

УДК 539.3

Maslov B.P., Dr. Science

S.P.Timoshenko Institute of Mechanics NAS Ukraine, Kyiv, Ukraine, maslov@inmech.kiev.ua

**STRESS CONCENTRATION NEAR INCLUSIONS IN VISCOELASTIC
NONLINEAR COMPOSITES**

Computer modeling of the overall, smeared properties of composite viscoelastic materials is the problem of a practical importance. We consider here the overall response and creep behavior of a random multi-component composites with nonlinear constituents. In the framework of the quasi-linear theory, the response of the viscoelastic material at time t is described by a linear law relating the stress s with the elastic response as follows [1]:

$$\mathbf{s}(t) = \int_{-\infty}^t \mathbf{h}(t-t_1) \frac{\partial}{\partial t_1} \mathbf{s}^e(t_1) dt_1; \quad \mathbf{s}^e(t) = 2 \frac{\partial}{\partial \mathbf{C}} W(\mathbf{C}, t); \quad \mathbf{C} = \mathbf{F}\mathbf{F}^T. \quad (1)$$

Here \mathbf{s} - the elastic second Piola–Kirchhoff stress tensor, $W(\mathbf{C}, t)$ - instantaneous elastic potential, \mathbf{C} - right Cauchy tensor, \mathbf{F} - deformation gradient, $\mathbf{h}(t)$ - isotropic hereditary reduced tensor. It should be noted that the function $\mathbf{s}^e(t)$ here plays the role of the strain in the conventional theory of viscoelasticity. Equations (1) is quasi-linear because $\mathbf{s}^e(t)$ is nonlinear in the deformation tensor $\mathbf{C}(t)$, and the convolution operator is linear.

We assume that function W is known in each of volumes a viscoelastic material with the properties governed by the stored energy function of third order as to displacement gradient

$$W(\mathbf{C}) = W(\mathbf{e}) = \frac{1}{2} \mathbf{E}\mathbf{e}^2 - \frac{1}{3} \mathbf{G}\mathbf{e}^3; \quad 2\mathbf{e} = \mathbf{C} - \mathbf{1}. \quad (2)$$

\mathbf{E} - four order tensor of linear elasticity, \mathbf{G} - six order isotropic nonlinear elasticity tensor [2].

The viscoelastic counterpart of may be written as []

$$\mathbf{e}(t) = \int_0^t (\mathbf{J}(t-t_1) + \mathbf{D}(s, t-t_1)) \dot{\mathbf{s}}(t_1) dt_1, \quad \mathbf{s}(t) = \int_0^t (\mathbf{E}(t-t_1) - \mathbf{G}(p, t-t_1)) \dot{\mathbf{e}}(t_1) dt_1, \quad (3)$$

where the dot denotes the differentiation with respect to time t ; $\mathbf{J}(t)$, $\mathbf{D}(s, t)$, and $\mathbf{E}(t)$, $\mathbf{G}(p, t)$ are the creep compliance and stress relaxation stiffness tensors, respectively.

If $\mathbf{E}(t)$, $\mathbf{G}(p, t)$ and $\mathbf{J}(t)$, $\mathbf{D}(s, t)$ are smooth functions of t variable, then applying the Laplace-Carson transform [2]

$$LC\{f(t)\} = f^*(z) = z \int_0^\infty e^{-zt} f(t) dt \quad (4)$$

to (3) gives

$$\mathbf{s}^*(z) = (\mathbf{E}^*(z) - \mathbf{G}^*(p, z)) \mathbf{e}^*(z), \quad \mathbf{e}^*(z) = (\mathbf{J}^*(z) + \mathbf{D}^*(s, z)) \mathbf{s}^*(z), \quad (5)$$

where the star indicates the transformed function in the Carson domain, and z is the transform variable. Nonlinear response of composites may be in principle described as disturbance of linear problem, linearization or expansion in series [1]. Known solution of the equations of displacement for the n step, we substitute it into the equations for the $n+1$ step, and so on. In second order theory of viscoelasticity we have the sequence

$$\mathbf{u}^{(2)}(t) = \varepsilon \mathbf{u}_1(t) + \varepsilon^2 \mathbf{u}_2(t), \quad \mathbf{u}^{(2)}(t) = \mathbf{u}^{(1)}(t) + \varepsilon \mathbf{u}_2(t) \quad (6)$$

Here $\mathbf{u}^{(1)}(t)$ - solution of the linear viscoelasticity problem [3].

As to quasi-linear approach (1) we deal with constitutive equations for statistical fluctuations of first and second order displacement, deformation and stress in the reference representative volume written in the form

$$\mathbf{E}\mathbf{e}(t) = \int_{-\infty}^t \mathbf{g}(t-t_1) d\mathbf{s} - \mathbf{s}^{(2)}(t); \quad \mathbf{s}^{(2)}(t) = \mathbf{G}\mathbf{e}_{(1)}^2(t). \quad (7)$$

Upon application of the Laplace-Carson transform, the boundary value problem for the local stress and strain fields in matrix and inclusions becomes like a linear elastic problem in the Laplace domain. Then the method proposed in [1, 3] can be applied to construct the model of effective behavior of the composite. Hence, it follows from (1) and (7) that

$$\tilde{\mathbf{J}}^*(z) = \tilde{\mathbf{J}}^*(\mathbf{J}_r^*(z), \mathbf{J}_r^*(z), c_i), \quad \tilde{\mathbf{D}}^*(z) = \tilde{\mathbf{D}}^*(\mathbf{J}_r^*(z), \mathbf{D}_r^*(s_r, z), c_i) \quad (8)$$

Note that the constant c_i -volume concentration of phases remains unchanged after transforming from the time domain to the Carson domain. This distinguishes the Laplace-Carson transform from the Laplace transform.

$$\tilde{\mathbf{J}}(t) = (LC)^{-1} \tilde{\mathbf{J}}^*(z) = \frac{1}{2\pi i} \int_{\delta-i\infty}^{\delta+i\infty} \frac{e^{zt}}{z} \tilde{\mathbf{J}}^*(z) dz. \quad (9)$$

When the expressions for $\tilde{\mathbf{J}}^*(z)$, $\tilde{\mathbf{D}}^*(p, z)$ are complicated, it is difficult to analytically evaluate the integrals given in (9). Accordingly, a suitable numerical method is usually needed. There exist efficient algorithms for numerically evaluating the inverse Laplace transform. We use here the Fortran90 program from NAG-Fortran library. Statistical averaging of expression performed to define the mean deformation of anisotropic inclusions randomly oriented in volume. The result is overall response of such a composite isotropic one.

$$\langle \mathbf{e}(t) \rangle = \tilde{\mathbf{J}}(0) \int_{-\infty}^t \mathbf{g}(t-t_1) d\langle \mathbf{s} \rangle + \tilde{\mathbf{J}}(0) \langle \mathbf{s}^{(2)}(t) \rangle. \quad (10)$$

As example write here the expression for second order Lamé operator in Carson domain

$$\tilde{\nu}_3^*(z) = \sum_{r=1}^{n+1} c_r \left[\frac{3}{2} \mu \mu_A (4\mu_A^2 - 1) + 8\nu_3 \mu_A^3 \right]_r^* (z). \quad (11)$$

Stress concentration near inclusions and overall creep response are modeled in the three-component composite with aluminum viscoelastic matrix [4]. Instant nonlinear elastic properties of phases are in Table 1.

Table 1.

Constituent elastic material constants, GPa, for the B/SiC/Al composite.

Material	E	ν	ν_1	ν_2	ν_3
Boron	467.3	0.361	-840.0	-420.0	-390.0
SiC	440.3	0.171	-227.2	31.5	-170.75
Al	80.34	0.296	-115.0	-160.5	-108.75

As a conclusion it is noticed that the nonlinear viscoelastic model suggested may be useful for long-term durability prediction and nondestructive control problems of composites.

REFERENCES

1. Maslov B.P. Thermal-stress concentration near inclusions in visco-elastic random composites, Journal of Engineering Mathematics, 2008.-**61**, p.339-355.
2. Aboudi J., Arnold S., Bednarczyk B. Micromechanics of Composite Materials.- Elsevier.-2013.- 1011 p.
3. Golub V.P., Maslov B.P., Fernati P.V. Hereditary kernels identification for isotropic viscoelastic materials under complex loading, International Applied Mechanics, **53**, №2, 1-8.
4. Климюк А.Н., Маслов Б.П., Семенец А.И. Учет повреждения и разброса характеристик в алюминиевых сплавах в структурном методе расчета скорости роста трещины усталости. Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии, Сб. Научных трудов НАУ им. Н.Е. Жуковского ХАИ.-2012.-№ 56.- с. 26-35.

УДК 004.942:623.565:623.451.2

Сидоренко Ю.М., к.т.н., доц.; Юраткін В.В.

НТУУ «Київський політехнічний інститут» м. Київ, Україна

КЕРУВАННЯ ПРОЦЕСОМ МЕТАННЯ ОСКОЛКОВОГО ДИСКА ЗА ДОПОМОГОЮ ВИБУХОВОЇ ЛІНЗИ

Як відомо, кінематичні параметри осколкового поля осколково-небезпечних вибухових пристроїв (ОНВП) залежать від їх геометричних розмірів.

Перші спроби реалізувати рівномірний просторовий розподіл маси ОНВП (рис. 1а) за меридіональним кутом φ був здійснений шляхом збільшення кількості дисків, що метаються вибухом. Також були проведені математичні дослідження процесу вибуху ОНВП конструкція якого мала замість одного товстостінного осколкового диска два, три та чотири його частини рівної товщини.

