью установки ННВ-6,6-И1 типа “Булат” методом PVD (физическое осаждение из парогазовой фазы), который является промышленным методом, применяемым как в Украине, так и за рубежом. Технологические особенности нанесения покрытия изложены ранее [12].

Образцы для испытаний на усталость при одноосном напряженном состоянии изготавливали в виде балок постоянного поперечного сечения (рис. 1,а), а образцы для испытаний при ПНС – в виде круглых пластин постоянной толщины (рис. 1,б). Для максимально возможного исключения влияния части неконтролируемых металлургических факторов на результаты все образцы вырезали из одного листа технического титана ВТ1-0. Частично с этой целью использовали однотипный способ

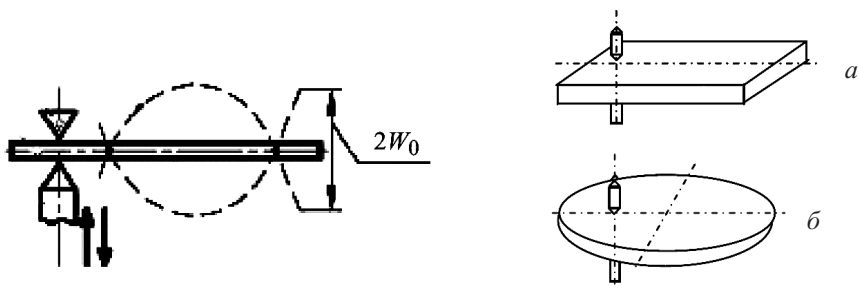


Рис. 1. Схема испытаний балочных (а) и пластинчатых (б) образцов.

закрепления балочных и пластинчатых образцов на рабочей части испытательной установки, реализующий схему точно-шарнирной заделки (рис. 1).

При таком способе закрепления после возбуждения колебаний по соответствующим формам усталостное разрушение происходит вне заделки, в зоне пучности колебаний в сечении, где действуют максимальные циклические напряжения σ_{\max} (балка) или максимальные главные напряжения $\sigma_{1,2} = \sigma_{\max}$ (пластина).

Напряжения рассчитываются по внешне однотипным формулам:

$$\sigma_{\max} = (2W_0) \frac{EH}{l^2} \sigma' \quad (\text{балка}); \quad (1a)$$

$$\sigma_{\max} = (2W_0) \frac{EH}{R^2} \sigma'_{1,2} \quad (\text{пластина}), \quad (16)$$

где $2W_0$ – размах колебаний свободного конца образца, измеряемый и поддерживаемый в процессе испытаний; E – модуль Юнга материала основы; l – длина консольной части балки; H – толщина основы; R – радиус пластины; σ' , $\sigma'_{1,2}$ – числовые коэффициенты, зависящие от форм колебаний и координат места действия разрушающих напряжений σ_{\max} и определяемые по методикам [13] для балки и [14] для пластины.

Наличие тонкопленочных покрытий, каковыми являются вакуум-плазменные покрытия толщиной $h = 1-10$ мкм, не требует уточнения формул (1) и связанных с их выводом расчетных соотношений, поскольку при $h \ll H$ допустимо, как было показано ранее [9], их прямое использование. Особенность композиций основа-покрытие – наличие в покрытии и поверхностных слоях основного материала технологических остаточных напряжений $\sigma_{\text{ост}}$, которые могут играть заметную роль в упрочнении (или разупрочнении) конструктивных элементов. При экспериментальном определении циклической прочности материала с вакуум-плазменными тонкопленочными покрытиями остаточные напряжения $\sigma_{\text{ост}}$, особенности технологического процесса, поверхностные и структурные эффекты учитываются автоматически [15], интегрально отображаясь в виде полученных экспериментально пределов выносливости σ_{-1} . Следовательно, информация о $\sigma_{\text{ост}}$ необходима при обсуждении полученных экспериментальных результатов или в случае расчетной оценки ожидаемых значений σ_{-1} [16].

Математическая модель резонансной колебательной системы с балочным образцом (рис. 1,а) строится на основе задачи о поперечных колебаниях балки, закрепляемой различным способом. В любом случае, не исключая точно-шарнирной заделки, при обеспечении форм колебаний с узловыми сечениями, параллельными торцу балки, ее прогибы определяются с помощью балочных функций [17], удовле-

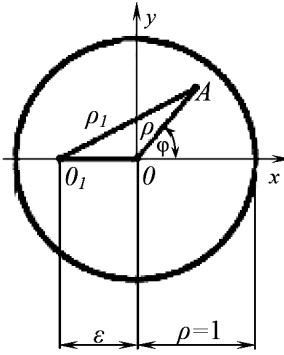


Рис. 2. К расчету колебаний пластины.

творяющих заранее граничным условиям на одном из концов, например на свободном. Далее исходя из результатов экспериментальных измерений положения узлов, как это рекомендуется в работе [13], определяются частоты и геометрические параметры, необходимые для расчета σ_{\max} согласно (1). Для колебательной системы с пластиной (рис. 1,б) расчет прогибов и напряжений основан на задаче о колебаниях круглой пластины с точечной опорой, расположенной эксцентрично [18]. Прогиб в произвольной точке $A(\rho, \varphi)$ пластины (рис. 2) находится из выражения

$$W = C_0 \left\{ A_0 J_0(k\rho) + B_0 I_0(k\rho) - Y_0(k\rho_1) - \frac{2}{\pi} K_0(k\rho_1) + \right. \\ \left. + 2 \sum_{n=1}^{\infty} [A_n J_n(k\rho) + B_n I_n(k\rho)] (-1)^n \cos n\varphi \right\}, \quad (2)$$

где

$$k^2 = 2\pi f R^2 \sqrt{\frac{\gamma h}{gD}}; \quad (3)$$

$C_0 = -XR^2/8Dk^2$; $D = EH^3/12(1-\nu^2)$; X – амплитуда реакции в опоре; R , H – радиус пластины и толщина основы; E , ν , γ – модуль Юнга, коэффициент Пуассона и удельный вес материала; g – ускорение силы тяжести; $\rho = r/R$, $\varepsilon = e/R$ – относительные переменный радиус и эксцентриситет точки закрепления O_1 ; r , φ – полярные координаты при полюсе O ; $\rho_1 = \sqrt{\rho^2 + \varepsilon^2 + 2\rho\varepsilon \cos \varphi}$; f – частота колебаний; J_n , Y_n , I_n , K_n – функции Бесселя целого порядка ($n = 0, 1, 2, \dots$); A_n , B_n – постоянные ($n = 0, 1, 2, \dots$), определяемые из граничных условий и зависящие от числовых параметров (k , ε).

При изменении эксцентриситета e или радиуса R , т.е. при изменении ε , изменяются форма колебаний образца и, следовательно, напряженное состояние в месте усталостного разрушения. Чтобы исключить неблагоприятное влияние заделки и свободной кромки образца на процесс разрушения и гарантировать его в месте, удаленном от опоры и края, необходимо обеспечить возбуждение вполне определенных форм колебаний. При усталостных испытаниях резонансные колебания пластинчатых образцов возбуждались на формах, отличающихся наличием замкнутой узловой линии в виде эллипса, охватывающего зону последующего усталостного разрушения, и линий, не проходящих через опорную точку. С изменением формы

колебаний так, что эллиптические узловые линии сжимаются или растягиваются (изменяется эксцентриситет эллипса), изменяется и напряженное состояние в месте разрушения. Анализ форм колебаний, изменяющихся в зависимости от значений ε , а также иллюстрация рабочих форм в виде распределения узловых линий и соответствующих им образцов с трещинами усталости в месте, установленном расчетом, приведены в [14, 19].