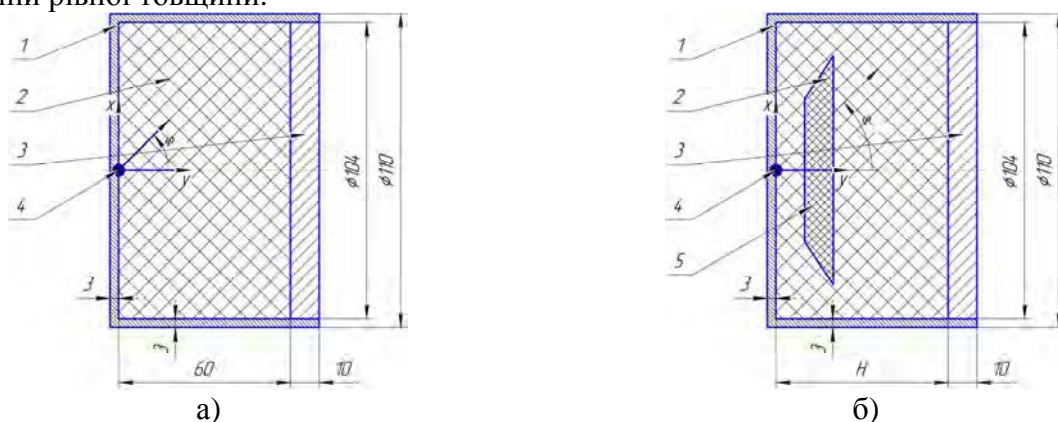


Рис. 1. Розрахункова схема ОНВП без (а) та з (б) вибуховою лінзою:

1 – корпус, 2 – заряд вибухової речовини, 3 – диск, 4 – місце ініціації детонації заряду вибухової речовини, 5 – вибухова лінза

Дослідження показали, що в результаті метання осколкових дисків загальним недоліком обох їхніх схем конструкції є те, що на фоні створення більш рівномірного заповнення масою диска кута розльоту відбувається зростання самого кута майже у 2 рази. Тому залишається актуальним питання знаходження такої конструкції ОНВП, яка дозволить так перерозподілити масу диску в середині меридіонального кута розльоту φ аби вона його рівномірно заповнила, а сам кут φ не змінив своєї величини.

Одним із можливих способів керування таким розподілом може стати використання вибухової лінзи (рис. 1б). Методом скінченно-елементного моделювання в ейлеревій вісесиметричній постановці було проведено порівняльний аналіз процесу вибуху моделей ОНВП. За допомогою методу маркерів визначався напрямок та швидкість руху різних частин осколкового диска, які відповідно мають основний вплив на формування розподілу осколкової маси диска в середині меридіонального кута розльоту.

За результатами проведених досліджень було встановлено, що:

1. Розподіл значень радіальної швидкості руху в кінці процесу розгону частин осколкового диска, що знаходяться на відстані понад 10 мм від вісі симетрії, практично однакове.
2. Наявність вибухової лінзи призводить до суттєвого зростання значень осьової швидкості руху осколкової маси ОНВП виключно на його вісі симетрії, що дозволяє керувати розподілом осколкової маси ОНВП у досить невеликій центральній частині осколкового диска.
3. Значення загального меридіонального кута розльоту 90% осколкової маси диска ОНВП як з вибуховою лінзою, так й без неї практично не змінюється.

УДК 539.3

Бабенко А.Є. д.т.н., проф.; Боронко О.О. д.т.н., проф.; Трубачев С.І. к.т.н, доц.
НТУУ «Київський політехнічний інститут», м. Київ, Україна

ЗАСТОСУВАННЯ МЕТОДА ПІДВИЩЕННЯ ЖОРСТКОСТЕЙ В ЗАДАЧАХ КОЛИВАНЬ БАГАТОШАРОВИХ КОНСТРУКЦІЙ

Широке використання багатошарових конструкцій в сучасному машинобудуванні потребує розвиток аналітичних та чисельних методів їх розрахунку. При дослідженні конструкцій складної геометричної форми з різними умовами закріплення та навантаження доцільно застосовувати чисельні методи розрахунку. В даній роботі використовується метод, який базується на варіаційно-сітковому підході, при цьому нескінченновимірний простір допустимих функцій заміняється скінченновимірним шляхом дискретизації конструкції на скінченне число підобластей. Для шаруватих пластинчато-оболонкових систем використовується трикутний елемент, в якому на відміну від інших скінченних елементів, застосовуються різні апроксимації переміщень за шарами. Переміщення в тонких несучих шарах апроксимуються лінійними та неповним кубічним поліномами, а для заповнювача приймається гіпотеза про лінійний розподіл переміщень по товщині. Використання даної моделі дає можливість визначити напружено-деформований стан, як кожного шару окремо, так і всього пакету в цілому. Слід підкреслити, що такий підхід дозволяє проаналізувати напружено-деформований стан багатошарових систем як з м'яким, так і з жорстким заповнювачем, які широко використовуються у авіабудуванні.

При дослідженні міцності авіаційних конструкцій, що знаходяться під дією вібраційних навантажень, основна складність полягає у визначенні спектру власних частот і форм коливань. В даній роботі для визначення спектра власних частот та форм коливань пропонується використовувати новий метод-метод підвищення жорсткостей, який оснований на використанні мінімакських властивостей функціонала Релея-Рітца. При використанні метода підвищення жорсткостей для визначення 2-ї та більш високих власних частот та власних форм необхідно вирішити задачу мінімізації функціонала типу Релея

$$I(\vec{v})_{\vec{v} \in R^N} = \frac{U_h(\vec{v}) + c \sum_{n=1}^{l-1} \left(\sum_{i=1}^N \frac{\partial T_h}{\partial z_i^{(n)}} v_i \right)^2}{T_h(\vec{v})} \quad (1)$$

Для визначення першої власної частоти та форми в роботі використовується метод квазістатичних ітерацій. Функціонал, який необхідно мінімізувати при використанні метода квазістатичних ітерацій має вигляд

$$I = \int_V U dV - \omega^2 \int_V T dV \quad (2)$$

де U и T - квадратичні форми, які є амплітудами потенціальної та кінетичної енергій. Для мінімізації побудованих функціоналів в роботі використовується метод покоординатного спуску. Величина кроку визначається з умови максимальної швидкості зменшення приросту функціонала ΔI^{k+1} . Застосування метода покоординатного спуску дозволяє запобігти відомим проблемам, що пов'язані з формуванням, оперуванням та зберіганням глобальних матриць мас, та жорсткостей, які мають велику розмірність при розв'язку задач динаміки. Окрім того метод по координатного спуску є стійкий ітераційний метод відносно помилок, що обумовлені точністю розв'язання задачі на ПЕОМ. Метод підвищення жорсткостей є найбільш ефективним та економічним методом з точки зору обчислювальних ресурсів порівняно з традиційним методом, в якому кожна наступна форма і частота знаходиться шляхом мінімізації на підпросторі, що ортогональний всім попереднім знайденим власним векторам. Слід підкреслити, що метод підвищення жорсткостей дозволяє визначити весь спектр власних частот і форм коливань, включаючи кратні, що важливо при розв'язуванні задачі о вимушених коливаннях механічних систем. При розрахунку вимушених коливань

шукані функції розкладаються в ряд Фур'є за власними формами коливань. Зовнішнє та внутрішнє в'язке тертя може бути враховано за умови, що матриця демпфування пропорційна матриці жорсткості або матриці мас. Даний підхід був реалізований для визначення динамічних характеристик шарованих авіаційних панелей, в яких в якості заповнювача вибирався фторопласт, а для тонких несучих шарів – сплав Д16Т.

УДК 539.388.1

Можаровская Т.Н., к.т.н., доц.; Можаровский В.Н., к.т.н., доц.
НТУУ «Киевский политехнический институт», г. Киев, Украина

ПОЛЗУЧЕСТЬ СТАЛИ 08X18N9 (T=600°C) ПРИ ДЛИТЕЛЬНОМ СТАТИЧЕСКОМ НАГРУЖЕНИИ В УСЛОВИЯХ СЛОЖНОГО НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ

Современные требования, предъявляемые к несущим элементам конструкций, обуславливают необходимость на стадии инженерного проектирования оценки их ресурса с учетом различных факторов, сопутствующих реальным условиям их эксплуатации. Большинство конструктивных элементов различного оборудования работают в условиях высоких температур и сложного напряженного состояния. В связи с этим практический интерес представляет совершенствование методов расчета различных конструкционных материалов, работающих в условиях ползучести и сложного напряженного состояния при длительном статическом нагружении. В настоящем докладе представлены закономерности пластического деформирования теплоустойчивой стали аустенитного класса 08X18N9 (T=600°C) в условиях ползучести и плоского напряженного состояния, которое создавалось на тонкостенных трубчатых образцах, подвергаемых одновременному действию растяжения и кручения по различным траекториям пропорционального нагружения в пространстве А.А. Ильюшина. Проведенный цикл экспериментальных исследований убедительно свидетельствует о значительном влиянии вида напряженного состояния на основные характеристики ползучести исследуемой стали и, как следствие, на несущую способность конструктивных элементов различного оборудования машиностроения. Полученные кривые ползучести позволили установить экспериментально обоснованное уравнение состояния, описывающее ползучесть исследуемой стали с учетом уровня действующего напряжения и ориентации траектории пропорционального нагружения.

Параметры, характеризующие способность материала к ползучести, входящие в уравнение состояния, могут быть определены из двух базовых опытов, один из которых может быть проведен при линейном напряженном состоянии, а это позволит сократить число экспериментальных исследований и уменьшить материальные и временные затраты на их проведение. Предложенные в докладе результаты исследований в дальнейшем позволят разработать экспериментально обоснованные подходы по оценке долговечности различных конструктивных элементов с учётом влияния вида напряженного состояния и распространить их на более широкий класс применяемых конструкционных материалов.

УДК 539.4

Коваль В.В., асист.

НТУУ «Київський політехнічний інститут», м. Київ, Україна

МАЛОЦИКЛОВА ВТОМА ЕЛЕМЕНТІВ КОНСТРУКЦІЙ З УРАХУВАННЯМ ПОШКОДЖУВАНOSTI.

Наявність у багатьох елементах сучасних конструкцій великої кількості концентраторів напружень призводить до ускладнення процесу їх розрахунку на міцність та довговічність. Це, в першу чергу, зумовлено виникненням неоднорідних полів напружень та деформацій, у околі концентраторів, тобто в цих зонах напружено-деформований стан стає відмінним від лінійного. Цей момент повинен бути врахований у визначальних рівняннях за допомогою яких проводиться розрахунок конструкції.

На сьогоднішній день найбільш відомими роботами, присвяченими вирішенню проблеми концентрації напружень є праці Нейбера Г., Глінки Г., Біргера І.А., Махутова М.А., Гусенкова О.П.. В рамках цих робіт розглянуто підходи, що дозволяють визначити максимальні напруження та деформації в зоні концентрації за допомогою введення відповідних коефіцієнтів концентрації. Отримані таким чином максимальні величини напружень та деформацій використовуються при загальній оцінці міцності конструкцій, що розглядаються. Але жоден з них не враховує вплив кінетики накопичення пошкоджень на механічні властивості металевих конструкційних матеріалів, який суттєво зростає зі збільшенням пластичної складової деформації. Це призводить до внесення похибки у розрахунку на міцність та довговічність.

В представленій роботі вплив пошкоджуваності на поведінку матеріалів був врахований за допомогою підходу ефективних напружень, що був вперше запропонований Качановим Л.М. та Работновим Ю.М. Введення у розгляд ефективних напружень, які враховують параметр пошкоджуваності, дає змогу описати поведінку матеріалу при пружно-пластичному деформуванні за допомогою ефективної діаграми деформування.