Для вычисления напряжений в обусловленном месте используются общие формулы [20], справедливые для любой точки пластины, которые выражены через функцию прогибов (2):

$$\begin{cases} \sigma_r = -\frac{6D}{H^2 R^2} \left[\frac{\partial^2 W}{\partial \rho^2} + \nu \left(\frac{1}{\rho} \frac{\partial W}{\partial \rho} + \frac{1}{\rho^2} \frac{\partial^2 W}{\partial \varphi^2} \right) \right]; \\ \sigma_t = -\frac{6D}{H^2 R^2} \left[\nu \frac{\partial^2 W}{\partial \rho^2} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial W}{\partial \rho} + \frac{1}{\rho^2} \frac{\partial^2 W}{\partial \varphi^2} \right]; \\ \tau_{rt} = \frac{6D(1-\nu)}{H^2 R^2} \left[\frac{1}{\rho} \frac{\partial^2 W}{\partial \rho \partial \varphi} - \frac{1}{\rho^2} \frac{\partial W}{\partial \varphi} \right], \end{cases} \quad (4)$$

где σ_r , σ_t – радиальные и тангенциальные нормальные напряжения; τ_{rt} – касательные напряжения.

Главные напряжения определяются по известным формулам:

$$\sigma_{1,2} = \frac{1}{2} \left[\sigma_r + \sigma_t \pm \sqrt{(\sigma_r - \sigma_t)^2 + 4\tau_{rt}^2} \right]. \quad (5)$$

Связь между амплитудами перемещений и напряжениями устанавливается на основе (2) и (4), если C_0 выразить через амплитуду колебаний W_0 , измеряемую в процессе испытаний на свободном крае при $\varphi = 0$ (по линии опора–центр). Таким образом, из (2) следует

$$C_0 = \frac{W_0}{2W'_0}, \quad (6)$$

где W'_0 – множитель при $(2C_0)$ в выражении (2), вычисленный при $\rho = 1$, $\varphi = 0$.

После подстановки функции (2) с учетом (6) в (5) получим расчетные формулы для σ_1 и σ_2 в зависимости от W_0 :

$$\sigma_{1,2} = \frac{6DW_0}{H^2 R^2 W'_0} \left\{ \frac{1}{2} \left[\sigma_r^* + \sigma_t^* \pm \sqrt{(\sigma_r^* - \sigma_t^*)^2 + 4\tau_{rt}^{*2}} \right] \right\}, \quad (7)$$

в которых σ_r^* , σ_t^* , τ_{rt}^* вычисляются по выражениям (4) при $\frac{12DC_0}{H^2 R^2} = 1$. (Развернутый вид этих выражений содержится в работе [19] и здесь не приводится ввиду их громоздкости.)

В результате расчетов установлено и экспериментально подтверждено, что место действия наибольшего из двух главных разрушающих напряжений при данных формах колебаний совпадает с местом максимальных прогибов по линии опора–центр, т.е. при $\varphi = 0$. В силу этого главными разрушающими напряжениями будут $\sigma_r = \sigma_1$, $\sigma_t = \sigma_2$, действующие при $\varphi = 0$, поскольку в этом случае $\tau_{rt} = 0$, что

следует из выражений (2) и (4). Исходя из этого рабочие формулы (7) могут быть записаны в виде (1):

$$\sigma_{1,2} = (2W_0) \frac{EH}{R^2} \sigma'_{1,2}, \tag{8}$$

где

$$\sigma'_{1,2} = \frac{\sigma_{r,t}^*}{4(1-\nu^2)W'_0}.$$

Необходимые для численного расчета напряжений величины и соответствующие им параметры приведены в табл. 1.

Т а б л и ц а 1

Расчетные параметры для вычисления напряжений

| k | ε | ρ_0 | σ_r^* | σ_t^* | W'_0 | σ_2 / σ_1 |
|------|---------------|----------|--------------|--------------|----------|-----------------------|
| 5,20 | 0,400 | 0,5 | 14,814867 | 9,775589 | 0,696286 | 0,660 |
| 6,26 | 0,800 | 0 | 27,938000 | 24,113325 | 1,218243 | 0,863 |
| 6,24 | 0,822 | 0 | 20,784891 | 19,552516 | 1,075270 | 0,941 |

Примечание. ρ_0 – координата точки при $\varphi = 0$, где действуют разрушающие напряжения.

Результаты усталостных испытаний. Пределы выносливости σ_{-1} определяли по кривым усталости, построенным по значениям разрушающих напряжений σ_{\max} и значениям числа циклов до разрушения N , фиксируемым электронным прибором-счетчиком. Соответствующие напряжения вычисляли для каждого из испытываемых балочных и пластинчатых образцов в зависимости от амплитуды W_0 , измеряемой с помощью оптико-механического устройства на основе микроскопа.

На рис. 3 приведены кривые усталости, построенные по результатам испытания образцов без покрытия и с покрытием при $N = 10^7$ цикл. Кривые усталости для ПНС представлены через главные напряжения σ_1 . При вычислении разрушающих напряжений использовали без изменений все расчетные соотношения, полученные выше для образцов без покрытия, что, как было отмечено, допустимо, если толщина покрытия намного меньше толщины основы.

По кривым усталости определены пределы выносливости, представленные предельными значениями напряжений σ_1 и σ_2 (табл. 2). Следует отметить, что трещины усталости во всех без исключения случаях располагаются перпендикулярно направлению действия большего (по абсолютной величине) главного напряжения σ_1 .

Результаты и их обсуждение. Из приведенных в табл. 2 данных следует, что вакуум-плазменное покрытие TiN данной толщины обладает упрочняющим эффектом, повышая предел выносливости титанового сплава ВТ1-0 независимо от вида напряженного состояния, т.е. независимо от значений отношения $m = \sigma_2 / \sigma_1$. Там же приведены количественные данные по упрочнению в виде параметра $\delta = (\sigma_1^{\text{п}} / \sigma_1^{\text{о}} - 1) \cdot 100\%$, где индекс “п” обозначает материал с покрытием, “о” – без покрытия.

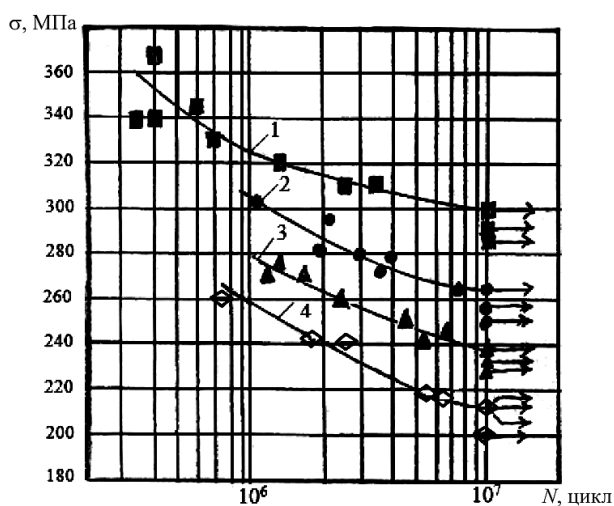
Упрочняющее действие покрытий на выносливость материала можно изучить с помощью модели, построенной для расчетной оценки выносливости композиций основа–покрытие при одноосном нагружении [16]. Модель базируется на учете

Т а б л и ц а 2

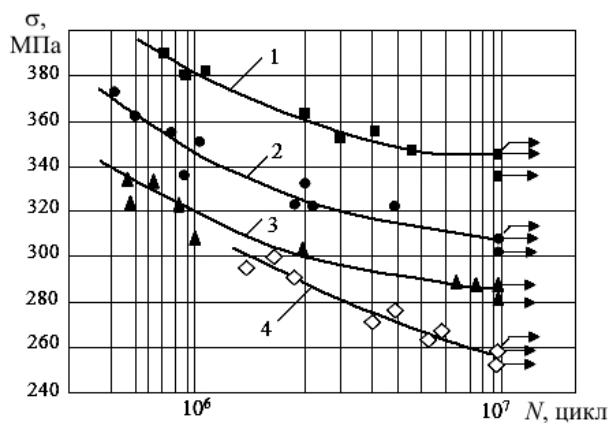
Результаты усталостных испытаний

| $m = \sigma_2/\sigma_1$ | σ_1 , МПа | σ_2 , МПа | δ , % |
|-------------------------|-------------------------|-------------------------|--------------|
| 0 | $\frac{265}{306}$ | $\frac{0}{0}$ | 15,47 |
| 0,660 | $\frac{300}{344}$ | $\frac{198}{227}$ | 14,67 |
| 0,863 | $\frac{238,90}{284,65}$ | $\frac{206,17}{245,65}$ | 19,15 |
| 0,941 | $\frac{212,70}{256,97}$ | $\frac{200,15}{241,80}$ | 20,81 |

Примечание. Здесь и в табл. 3: над чертой приведены данные для материала без покрытия, под чертой – с покрытием.