У якості досліджуваних матеріалів були розглянуті сплави Д16Т, сплав ВТ 22, 18Х2Н4ВА, 15ХСНД, 07Х16Н6. Для кожного з них були експериментально отримані криві накопичення пошкоджень для випадку статичного навантаження. Було показано, що ці криві в загальному випадку можуть бути розділені на три певні ділянки, кожна з яких описується певною аналітичною залежністю. Експериментально встановлено, що на відміну від загальноприйнятих підходів, явище пошкоджуваності виникає вже на рівні границі витривалості. Визначені залежності критичного значення величини пошкоджуваності, що відповідає моменту руйнування зразка, та пошкоджуваності на рівні границі текучості від характеристик пластичності матеріалів – відносного поперечного звуження та відносного видовження. Це дає змогу значно спростити розрахунки на міцність та визначити відповідні величини пошкоджуваності без проведення експерименту по визначенню кінетики її накопичення. Запропонована феноменологічна модель для визначення кінетики накопичення пошкоджень при пружнопластичному деформуванні та встановлена методика визначення її коефіцієнтів за допомогою проведення експерименту на розтяг. Встановлено зв'язок між умовним, дійсним та ефективним коефіцієнтом зміцнення діаграми деформування. Проведений чисельний аналіз типових концентраторів напружень у вигляді отвору та кільцевої проточки по визначенню полів пошкоджуваності у околі концентраторів. Порівняння результатів, отриманих за допомогою чисельного та аналітичного розрахунку дало задовільні результати.

Для випадку симетричного циклічного м'якого навантаження були проведені експериментальні дослідження для зразків з концентраторами та без (для випадку циклічно зміцнюючогося та циклічно знеміцнюючогося стану матеріалу). Отримані відповідні

експериментальні криві накопичення пошкоджуваності. Встановлено, що явище пошкоджуваності виникає з самого початку навантаження. Визначено, що загальна крива накопичення пошкоджень при симетричному циклічному навантаженні, аналогічно статичному випадку, може бути розбита на три типові ділянки, для кожної з яких була визначена відповідна аналітична залежність.

За результатами проведених досліджень були модифіковані рівняння Махутова М.А. для визначення коефіцієнтів концентрації напружень та деформацій з урахуванням пошкоджуваності для випадку статичного та симетричного циклічного м'якого навантаження та розроблено метод оцінки довговічності конструктивних елементів, що базується на енергетичному підході.

УДК 539.3

Алексейчук О.М, к.т.н., доц.; Алексейчук Л.Б., студ.
НТУУ «Київський політехнічний інститут», Київ, Україна

ГРАНИЧНЕ НАВАНТАЖЕННЯ КОМБІНОВАНИХ ЦИЛІНДРИЧНИХ ОБОЛОНОК

Перетин циліндричних оболонок - найпоширеніший конструктивний об'єкт в технічних системах, зокрема, з'єднаннях трубопроводів, апаратів біотехнологічних і хімічних виробництв. Важливою задачею при проектуванні таких об'єктів є визначення максимальних напружень і граничного навантаження при різних видах навантаження.

Дана робота присвячена визначенню граничного пластичного навантаження за допомогою скінчено-елементного пружно-пластичного аналізу моделі, яка представляє собою радіальне з'єднання циліндричних оболонок, що перетинаються.

Основним експлуатаційним навантаженням є внутрішній надлишковий тиск, проте при проектуванні таких конструкцій, зазвичай, потрібно враховувати зовнішні механічні навантаження у вигляді сил і моментів.

Для визначення граничного пластичного навантаження використано метод подвійного пружного нахилу [1], фізичний зміст якого полягає у рівності пружної і пластичної складових повної деформації в розглянутому місці (вузлі) конструкції.

З урахуванням симетрії з'єднання відносно поздовжньої площини, скінчено-елементний аналіз проводили для половини конструкції. Скінчено-елементна розбивка тривимірної моделі здійснювалася з використанням чотирикутного 8-ми вузлового елемента [2].

Застосовували нерегулярну сітку елементів зі згущенням її в області перетину оболонок, де спостерігалася концентрація напружень.

До одного торця циліндра були прикладені граничні умови по типу жорсткого закріплення, інший торець циліндра залишався вільним.

Розглядали різні способи зовнішнього навантаження:

навантаження торця циліндра силою, навантаження торця циліндра моментом і комбіноване навантаження.

За результатами розрахунку були побудовані графіки залежності переміщення від навантаження і деформації від навантаження для 4-х пар точок розташованих симетрично на зовнішній поверхні циліндрів. Проаналізовано одержані результати.

Література

1. Скопинский В.Н. Напряжения в пересекающихся оболочках. М.: АНО "Физматлит", 2008. 400 с.
2. Зенкевич О.С. Метод конечных элементов в технике. – М.: Мир, 1975. – 544 с.

УДК 620.171.3:616.717.8

М.С. Шидловський, к.т.н., доц.; О.П. Заховайко, к.т.н., доц.; М.М. Димань, асп.
НТУУ "Київський політехнічний інститут", м. Київ, Україна

СПОСІБ ВИЗНАЧЕННЯ ПЕРЕМІЩЕНЬ В СИСТЕМАХ ОСТЕОСИТНЕЗУ

Як правило, об'єкти біологічного походження, що експериментально досліджуються (кістки з модельованими переломами, засоби фіксації переломів та ін.), мають достатньо складну форму, а переміщення окремих точок відбуваються в різних напрямках. Визначення переміщень сукупності точок цих об'єктів за допомогою звичайних технічних засобів (механічні індикатори переміщень, штангенциркулі, мікрометри тощо), а також оптичними методами (інструментальні мікроскопи, катетометри) в ряді випадків є практично неможливим. Застосування сучасної цифрової фото- та відеотехніки в біомеханічних дослідженнях – найбільш придатний та універсальний спосіб вирішення багатьох технічних задач реєстрації переміщень і деформацій анатомічних об'єктів під дією навантажень.

Суть способу. Вимірювання включає: **1)** закріплення на робочому столі випробувальної машини пошкодженої кістки з системою фіксації перелому та реперними елементами, попередньо розміщеними на відламках; **2)** фотографування ненавантаженого об'єкту та об'єкту, що підданий навантаженням, без зміни положення закріпленої частини об'єкту та фотографуючого пристрою; **3)** обробку фотознімків за допомогою цифрових способів.

Метод вимірювання переміщень відламків кістки в експерименті за допомогою цифрової фотозйомки відрізняється від відомих тим, що при цьому способі можливо визначити переміщення будь-якої вибраної точки перелому за результатами вимірювань переміщень 3-х реперних елементів, один з яких розміщений на закріпленій (нерухомій) частині кістки, інші два – на рухомій частині кістки, до якої прикладається навантаження.

Виміри здійснюються таким чином: на предметному столі випробувальної машини закріплюють досліджуваний зразок з попередньо встановленими на ньому реперними елементами (рис. 1).

На одному рівні з реперними елементами розміщують калібровану плитку. Об'єкт фотографують і надалі це зображення використовують як контрольний недеформований зразок. Досліджуваний зразок фотографують в деформованому стані під дією навантаження.

Вимірювання переміщень в пікселях проводять за допомогою програмного забезпечення для обробки цифрових зображень. Вимірювальну рамку наводять на середину реперних елементів, і отримують переміщення в пікселях.

Розрахунок переміщень проводять таким чином: **1)** визначають масштабний коефіцієнт (на екрані дисплея вимірюють висоту плитки на фотознімку в пікселях; визначають кількість міліметрів в одному пікселі, тобто масштабний коефіцієнт); **2)** при різних навантаженнях вимірюють взаємні зміщення реперних точок у пікселях і переводять значення в міліметри; **3)** за результатами вимірювання переміщень окремих точок об'єкту розраховують величини їх взаємних переміщень.

Щоб знайти переміщення будь-якої точки перелому під дією навантаження, розглядатимемо обидві частини кістки як абсолютно тверді (їх деформації нехтовно малі у порівнянні з величиною взаємного зміщення в переломі).

Оскільки в довільній точці D (рис. 1а) репер не встановлений, то її координати після зміщення в системі, пов'язаній з точкою 1, знайдемо аналітично, розглядаючи цю точку як третю вершину жорсткого трикутника $2^*4^*D^*$ (рис. 1б) за відомими координатами двох інших вершин 2^* і 4^* .

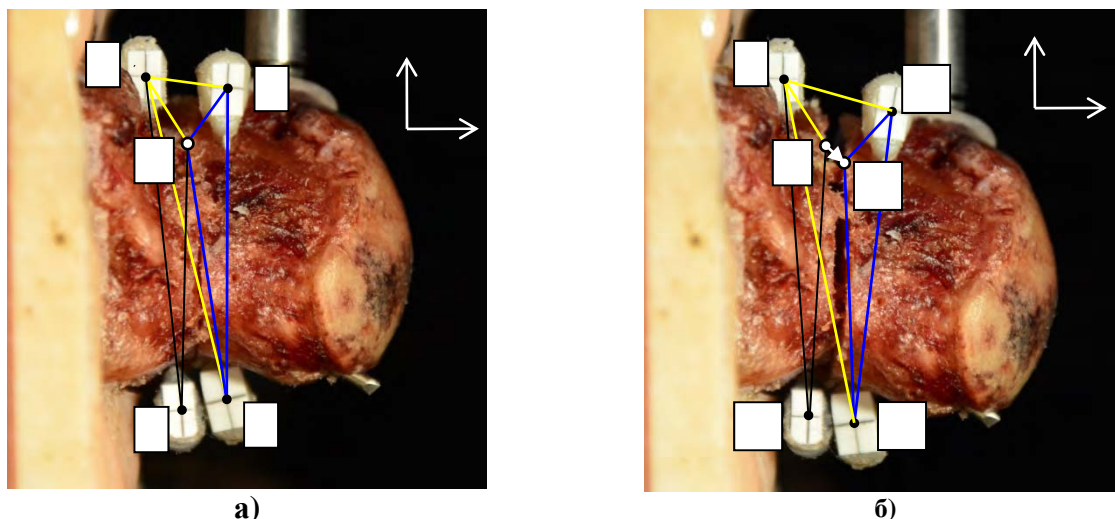


Рис. 1. Кістка з переломом в ненавантаженому (а) та навантаженому (б) станах

Послідовність дій така.