а



б

Рис. 3. Кривые усталости титанового сплава BT1-0 без покрытия (а) и с покрытием (б) при различных $m = \sigma_2/\sigma_1$: 1 – $m = 0,66$; 2 – $m = 0$; 3 – $m = 0,86$; 4 – $m = 0,94$.

толщины покрытия и остаточных напряжений $\sigma_{ост}$ в основе и покрытии. Показано, что при выполнении определенных исходных условий, а именно: при $E_{II} > E_0$ и $\alpha_0 > \alpha_{II}$ ($E_0, E_{II}, \alpha_0, \alpha_{II}$ – модули упругости и коэффициенты линейного расширения основы и покрытия соответственно), упрочнение будет иметь место при сжимающих остаточных напряжениях $\sigma_{ост}$ в покрытии, несмотря на растягивающие напряжения $\sigma_{ост}$ в переходной зоне основы. Отмеченным условиям отвечают композиции, в которых основу составляет металл, а покрытие – разновидность технической керамики, к которой относится покрытие TiN. По-видимому, объяснение упрочнения при СНС принципиально не должно отличаться от вышеприведенного. Практическое значение полученных результатов по оценке влияния покрытий на выносливость может заключаться в возможности, если это особо не оговорено, исключения исследований при СНС, подобных приведенным в настоящей работе, как, вообще говоря, весьма затратных и сравнительно сложных в методическом отношении. В этом случае для суждения об упрочняющей или разупрочняющей роли покрытий при СНС допустимо ограничиться простыми экспериментами при одноосном нагружении. Однако при назначении допускаемых напряжений количественные характеристики приобретают самостоятельное значение, тем более, что, как видно из данных табл. 2, величины δ могут существенно различаться при разных σ_2/σ_1 .

Сравнение результатов, полученных по различным критериям предельного напряженно-деформированного состояния, и их анализ. Для сравнения предельных состояний по эквивалентным напряжениям $\sigma_{эКВ}$, рассчитанным по экспериментально полученным предельным σ_1 и σ_2 (табл. 2), используем некоторые из известных критериев прочности [3], согласно которым $\sigma_{эКВ}$ должны мало отличаться от σ_{-1} при одноосном нагружении, являясь количественным фактором, определяющим усталостное разрушение в точечной зоне, где действуют разрушающие напряжения σ_1 и σ_2 . По критериям I (Галилея, Ламе, Рэнкина) – наибольших главных напряжений и III (Кулона, Сен-Венана, Треска, Геста) – наибольших касательных напряжений при ПНС получим $\sigma_{эКВ} = \sigma_1$, по критерию II (Мариотте, Навье, Сен-Венана, Поселье) – наибольших линейных деформаций – $\sigma_{эКВ} = \sigma_1 - \nu\sigma_2$ (ν – коэффициент Пуассона), по критерию IV (Генки, Губера, Мизеса) – удельной потенциальной энергии формоизменения – $\sigma_{эКВ} = (\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \sigma_1\sigma_2)^{1/2}$, по критерию Писаренко–Лебедева [21] – $\sigma_{эКВ} = \chi(\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \sigma_1\sigma_2)^{1/2} + (1 - \chi)\sigma_1$ (χ – параметр материала), по критерию [10, 11] –

$$\sigma_{эКВ} = (\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \sigma_1\sigma_2) / (\sigma_1 - \nu\sigma_2). \quad (9)$$

Пределы выносливости в виде предельных главных напряжений σ_1, σ_2 и $\sigma_{эКВ}$, полученных из критериальных соотношений в зависимости от $m = \sigma_2/\sigma_1$, представлены в табл. 3.

Из приведенных данных, кроме рассчитанных по соотношению (9), видно, что в непосредственной близости к условиям двухстороннего растяжения–сжатия $m = 1$, т.е. при $m = 0,941$ пределы выносливости значительно снижаются. Это позволяет заключить, что указанные статические критерии для прогнозирования выносливости при данном виде напряженного состояния ($m > 0$) неприемлемы, поскольку значения $\sigma_{эКВ}$ при разных $m \neq 0$ различаются весьма существенно. Например, по критерию IV расхождение между $\sigma_{эКВ}$ при $m = 0,66$ и $m = 0,863; 0,941$ соответственно составляет 15 и 21% (материал без покрытия) и 11,8 и 17% (с покрытием). Согласно критерию (9) различие между $\sigma_{эКВ}$ значительно меньше: 0,86 и 1,89% (материал без покрытия) и 2,98 и 3,28% (с покрытием), что, как известно, вполне допустимо для результатов усталостных испытаний. Несмотря на удовлетворительное соответствие результатов критерию (9) при $m > 0$, полученные из эксперимента при одноосном изгибе значения σ_{-1} ($m = 0$) ниже значений $\sigma_{эКВ}$ при $m > 0$ в среднем на 10%.

Т а б л и ц а 3

Экспериментальные и расчетные значения пределов выносливости

| $m = \sigma_2/\sigma_1$ | Предельные главные напряжения, МПа | | | | | |
|-------------------------|------------------------------------|-------------------------|---|------------------------|--------------------------|---------------------------|
| | σ_1 | σ_2 | $\sigma_{\text{экв}}$ по разным критериям предельного состояния | | | |
| | | | I, III | II, $\nu = 1/3$ | IV, [21], $\chi = 1$ | [11], $\nu = 1/3$ |
| 0 | $\frac{265}{306}$ | $\frac{0}{0}$ | $\frac{265}{306}$ | $\frac{265}{306}$ | $\frac{265}{306}$ | $\frac{265}{306}$ |
| 0,660 | $\frac{300}{344}$ | $\frac{198}{227}$ | $\frac{300}{344}$ | $\frac{234}{268,3}$ | $\frac{264,2}{302,954}$ | $\frac{298,3}{342,084}$ |
| 0,863 | $\frac{238,9}{284,65}$ | $\frac{206,17}{245,65}$ | $\frac{238,9}{284,65}$ | $\frac{170,17}{202,8}$ | $\frac{224,33}{267,292}$ | $\frac{295,727}{352,293}$ |
| 0,941 | $\frac{212,7}{256,97}$ | $\frac{200,15}{241,8}$ | $\frac{212,7}{256,97}$ | $\frac{146}{176,36}$ | $\frac{206,71}{249,62}$ | $\frac{292,66}{353,31}$ |

Различие между этими величинами, полученными в рамках применяемых в данном исследовании методик, вполне возможно или даже неизбежно, если принять во внимание ряд факторов, которые могут реально влиять на результат определения σ_{-1} .

При циклическом изгибе балочного образца усталостное разрушение начинается от угловой зоны внешней кромки, острота и способ обработки которой являются практически неопределенным и трудноуправляемым технологическим фактором, способствующим как повышению, так и понижению σ_{-1} , например, вследствие возможной концентрации местных напряжений и изменения состояния материала при вырезке, сопровождающейся возникновением $\sigma_{\text{ост}}$ неопределенного знака.