- 1) Позначаємо в переламі точку, переміщення якої нас цікавить (точка D на рис. 1)
- 2) Способом, описаним вище, знаходимо координати точок 1, 2, 4 і D : $X_1, Y_1; X_2, Y_2; X_4, Y_4; X_D, Y_D$ (рис. 1).
- 3) Знаходимо довжини сторін $2-D$ і $4-D$ трикутника $2-4-D$ за відомими довжинами їх проекцій на осі X і Y :

$$L_{2-D} = \sqrt{(X_2 - X_D)^2 + (Y_2 - Y_D)^2}; \quad L_{4-D} = \sqrt{(X_4 - X_D)^2 + (Y_4 - Y_D)^2}.$$

- 4) Навантажуємо зразок силою P . При цьому вільна частина кістки зміщується відносно зафіксованої (рис. 1б).

5) Знаходимо координати точок 2^* і 4^* : $X_2^*, Y_2^*; X_4^*, Y_4^*$.

- 6) Знаходимо координати точки D^* як третьої вершини трикутника $2^*-4^*-D^*$ з умови, що довжини сторін трикутника при навантажуванні не змінюються:

$$\begin{cases} L_{2^*-D^*}^2 = L_{2-D}^2 = (X_2^* - X_{D^*})^2 + (Y_2^* - Y_{D^*})^2; \\ L_{4^*-D^*}^2 = L_{4-D}^2 = (X_4^* - X_{D^*})^2 + (Y_4^* - Y_{D^*})^2. \end{cases}$$

Координати точок підставляємо з урахуванням їх знака, розглядаючи систему координат X і Y з початком в точці 1 як праву.

Ми отримали систему квадратних рівнянь відносно координат точки D^* . Розв'язком даної системи буде дві групи коренів $(X_{D^*}, Y_{D^*})_1$ і $(X_{D^*}, Y_{D^*})_2$. Приймаємо ті значення, які не суперечать реальному положенню точки D^* відносно точок 2^* і 4^* .

Висновки. Попередня оцінка точності вимірювання запропонованим способом показала, що похибка вимірювання переміщень не перевищує 0.02 мм/піксель, що достатньо для проведення вимірювань анатомічних об'єктів при біомеханічних дослідженнях систем остеосинтезу кінцівок людини.

УДК 620.171.3:616.717.8

Шидловський М.С.¹, к.т.н., доц.; Димань М.М.¹, асп.; Циганков М.А.², асп.;
Бондар А.М.¹, маг.

1- НТУУ «Київський політехнічний інститут», м. Київ, Україна

2- ДУ «Інститут травматології та ортопедії НАМН України», Київ

ДЕФОРМУВАННЯ ЗАСОБІВ ФІКСАЦІЇ ПЕРЕЛОМІВ П'ЯСНИХ КІСТОК ПІД ВПЛИВОМ ФІЗІОЛОГІЧНИХ НАВАНТАЖЕНЬ

Переломи п'ясних кісток є одним з найпоширеніших травматичних ушкоджень кисті. Численні системи фіксації, запропоновані для лікування даного виду травми, в багатьох випадках не забезпечують необхідної жорсткості і надійності в умовах раннього функціонального навантаження. Переломи шийки п'ясної кістки найчастіше виникають при ударі кулаком по твердій поверхні. Найбільш розповсюджений – перелом шийки 5-ї п'ясної кістки, так званий «перелом боксера». За даними літератури, цей перелом складає до 10% переломів кісток кисті.

При хірургічному лікуванні, застосовуються декілька методів, зокрема, фіксація шпичками, гвинтами (для гвинтоподібних переломів), інтрамедулярними стрижнями, апаратами зовнішньої фіксації та мініпластинами з гвинтами [1-3]. На практиці, метод лікування обирається, в залежності від «геометрії» перелому п'ясної кістки, а саме: поперечний, косий, спіральний чи багато уламковий [1, 3]. Системи фіксації, запропоновані для лікування даного виду травми, в багатьох випадках не забезпечують необхідної жорсткості і надійності в умовах функціонального навантаження [4].

Метою наших досліджень була розробка методики проведення натурального експерименту і вивчення надійності засобів фіксатор-кістка при різних типах переломів п'ясних кісток в залежності від типу фіксатора та його розташування (таблиця).

Таблиця.

Відомості про випробувані засоби фіксації п'ясних кісток

Назва системи ОС та короткий опис	Скороче на назва	Допоміжні елементи	Зображення
1. Шпиці	ШП	шпиці діаметром 1.2 мм	
2. Титанова мініпластина	МП	гвинти діаметром 1.7 мм	
3. Титанова мініпластина з додатковими елементами фіксації	МПд	гвинти діаметром 1.7 мм	
4. Стрижньовий апарат зовнішньої фіксації	АЗФ	стрижні діаметром 2.5 мм	

При остеосинтезі переломів п'ясних кісток, використовували титанові мініпластини з товщиною гвинтів - 1,7 мм. Також, був проведений аналіз оперативного лікування хворих з

переломами п'ясних кісток, при якому застосовувався металоостеосинтез шплицями та проведений аналіз оперативного лікування хворих з переломами п'ясних кісток, при якому застосовувався стрижневий апарат зовнішньої фіксації з стрижнями діаметром 2.5 мм.. Відомості про випробувані засоби фіксації п'ясних кісток наведені в табл. 1 (уламки кістки, що скріплені шплицями, для наочності показані у розведеному стані).

Перед випробуваннями епіфізи кісток заливалися пластмасою з утворенням жорстких головок. Зазначені головки слугують для закріплення препаратів на робочому столі випробувальної машини та передачі зусиль на кістки при навантаженні. Такий спосіб усуває додаткові переміщення препаратів, що виникають у місцях закріплення при навантаженні зразків, і дає можливість вимірювати лише деформації кісток та систем фіксації.

Реєстрацію переміщень та запис діаграми деформування у координатах «навантаження - переміщення» проводили за допомогою вимірювальної системи випробувальної машини з точністю 0.01 мм та 0.1 Н. На першому етапі досліджень випробували вихідні зразки при малих (не більше 0.5 мм) деформаціях, що обумовлено необхідністю зберегти зразки у непошкодженому стані для подальших випробувань. Після моделювання фіксації переломів випробування повторювали при деформаціях до 1.0 ... 1.2 мм.

Результати вимірювань та розрахунків відображені на рис. 1. При дії стискаючих навантажень найбільшу жорсткість мають системи фіксації з титановою мініпластиною «МП» та стрижневий апарат «АЗФ». При згині та крученні фіксація за допомогою «АЗФ» має суттєву перевагу з точки зору жорсткості. Найменші жорсткості всіх випробуваних систем спостерігаються при дії згинальних навантажень.

Для порівняння характеристик жорсткості різних систем «кістка - система остеосинтезу», були розраховані відношення жорсткостей непошкоджених кісток C_H до жорсткості кісток з переломами та системами фіксації C_F у вигляді коефіцієнтів зміни жорсткості $\psi = C_H / C_F$.

Найменша зміна жорсткостей під дією навантаження стиском зареєстрована при застосуванні фіксації «МП» та «АЗФ», під дією згинальних навантажень - при використанні «АЗФ» та «МПд» та під дією кручення - при фіксації системми «АЗФ» і «МП». Це дозволяє рекомендувати для застосування при фіксації переломів п'ясних кісток системи «АЗФ», «МП» та «МПд».

Висновки: процес деформування систем фіксатор-кістка залежить як від типу фіксації та конструкційних особливостей засобу остеосинтезу, так і від виду навантаження (стискування кістки, її згинання або кручення);

– за більшістю вимірних характеристик перевагу мають стрижневі апарати зовнішньої фіксації та титанові мініпластини різних конструкцій;

– найбільш небезпечними видами навантажень з точки зору стабільності деформацій кісток з переломом та встановленим фіксатором є згинальні навантаження.

Список літератури

1. Борзых А. В. , Оприщенко А. А., Кравченко А. В. , Погориляк А. Й. , Труфанов //Лечение внутрисуставных переломов головок пястных костей с использованием наkostных пластин. – Тезисы доклада 2008.- Донецк.
2. Валеєв М.М., Моисеев Д.В., Чистиченко С.А. Стабильный функциональный остеосинтез переломов костей кисти // Травмат. и ортоп. России. 2008. - №2-прил. — С. 15-16.
3. Лыба Р.М. Повреждения пястных костей кисти — ошибки и осложнения на этапах лечения / Р.М. Лыба, И. Абашина // Актуальные вопросы травматологии и ортопедии. — Екатеринбург, 1997. — С. 114-115.
4. Balaram AK, Vednar MS. Complications after the fractures of metacarpal and phalanges. *Hand Clin.* May 2010; 26(2):169-77

УДК 620.173.2:616.71

Димань М.М.; Мусієнко О.С., студ.
НТУУ «Київський політехнічний інститут» м. Київ, Україна

ПРУЖНІ ВЛАСТИВОСТІ ТА НЕОДНОРІДНІСТЬ СТРУКТУРИ КІСТКОВОЇ ТКАНИНИ КІНЦІВОК ЛЮДИНИ

Удосконалення систем фіксації, які застосовуються при лікуванні пошкоджень кісток людини, є однією з найважливіших задач сучасної травматології. На даний час почали застосовувати нові типи фіксуючих накістних пластин, що розсмоктуються, впроваджуються компресійні пластини. Оптимізація всіх цих методів потребує комплексного біомеханічного аналізу властивостей кісткових тканин.

Механічні властивості КТ можуть суттєво змінюватися в залежності від віку, статі, структурно-функціонального стану кісткової тканини, наявності локальних і системних патологічних процесів. Кісткову тканину на сьогоднішній день розглядають як трьохфазний композиційний матеріал, що складається з органічних колагенових волокон, мінерального компоненту і міжфібрилярної речовини [1]. Кістка оптимально пристосована до сприйняття функціональних та фізіологічних навантажень. За своїми механічними властивостями вона є неоднорідною, нелінійною, анізотропною і не суцільною, має виражені в'язко-пружні властивості і здатність до структурної перебудови під дією навантажень [1-3].

Кістка має складну багаторівневу структурну організацію і є динамічною відкритою системою, що перебуває в процесі постійної перебудови та іонного обміну з оточуючим середовищем.

Архітектоніка кісток формується в процесі індивідуального розвитку організму, як інтегральна відповідь кістки на напруження і деформації, яких вона зазнає при різноманітних функціональних навантаженнях. На окремих ділянках при цьому орієнтація остеонів і трабекул є досить сталою, а на інших (ділянки прикріплення м'язів, підборіддя) зазнає значних індивідуальних варіацій. Кісткова тканина є ортотропним матеріалом. Головні осі пружності визначаються орієнтацією остеонів в кортикальній кістковій тканині і балочок в губчастому шарі кістки. Максимальна жорсткість при цьому збігається за напрямком з орієнтацією більшості структурних одиниць кісткового матриксу [1, 2, 4].