В пластинчатом образце усталостное разрушение всегда начинается в точечной зоне без “вредного” влияния кромки. Одна из причин существенного различия между σ_{-1} и $\sigma_{\text{экв}}$ может заключаться в исходных теоретических предпосылках при вычислении напряжений. Известное несоответствие в результатах расчета на изгиб по теории тонких пластин в предельном переходе от пластины к узкой полоске, т.е. к балке, может быть связано с явными потерями в точности расчета, особенно для сравнительно коротких полосок [20]. Некоторые специально поставленные эксперименты подтверждают необходимость учета отмеченных факторов также при колебаниях балок и пластин [22]. Различие между значениями σ_{-1} , определенными на пластинчатых образцах при циклическом изгибе на первой и второй формах колебаний при фиксированной частоте, а следовательно, при разной длине, составляет 5...6% [23]. Кроме перечисленных возможных причин расхождения между $\sigma_{\text{экв}}$ и σ_{-1} следует отметить также особенности используемой методики для балочных образцов, согласно которой требуется ряд промежуточных измерений положения узлов колебаний, используемых в трансцендентных расчетных соотношениях. На практике такие измерения не всегда осуществимы с достаточной точностью, что может повлиять на корректность вычисления σ_{-1} . В общем случае при определении предела выносливости σ_{-1} при одноосном нагружении подобного рода погрешности не имеют практического значения, поскольку получаемые величины, как правило, являются предметом сравнения в зависимости от действия некоторых изучаемых факторов (например, покрытий). Поэтому достаточно, чтобы σ_{-1} были получены в идентичных условиях, обеспечивающих влияние именно этих факторов и исключая влияние других. В случае сопоставления σ_{-1} с $\sigma_{\text{экв}}$ такая идентичность частично нарушена, и поэтому для корректного сопоставления $\sigma_{\text{экв}}$ во всем диа-

пазоне $\sigma_2/\sigma_1 \geq 0$ необхідно уточнення методических підходів для визначення σ_{-1} на балочних зразках.

Из представленных в табл. 3 данных видно, что удовлетворительное соответствие результатов критерию (9) при $\sigma_2 = 0$ возможно, если σ_{-1} будет отличаться от $\sigma_{\text{экр}}$ не более чем на 3...3,5%. При всех иных значениях $\sigma_2/\sigma_1 > 0$ совпадение следует признать вполне удовлетворительным, а критерий (9) – работоспособным. Пригодность этого критерия для прогнозирования предела выносливости при $\sigma_2/\sigma_1 = 0; 0,34; 0,66; 0,86; 0,94; -1,0$ была установлена ранее [10] для целого ряда металлов (сплавов Al, Ti, Cu, двух марок сталей), так что результаты настоящего исследования, учитывающего влияние покрытия, являются дополнительным аргументом для его практического использования. Таким образом, критерий (9) может служить эффективным средством для оценки предела выносливости тонкостенных элементов конструкций, в том числе с покрытиями, работающих в условиях вибрации при ПНС ($\sigma_2/\sigma_1 \geq 0$), что наиболее характерно для таких элементов при их эксплуатации.

Выводы

1. Результаты усталостных испытаний при ПНС показали, что упрочняющий эффект от покрытия TiN практически не зависит от соотношения главных напряжений в случае $\sigma_2/\sigma_1 \geq 0$.

2. Установлено, что экспериментальные характеристики сопротивления усталости – пределы выносливости композиции основа–покрытие – при данном виде ПНС удовлетворяют критерию (9), разработанному ранее для материалов без покрытия.

3. Отмечено, что для повышения надежности прогнозирования предела выносливости с помощью критерия (9) целесообразно дополнить экспериментальные данные полученными для значений σ_2/σ_1 , отличающихся от приведенных в настоящей работе.

Резюме

Втомні випробування листового титанового сплава ВТ1-0 на зразках із покриттям TiN показали, що в умовах плоского напруженого стану зміцнювальна здатність покриття не змінюється, забезпечуючи підвищення границі витривалості на 15...20% незалежно від співвідношення головних напружень $\sigma_2/\sigma_1 \geq 0$. Для прогнозування границі витривалості тонколистових матеріалів із покриттям при $\sigma_2/\sigma_1 \geq 0$ пропонується критерій $\sigma_{-1} = (\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \sigma_1\sigma_2)/(\sigma_1 - \nu\sigma_2)$, який раніше було розроблено для матеріалів без покриття.