На сьогодні в літературі існують значні розбіжності у визначенні основних механічних констант і ступеня механічної анізотропії навіть для неуразеної кісткової тканини. Модулі пружності кортикальної кістки, визначені в різних дослідженнях, коливаються від 4 до 20-22 ГПа, а губчастої від 0,05 до 1,5 ГПа і більше [3]. Величина коефіцієнту Пуассона для різних типів кісткової тканини і в різних напрямках також коливається в межах 0,05-0,35 [2].

Метою наших досліджень було вивчення механічних характеристик кісткової тканини, отриманої в ході операцій, виконаних на кінцівках, з урахуванням їх структурної та механічної анізотропії.

В ході дослідження було вивчені зразки кортикальної і губчастої тканини великогомілкової кістки. Фрагменти були видалені за допомогою спеціального порожнього свердла діаметром 7мм. Перед проведенням дослідження фрагменти піддавали механічній обробці, надаючи їм правильної геометричної форми у вигляді циліндру заданої висоти з рівними паралельними торцями. Для визначення механічних властивостей зразка проводили його навантаження стиском (рис. 1) за допомогою універсальної випробувальної машини.

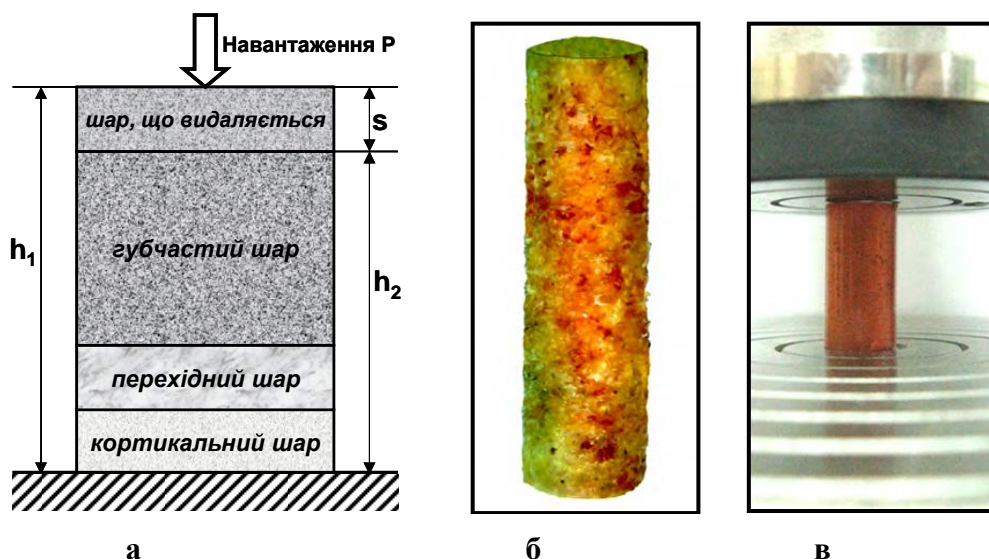


Рис. 1. Схема визначення модулів пружності шарів КТ в неоднорідних зразках (а), зразок кісткової тканини, виготовлений з великогомілкової кістки (б) та контрольний зразок на столі випробувальної машини (в)

Зразок (рис. 1б) встановлювали на робочому столі випробувальної машини, піддавали стискаючому навантаженню (рис. 1в) та записували діаграму деформування.

Після цього на шліфувальному пристрої видаляли шар кісткової тканини $s = 0.1 h_1$ з одного боку зразка, зберігаючи паралельність його поверхонь. Після видалення першого шару проводили навантаження інших зразків та записували діаграми деформування.

За умови невеликої товщини зрізаного шару його пружні властивості вважаємо незмінними. Допускаючи це, модуль пружності видаленого шару можна розрахувати за формулою $E' = E_1 \cdot E_2 \cdot s / (E_2 \cdot h_1 - E_1 \cdot h_2)$, де E_1 та E_2 - усереднені модулі пружності матеріалу зразків до та після видалення шару відповідно; h_1 - висота зразка до видалення шару; h_2 - висота зразка після видалення шару; s - товщина видаленого шару (рис. 1а).

Видалення шару та його повторне навантаження можна проводити необхідне число (до 10) разів. Це дає можливість визначити модулі пружності всіх типів кісткової тканини, що входять до складу неоднорідного зразка.

Результати досліджень. За результатами вимірювань встановлені модулі пружності в різних областях кісток кінцівок та співвідношення модулів пружності кортикального та губчастого шарів. Встановлені максимальні та мінімальні значення модулів пружності кортикального шару КТ. Кісткова тканина має максимальну жорсткість в напрямку, що відповідає орієнтації більшості її структурних одиниць (остеонів і трабекул). Спонгіозний шар КТ характеризується меншою анізотропією і, на відміну від кортикального шару, суттєвою просторовою неоднорідністю.

Список літератури

1. Бегун П.И., Шукейло Ю.А. *Биомеханика: Учебник для вузов.* - СПб.: Политехника, 2000.-463 с.
2. Добелис М.А., Саулгозис Ю.Ж. Роль структурных компонентов компактной костной ткани в ее деформативности и несущей способности. В кн. *Современные проблемы биомеханики.* Выпуск 2. Механика биологических тканей. Рига «Зинатне», 1985, с. 70-102.
3. Natali A. N., Meroi E. A., *A review of the biomechanic properties of bone as a material.* Journal of Biomechanical Engineering (1988), 11, 266-275.
4. Кадурін О. К., Вирва О. Є., Леонтєва Ф. С. *Біофізичні властивості компактної кісткової тканини.* — Х.: Прапор, 2007.— 136 с.
5. Шидловский Н.С., Маланчук В.А., Кочак А.В. *О методических особенностях экспериментального изучения биомеханических свойств костных тканей* // В кн.: Динаміка, надійність і довговічність механічних і біомеханічних систем та елементів їхніх конструкцій. – Матеріали міжнародної науково-технічної конференції, Севастополь, 2009. – С. 82-88.

УДК 620.178.52:616.71

Заховайко О.П. к.т.н., доц.; Мусієнко О.С., студ.
НТУУ «Київський політехнічний інститут», м. Київ, Україна

ОЦІНКА ПОШКОДЖЕНЬ КІСТКОВОЇ ТКАНИНИ ЗА ПОКАЗНИКАМИ ТВЕРДОСТІ

Одним з показників, що характеризує стан матеріалу та рівень його пошкодження є поверхнева твердість. Для виміру твердості матеріалів не біологічного походження (метали, пластмаси, гуми, композиційні матеріали) існує багато стандартних, неодноразово апробованих методів. Це, насамперед, методи Роквелла, Бринеля та Вікерса для металів, метод Шора для гум та пластмас, інші стандартизовані методи. Всі ці методи основані на прямому або опосередкованому вимірюванні занурення жорсткого індентора у зразок матеріалу.

При цьому не звертається уваги на характер деформацій, що виникають у матеріалі в місці проникнення індентора у зразок. На наш погляд, тільки при вимірюванні твердості гум за методом Шора навколо індентора у матеріалі не виникають незворотні деформації. Решта методів приводить до того, що у вказаних місцях обов'язково виникають пластичні (незворотні, остаточні) деформації, які супроводжуються пошкодженням матеріалу. Таким чином, вищезазначені методи характеризують поведінку матеріалів не стільки в пружному, скільки у пластичному стані та не можуть бути використані для оцінки стану кісткових тканин (КТ) при реальних (відносно низьких) рівнях напружень.

Діагностичні методи, що можуть бути застосовані для оцінки стану КТ, у тому числі при проведенні хірургічних операцій, знаходяться у стані розробки [1]. Наскільки нам відомо, стандартні методи вимірювання твердості КТ відсутні взагалі [2, 3]. Для впровадження зазначених методів в дослідницьку практику необхідно, насамперед, визначити характеристики твердості КТ, знайти способи вимірювання цих характеристик та відпрацювати методику експериментів.

У наших дослідженнях був використаний метод Лебедева-Музики. Це експрес-метод оцінки якості металу, в якому за параметр стану метала прийнята не його твердість, а ступінь розсіювання чисел твердості при масових випробуваннях.[4]

Дана робота є продовженням досліджень механічних характеристик КТ різного походження, що проводилась сумісно з хірургами - травматологами в лабораторії біомеханічних систем кафедри ДММ та ОМ НТУУ «КПІ» [5, 6].

Для випробувань були використані фрагменти анатомічних об'єктів, які видалялися під час операції у постраждалих в результаті різних травм. Зразки підготовлювали до випробувань за допомогою шліфувального пристрою.

Для вимірювання твердості кісткової тканини були використані сталеві конічні індентори діаметром 1.30 мм з кутами конусів 45 та 30°.

Сталеві стрижні - індентори нерухомо закріплювали у затискувачі, який був жорстко з'єднаний з динамометром випробувальної машини. Зразок КТ розміщували на проміжній скляній смужці, яку фіксували на предметному столику. Для точної установки (позиціонування) зразка використовували жорсткий предметний столик мікроскопа ММУ-3. Він дозволяє переміщувати зразок в площині, що перпендикулярна до осі навантаження, з точністю 0.1 мм

Зразок КТ (рис. 1а) разом з додатковим обладнанням розміщувався на робочому столі випробувальної машини (рис. 1б). В процесі навантаження контролювали зусилля в зразку та виникаючі при цьому деформації. Реєстрацію деформацій (глибину занурення індентора) проводили за допомогою системи вимірювання переміщень випробувальної машини TIRA-

test з точністю ± 10.0 мкм та за допомогою індикатора годинникового типу МИГ-1 з точністю ± 1.0 мкм.



а



б

Рис. 1. Зразок кісткової тканини (а) та пристрій для вимірювання твердості (б)

В процесі проникнення індентора записували діаграми що показують зв'язок між навантаженням, що передається на КТ через індентор, і глибиною проникнення індентора у КТ. Як правило, діаграми мали лінійний характер. За контрольну характеристику була прийнята питома деформація, що визначалася як відношення глибини проникнення індентора до прикладеного при цьому навантаження.

У результаті дослідів отримані нові дані про твердість КТ різної структури, проаналізований вплив форми і розмірів індентора на результати вимірювань, визначено оптимальну форму індентора. Встановлено, що вибір місця вимірювання може в значному ступені вплинути на розкид характеристик твердості КТ навіть на малій площі випробувального зразка.

Список літератури

1. *Schwartz-Dabney C.L., Dechow P.C. Variations in cortical material properties throughout the human dentate mandible // American journal of physical anthropology 120:252–277 (2003).*
2. *Бегун П.И., Шукейло Ю.А. Биомеханика: Учебник для вузов. - СПб.: Политехника, 2000.-463 с.*
3. *Кадурін О. К., Вирва О. С., Леонтьєва Ф. С. Біофізичні властивості компактної кісткової тканини. — Х.: Прапор, 2007.— 136 с.*
4. *Патент №4803 МПК 6, G01 №3/00, 3/20.Україна Спосіб оцінки рівня пошкоджуваності матеріалу / А.О. Лебедев, М.Р. Музика // Промислова власність. – 2005. – Бюл.№3.*
5. *Скорик Д.П., Копчак А.В., Шидловський М.С. Кореляційні зв'язки між біомеханічними характеристиками та структурними особливостями кісткової тканини // Тези доповідей загально-університетської науково-технічної конференції молодих вчених та студентів. – Київ, НТУУ "КПІ", 2012. – С. 2 -3.*
6. *Шидловский Н.С., Маланчук В.А., Копчак А.В. О методических особенностях экспериментального изучения биомеханических свойств костных тканей // В кн.: Динаміка, надійність і довговічність механічних і біомеханічних систем та елементів їхніх конструкцій. – Матеріали міжнародної науково-технічної конференції, Севастополь, 2009. – С. 82-88.*

УДК 620.171.3:616.717.8

Шидловський М.С., к.т.н., доц.

НТУУ «Київський політехнічний інститут», м. Київ, Україна

МОЖЛИВОСТІ УНІФІКАЦІЇ МЕТОДІВ ОЦІНКИ ФУНКЦІОНАЛЬНОЇ НАДІЙНОСТІ ЗАСОБІВ ОСТЕОСИНТЕЗУ

На базі експериментальних досліджень, проведених сумісно з хірургами-травматологами, сформульовано основні принципи планування і проведення оцінки надійності систем остеосинтезу (ОС). Обґрунтовані основні режими випробувань, що найбільш повно відображають типи функціональних навантажень. При цьому проводиться пошук режимів, при яких надійність фіксації найменша (виявлення слабкої ланки системи «пошкоджена кістка – система ОС»). Метод повинен бути простий і доступний для проведення у акредитованих випробувальних лабораторіях.

Випробування систем ОС – це комплексні дослідження. Тому програма складається таким чином, щоб була можливість проводити паралельні випробування для одержання найбільшого об'єму інформації щодо поведінки системи ОС під дією функціональних навантажень.

Врахування зазначених особливостей випробувань дає змогу а) уніфікувати, а з рештою стандартизувати, методи оцінки надійності засобів фіксації; б) визначати та порівнювати деформаційні характеристики різних систем фіксації переломів кістки; в) давати рекомендації щодо вибору оптимального з точки зору механічної надійності способу фіксації переломів.

Перший етап – аналіз об'єктів. Вкрай важливо перед початком роботи мати найбільш повну інформацію про дії на об'єкт зовнішніх і внутрішніх навантажень. При вирішенні звичайних задач технічної механіки ми, як правило, маємо справу з відносно простими (порівняно з анатомічними) об'єктами. В нашому випадку досліджуються системи надзвичайно складні з точки зору механіки деформованого тіла. Без попереднього детального аналізу реально діючих навантажень не можливо навіть приблизно спланувати експеримент, правильно вибрати силові режими і вимірювальну апаратуру.

Аналіз дій м'язів, що керують опорно-руховим апаратом, і визначення навантажень, що діють на кістку у процесі виконання рухів, – основа складання оптимальної програми подальших досліджень, якою закінчується перший етап.

Не дивлячись на те, що при проведенні випробувань конкретного анатомічного об'єкту, забезпеченого певною системою ОС, кожен раз складається окрема програма досліджень, нами розроблено типову програму випробувань (**рис. 1**), яка, на наш погляд, найбільш повно відображає реальне функціонування кінцівок спільно з пристроями фіксації.

Другий етап полягає в оціночному випробуванні системи ОС при навантаженнях, які можуть бути реалізовані достатньо просто, без створення ускладнених систем. На цьому етапі ми не звертаємо уваги на недосконалість спрощеного способу кріплення препарату та на можливі відносно великі деформації, які виникають в цьому випадку у місці кріплення об'єкту до випробувального обладнання.

Вимірювання деформацій системи ОС та визначення найбільш «проблемних» місць на цьому етапі бажано проводити найпростішими засобами. Головне – це вибір реперних точок та їх правильне розміщення. На **рис. 2** як приклад дана спрощена схема випробування великогомілкової кістки з модельованим переломом та стрижневим апаратом фіксації. На фотографіях видно зміщення точок перелому під дією навантаження.

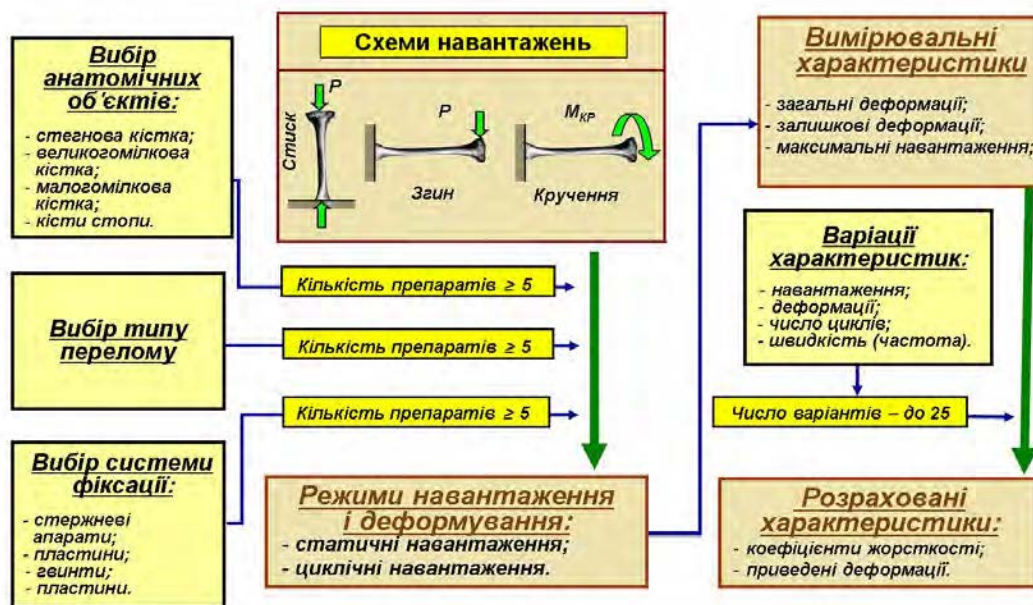


Рис. 1. Уніфікована програма досліджень системи остеосинтезу

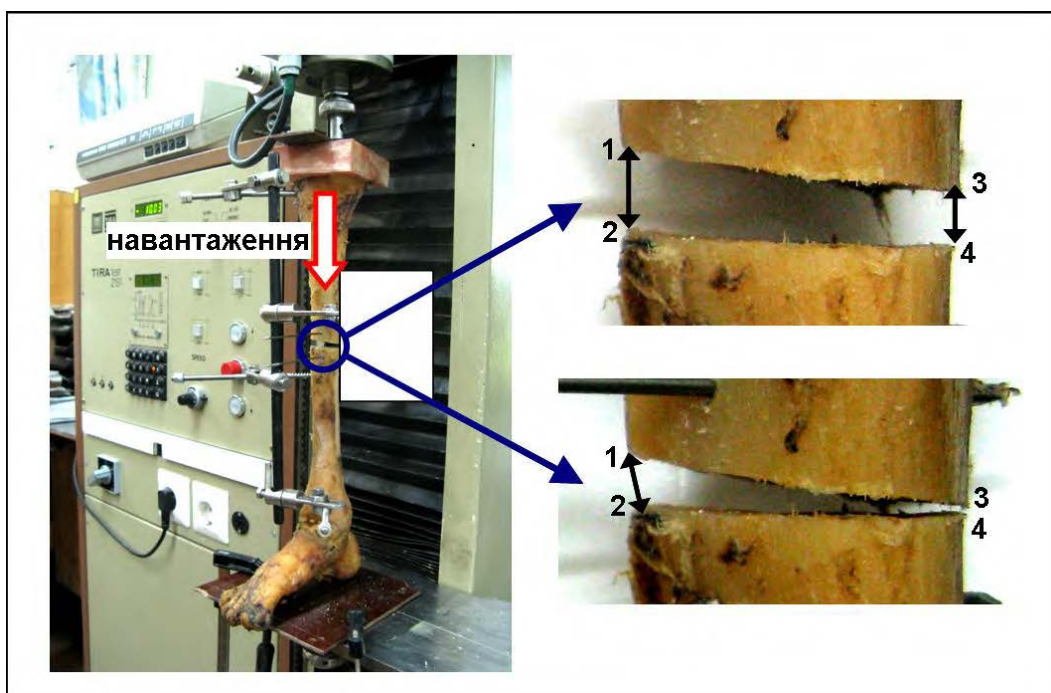


Рис. 2. Навантаження системи ОС та переміщень у місці перелому: зліва – випробування системи; справа зверху – відстані між точками перелому до навантаження; справа внизу – під навантаженням

Третій етап полягає в реалізації основної програми випробувань. Цей етап планується більш детально, оскільки від правильності вибору засобів випробувань залежать кінцеві результати досліджень та коректність відповідних висновків з цих результатів. Тут і надалі під засобами випробувань будемо розуміти не тільки експериментальне обладнання, але й додаткові (периферійні) пристрої, включаючи системи кріплення препаратів до основного обладнання.

Співставлення незворотних деформацій. Усі попередні приклади ґрунтовані на вимірі максимальних деформацій Λ_{MAX} , вимірних у кінці останнього циклу при дії навантаження P_{MAX} . Представляє інтерес оцінити накопичені («залишкові», що не зникають після розвантаження) деформації вихідної та пошкодженої системи (Λ_{H} та $\Lambda_{\text{H}}^{\text{C}}$ відповідно). Деформації $\Lambda_{\text{H}}^{\text{C}}$ є результатом зминання (безповоротній деструкції) кісткової тканини переважно в місці закріплення елементів фіксації перелому. Вони підвищують загальний рівень деформацій, викликають розхитування гвинтів або фіксуючих стрижнів і, зрештою, знижують надійність системи ОС в цілому. Тому співвідношення $\Lambda_{\text{H}}^{\text{C}} / \Lambda_{\text{H}}$ є одним з найбільш чутливим показником якості системи ОС в цілому.