1. Лебедев А. А., Ковальчук Б. И., Гигиняк Ф. Ф., Ламашевский В. П. Механические свойства конструкционных материалов при сложном напряженном состоянии. Справочник. – Киев: Изд. дом “Ин Юре”, 2003. – 540 с.
2. Форрест П. Усталость металлов / Пер. с англ. под ред. С. В. Серенсена. – М.: Машиностроение, 1968. – 352 с.
3. Троценко В. Т., Красовский А. Я., Покровский В. В. и др. Сопротивление материалов деформированию и разрушению. Справ. пособие. – Киев: Наук. думка, 1993. – Т. 1. – 288 с.
4. Лебедев А. А. Развитие теорий прочности в механике материалов // Пробл. прочности. – 2010. – № 5. – С. 127–146.
5. Школьник Л. М. Методика усталостных испытаний. Справочник. – М.: Металлургия, 1978. – 304 с.
6. Трапезон А. Г. Расчет упругих элементов при резонансных усталостных испытаниях. – Киев: Наук. думка, 1982. – 276 с.

7. А.с. 514228 СССР МКИ Кл². G01N 3/32. Способ испытания образцов на усталость при поперечном изгибе / А. Г. Трапезон. – Оpubл. 15.05.76, Бюл. № 18.
8. Пат. Україна 78028. Спосіб дослідження матеріалу на втому при вібраційних навантаженнях / О. Г. Трапезон, М. О. Лисенков. – Чинний від 11.03.2013.
9. Трапезон А. Г., Лысенков М. О. Методика определения усталости материалов с покрытиями при высокочастотном одно- и двухосном изгибе // Тр. VI Междунар. симп. по трибофатике. – Минск, 2010. – С. 781–784.
10. Трапезон А. Г. Методы расчета колебаний механических систем и их использование при экспериментальном изучении усталости материалов: Автореф. дис. ... д-ра техн. наук. – Киев, 1997. – 30 с.
11. Трапезон А. Г. Критерий прочности при высокочастотном двухосном циклическом изгибе // Оценка и обоснование продления ресурса элементов конструкций. Тр. междунар. конф. – Киев: Ин-т проблем прочности им. Г. С. Писаренко НАН Украины, 2000. – Т. 1. – С. 167–172.
12. Трапезон А. Г., Рутковский А. В., Лысенков М. О. Влияние технологии нанесения вакуум-плазменных покрытий на сопротивление усталости титана // Надежность и долговечность машин и сооружений. – 2012. – Вып. 36. – С. 70–76.
13. Трапезон А. Г. К методике испытаний на усталость тонколистовых материалов при плоском изгибе на высоких частотах нагружения // Пробл. прочности. – 1977. – № 3. – С. 38–41.
14. Писаренко Г. С., Трапезон А. Г. Определение усталостной прочности материалов в условиях плоского напряженного состояния // Там же. – 1975. – № 4. – С. 3–7.
15. Трапезон А. Г. Методологические проблемы при исследовании тонколистовых упрочняющих покрытий // Там же. – 2007. – № 2. – С. 99–112.
16. Трапезон А. Г. К методике ускоренной оценки усталости материалов с упрочняющими покрытиями // Там же. – 2009. – № 2. – С. 79–90.
17. Бабаков И. М. Теория колебаний. – М.: Дрофа, 2004. – 591 с.
18. Писаренко Г. С., Трапезон А. Г. О собственных колебаниях свободной по контуру круговой пластины постоянной толщины с точечной опорой // Избранные проблемы прикладной механики. – М.: Наука, 1974. – С. 567–574.
19. Писаренко Г. С., Трапезон А. Г. К анализу напряженного и деформированного состояния подверженной поперечным колебаниям круглой пластинки с точечной опорой // Пробл. прочности. – 1977. – № 8. – С. 3–7.
20. Тимошенко С. П., Войновский-Кригер С. Пластинки и оболочки. – М.: Физматгиз, 1963. – 636 с.
21. Писаренко Г. С., Лебедев А. А. Сопротивление материалов деформированию и разрушению при сложном напряженном состоянии. – Киев: Наук. думка, 1969. – 211 с.
22. Ли В. К вопросу о пределе применимости теории колебаний тонкостенных стержней // Пробл. прочности. – 1974. – № 6. – С. 58–60.
23. Самгин В. А. Исследование влияния температуры и асимметрии цикла на выносливость тонколистовых конструкционных материалов: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Киев, 1972. – 23 с.

Поступила 04. 03. 2015