Приклад використання уніфікованої програми. На рис. 3 показано співвідношення накопичених деформацій Λ_{H} і деформацій, що виникли на першому циклі вантаження Λ_1 (пружні, повністю зворотні деформації) $(\Lambda_{\text{H}} / \Lambda_1) \cdot 100\%$. З діаграми видно, що рівень деформацій, накопичених при навантаженнях, що циклічно прикладаються, а отже і надійність фіксації, істотно залежать від виду навантаження (стиск, згин, кручення). Цими експериментами, наприклад, показана небезпека прикладання моментів кручення (виникають найбільші незворотні деформації).

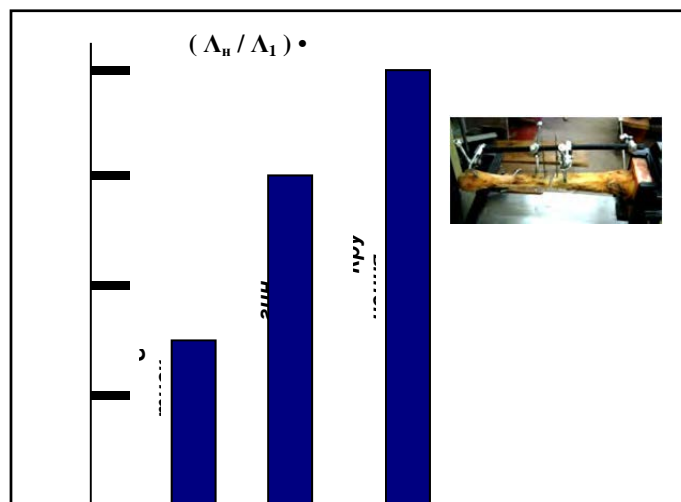


Рис. 3. Співвідношення незворотних і пружних деформацій великогомілкової кістки із стерильним апаратом зовнішньої фіксації при стискуванні, згині і крученні

Висновки

1. При проведенні експериментальних досліджень слід звертати увагу не лише на миттєво отримані деформації, але і на деформації (зміщення в області переломів), що розвиваються в часі при багаторазових навантаженнях.
2. Незворотні (незникаючі) деформації можуть бути одним з важливих показників надійності систем остеосинтезу.
3. За результатами випробувань можна робити ранжирування різних систем остеосинтезу по рівнях надійності.

УДК 539.4-620.178.15

Ламашевский В.П., к.т.н., с.н.с.

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

ИССЛЕДОВАНИЕ РАЗВИТИЯ РАССЕЯНЫХ ПОВРЕЖДЕНИЙ В КОНСТРУКЦИОННЫХ МАТЕРИАЛАХ ПРИ НАРАБОТКЕ

В настоящее время остро стоит вопрос о продлении ресурса действующих элементов конструкций. Несомненно, что дефекты, особенно типа микротрещин, приводят к предельному состоянию элемента конструкции и его разрушению. Но практика показывает, что не менее опасным является накопление в металле рассеянных повреждений, в том числе и на микроуровне, приводящее к опасным состояниям материала и исчерпанию его ресурса пластичности и прочности.

Таким образом, исследование состояния материала, когда разрушение начинает развиваться еще на микроуровне, а также разработка методов оценки деградации его структуры представляются исключительно актуальными в научном и практическом отношениях, особенно, это касается изделий, которые выработали свой проектный ресурс.

В механике материалов поврежденность обычно связывают с влиянием различных механических воздействий на сопротивление материала и, как правило, ограничиваются рассмотрением случаев, когда поврежденность приводит к снижению сопротивления (за счет разрыхления) тому виду нагружения, которому материал подвергался ранее.

Большой объем работ по созданию физически обоснованных и легко реализуемых на практике методов контроля и описанию состояния поврежденного материала выполнен в Институте проблем прочности им. Г.С. Писаренко НАН Украины.

Для прогнозирования кинетики рассеянных повреждений на разных стадиях деформирования материалов при статическом нагружении предлагается модель, в которой в качестве основного параметра текущего состояния материала т.е. степени разрыхления, в соответствие ставится коэффициент поперечной деформации. Практическое использование этой модели иллюстрируется результатами испытаний ряда сталей и чугунов. Установлено, что процесс накопления повреждений в условиях растяжения протекает более интенсивно, чем при сжатии. Причем в условиях сжатия структурно неоднородных материалов поврежденность при определенных уровнях деформации может достигать некоторого насыщения, при котором наступает квазиоднородное структурное состояние материала – образование новых несплошностей компенсируется закрытием (залечиванием) ранее образовавшихся дефектов. Такое состояние не может быть в последующем устойчивым и при дальнейшем деформировании заканчивается образованием макротрещины.

Показано, что кинетика структурных деформаций определяется не только природой материала, но и видом напряженного состояния. Это обуславливает необходимость перехода к обобщенным деформациям и введения в расчетные выражения некоторых функций тензора напряжений или их инвариантов.

Большие перспективы по практическому применению имеет новый, разработанный в институте, метод определения поврежденности, основанный на измерении параметров рассеяния значений твердости при массовых испытаниях (ДСТУ 7793-2015 Матеріали металеві. Визначення рівня розсіяних пошкоджень методом ЛМ-твердості.)

Физическое обоснование предложенного метода состоит в том, что рассеяние характеристик механических свойств присуще всем материалам, а степень этого рассеяния сильно зависит от структурного состояния. Следовательно, об изменении структурного состояния, т.е. деградации материала в заданных условиях работы можно судить по рассеянию характеристик его свойств, в частности твердости. В качестве параметра

рассеяния используется параметр m в распределении Вейбулла, имеющий смысл коэффициента гомогенности материала.

Обсуждаются данные экспериментов по изучению кинетики накопления повреждений разными методами в конструкционных материалах при различных видах температурно-силовых воздействий.

Показано, что наиболее перспективным в практическом отношении методом оценки повреждаемости материалов является метод, основанный на измерении параметров рассеяния значений твердости при массовых испытаниях

УДК 621.039.56

Добротворский С. С. д. т. н., проф.; Гнучих С. С. аспирант.

НТУ "Харьковский Политехнический Институт", г. Харьков, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЫСОКОСКОРОСТНОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ТВЕРДЫХ ТЕЛ МЕТОДАМИ МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ.

Высокоскоростное взаимодействие твердых тел находит широкое применение в промышленности и военном деле [1]. Это и защита солнечных батарей от космического мусора, столкновение движущихся летательных аппаратов, разрушения средств индивидуальной защиты и навесного бронирования. Главной задачей при анализе этих процессов является степень разрушения и фрагментации взаимодействующих тел. Основными задачами которые стояли перед исследованием были: определение пределов разрушения преграды, анализ видов разрушения, анализ запреградного взаимодействия, определение величины запреградного прогиба.

Для изучения процессов взаимодействия преграды и твердого тела был проведен численный эксперимент проникновения сферического твердого тела (шара) внутрь пластины. Для этого использовалась система инженерного анализа ANSYS и её подсистема ExplicitSTR. Для моделирования ударного взаимодействия шара и многослойной пластины был использован сеточный метод Лагранжа. Начальная скорость шара, как и толщина пластины варьировалась. Скорость шара направлена перпендикулярно поверхности преграды. Материал пластины был слоистый композитный материал состоящий из чередующихся слоев STEEL4340 и Aluminum Alloy. Материал шара был назначен STEEL4340.

В результате расчетов выявлено несколько характерных типов взаимодействий пластины и шара: застревание шара, откол преграды и пробитие пластины. На реализацию того или иного типа взаимодействия влияют толщина пластины, скорость и форма шара. Пример взаимодействия пластины и шара приведен на рисунках 1.

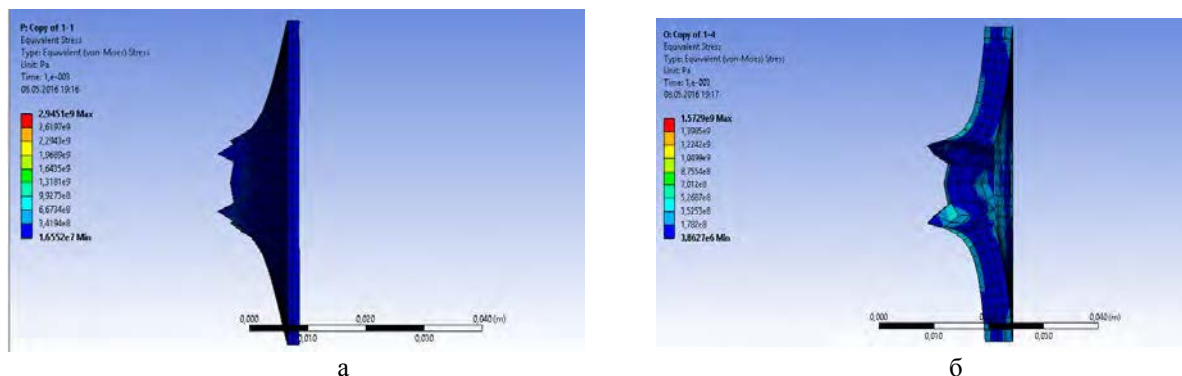


Рис. 1 – Взаимодействие шара $R = 12$ мм с пластиной 800 м/с
а) $D_s = 2$ мм, $D_a = 1$ мм, б) $D_s = 2$ мм, $D_a = 4$ мм,

При малых толщинах преграды $D_s = 2$ мм, $D_a = 1 \sim 4$ мм, наблюдалось уверенное пробитие пластины (рис. 1 а, б). Если толщина пластины была достаточно большой $D_s = 2$ мм, $D_a = 4 \sim 7,5$ мм, то реализовывался случай откола (рис. 2 а). С тыльной стороны пластины наблюдается разрушение материала. Застревание СФТТ было зафиксировано в случае утолщенных пластин $D_s = 2$ мм, $D_a = 7,5 \sim 12$ мм (рис. 2 б).

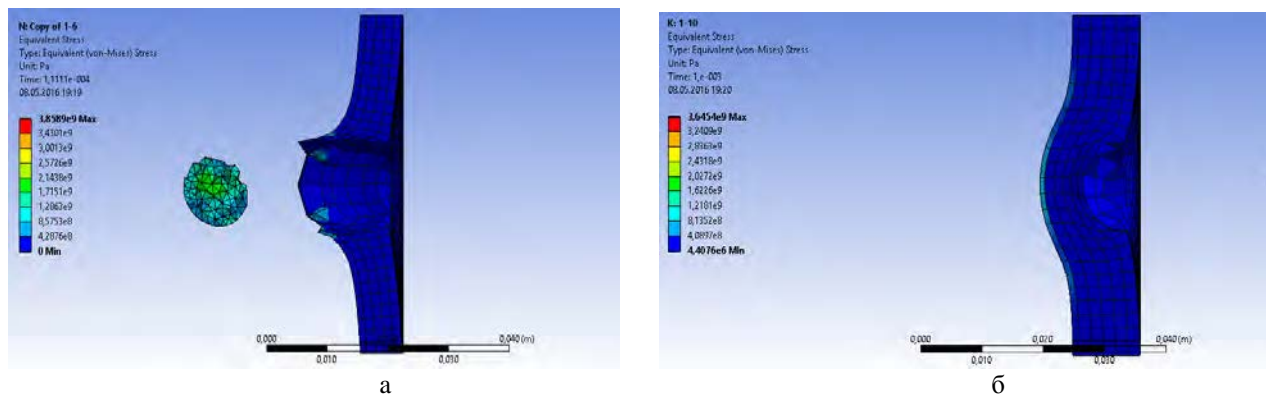


Рис. 2 – Взаимодействие шара $R = 12$ мм с пластиной на скорости 800 м/с
а) $D_s = 2$ мм, $D_a = 6$ мм б) $D_s = 2$ мм, $D_a = 10$ мм

На основании результатов моделирования можно сделать следующие выводы: при взаимодействии твердого тела и преграды можем наблюдать 3 типа взаимодействия застревание, пробитие и откол.

Застревание характеризуется случаями с малыми скоростями твердого тела или большими толщинами преград. Случай пробития соответствует значительным уровням кинетической энергии твердого тела. Откольные явления возникают при больших толщинах преград и достаточных скоростях твердого тела и являются промежуточными вариантами между застреванием и пробитием. Анализ экспериментальных данных показывает, что с изменением параметров ударяющего тела и свойств преграды, существенно меняются механизмы разрушения. Поэтому моделирование данных процессов является весьма актуальной задачей.

1. Фомин, В.М. *Высокоскоростное взаимодействие тел* / В.М. Фомин, А.И. Гулидов, Г.А. Сапожников и др. – Новосибирск: Изд-во СО РАН, 1999.
2. Зенкевич, О. *Конечные элементы и аппроксимация* / О. Зенкевич, К. Морган. – М.: Мир, 1986.
3. Lipanov, A.M. *The Problem of Dispersion of Powder Materials by Explosion* / A.M. Lipanov, A.V. Vakhrushev // *International Applied Mechanics*. – 1991. – V. 27, Issue 2. – P. 47–53.
4. Добротворский С.С. Повышение конкурентоспособности отечественного машиностроительного производства в современных условиях // С.С. Добротворский, Е.В. Басова, Л.Г. Добровольская, А.К. Мялица // Сборник научных трудов "Вестник НТУ "ХПИ" : Технологии в машиностроении. Х.: НТУ «ХПИ», 2014. – Вып.5542. – С. 25-31.

УДК 539.4

Кучер Н.К., д.т.н. профессор; Рязанов Р.А., аспирант

Інститут проблем прочності імені Г.С. Писаренко НАН України, Київ, Україна

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ДЕФОРМИРОВАНИЯ И НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ СЛОИСТЫХ ОДНОНАПРАВЛЕННЫХ УГЛЕПЛАСТИКОВ ПРИ ПОВЫШЕННЫХ ТЕМПЕРАТУРАХ

Исследуются закономерности деформирования и прочность однонаправленных полимерных углепластиков при повышенных (20...260°С) температурах. В рамках модели трансверсально изотропного тела на основе экспериментальных исследований определены диаграммы деформирования, характеристики упругости и предельные значения напряжений при комнатной и повышенных температурах.

Анализируются зависимости эффективных модулей продольной упругости и сдвига, коэффициентов Пуассона и характеристик прочности σ_{+1}^b , σ_{-1}^b , σ_{+2}^b , σ_{-2}^b , σ_{12}^b композита от температуры испытаний. Знак «плюс» на уровне нижнего индекса, обозначает, что данная предельная величина определена из опытов на растяжение, а «минус» - из опытов на сжатие. Считается, что прочность при сдвиге не зависит от направления действующих усилий.

В рамках модели микрокомпозита с искривленными непрерывными волокнами предложены соотношения для вычисления модулей продольной упругости и сдвига в плоскости армирования при повышенных температурах. Предполагается, что главный коэффициент Пуассона не изменяется при повышении температуры.

На основе соотношений для характеристик упругости однонаправленного композита и предположений о наличии коротких волокон в армирующих нитях, а также о появлении расслоений матрицы, представлены модели для прогнозирования несущей способности таких материалов при действии растягивающих и сжимающих усилий в направлении армирования. Показано, что функции определяющие реализацию прочностных свойств волокон в композите, зависят как от средней прочности волокон, так и от разброса характеристик прочности в исследуемой совокупности. Отмечается, что изменение прочности при повышении температуры и действии растягивающих усилий определяется, главным образом, теплостойкостью матрицы.

Определены соотношения для вычисления прочности однонаправленного композита в трансверсальном направлении при растяжении и сжатии. Отмечается, что при повышенных температурах и достаточно медленном нагреве, можно пренебречь тепловыми напряжениями и микрорастрескиванием в таких композитах. Как следует из расчетов, прочность при сжатии в трансверсальном направлении определяется, в основном, прочностью волокон, углом их дезориентации в композите и коэффициентом изменения упругих свойств матрицы при нагреве.

Исходя из прочности матрицы и волокон при повышенных температурах, предложены соотношения для прогнозирования несущей способности композита при сдвиге вдоль волокон. Отмечено существенное влияние на закономерности сдвига температурной зависимости прочности матрицы.

Показано хорошее соответствие расчетных и экспериментальных характеристик упругости и прочности трансверсально упругого тела для всего диапазона повышенных температур.

УДК 539.43

Е.В.Воробьев, д.т.н.; В.А.Стрижало, д.т.н.

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

**ЭФФЕКТЫ НАДРЕЗА И НИЗКОТЕМПЕРАТУРНОЙ ПРЕРЫВИСТОЙ
ТЕКУЧЕСТИ: УПРОЧНЕНИЕ АУСТЕНИТНЫХ СТАЛЕЙ ПРИ ТЕМПЕРАТУРАХ
293...4,2 К**

Исследовалось влияние глубокого охлаждения на характер и составляющие упрочнения сталей 12X18H10T и 03X20H16AG6 с учетом концентрации напряжений. Использовались цилиндрические образцы диаметром 5 мм с кольцевой выточкой глубиной 1 мм с радиусом в ее вершине 1,5; 0,5; 0,25 и 0,1 мм. Величины теоретических коэффициентов концентрации напряжений K_t составляли соответственно 1,54; 2,10; 2,75 и 3,60. Образцы испытывались на статическое растяжение при температурах 293 К, 77 К и 4,2 К. В комнатных условиях с увеличением остроты надреза предел прочности σ_B^H образцов стали 12X18H10T непрерывно возрастает, а при температуре 77 К большой прирост данной характеристики (на 350 МПа) наблюдается при увеличении коэффициента концентрации напряжений до величины 2,1. Относительное сужение образцов после разрыва значительно снижается, более интенсивно – при температуре 293 К. А испытания образцов в среде жидкого гелия показали, что зависимости характеристик прочности и пластичности от коэффициента концентрации становятся немонотонными, или отличаются резкими перегибами. Подобные изменения характера рассматриваемых зависимостей при температуре 4,2 К было отмечено и для стали 03X20H16AG6, для нее наибольшая прочность ($\sigma_B^H = 2400$ МПа) достигается при $K_t = 2,75$. Для стали 12X18H10T максимум этой характеристики соответствует $K_t = 2,10$. Таким же образом изменяются у этих сталей и зависимости верхних пределов прерывистой текучести. Общая величина упрочнения (как низкотемпературного, так и «конструкционного», т.е. связанного с действием надреза) представлена как отношение $\sigma_B^H / \sigma_B^{293}$. Величина этого показателя с понижением температуры существенно увеличивается. В то же время вклад чисто конструкционного упрочнения резко снижается, для острых надрезов – почти до нуля. Величину «конструкционной» составляющей прочности можно представить также в виде, где первый член – так называемый коэффициент конструкционной прочности.

Для стали 03X20H16AG6 максимальное общее упрочнение (240 %) намного больше, чем для первой (165 %). При этом «конструкционная» часть упрочнения стали 03X20H16AG6, в отличие от 12X18H10T, практически не зависит от температуры. Другое отличие состоит в том, что дальнейшее увеличение концентрации напряжений для стали 12X18H10T приводит к резкому снижению величины σ_B^H при температурах 77 и 4,2 К. Вероятно, это связано с нестабильностью аустенитной структуры стали 12X18H10T и образованием мартенсита охлаждения при криогенных температурах.

Дополнительные испытания образцов с «мягкими» надрезами ($\rho = 6$ мм) при $T = 4,2$ К выявили очень сильное упрочнение. Так, для стали 12X18H10T $\sigma_B^H = 1190$ МПа, а сопротивление отрыву $S^H = 4060$ МПа. Протяженные надрезы служат своеобразными концентраторами эффекта низкотемпературной прерывистой текучести, увеличивающими удельное число скачков деформации и тем самым - деформационное упрочнение материала.

УДК 620.178.5:620.179

Зиньковский А.П. д.т.н., проф.; **Токарь И.Г.** к.т.н., с.н.с.; **Круц В.А.** к.т.н., с.н.с.; **Онищенко Е.А.**

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

ИССЛЕДОВАНИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТЕЙ КОЛЕБАНИЙ СТЕРЖНЕВЫХ ЭЛЕМЕНТОВ С ЛОКАЛЬНЫМИ ПОВЕРХНОСТНЫМИ ПОВРЕЖДЕНИЯМИ

При эксплуатации объектов техники, в частности рабочих лопаток турбомашин, вследствие воздействия широкого спектра динамических нагрузок, а также различного рода посторонних предметов в них возникают локальные поверхностные повреждения, в виде открытых и закрывающихся (дышащих) трещин. Их наличие в конструкции прежде всего влияет на упругие свойства системы, и как следствие, на ее вибрационные характеристики, изменение которых широко используется для обнаружения рассматриваемых повреждений.

Вопросам поиска надежных диагностических параметров наличия повреждений в рабочих лопатках в последнее время уделяется большое внимание.

В связи с этим, целью настоящей работы является численное исследование влияния параметров поверхностных повреждений на характеристики колебаний стержневых конструктивных элементов.

Вычислительные эксперименты проводились с использованием трехмерных конечноэлементных моделей стержней при представлении открытой трещины в виде прямоугольного паза, а закрывающейся трещины – математическим разрезом и контактной задачей, которая позволяет исключить взаимное проникновение берегов трещины.

В соответствии с постановкой задачи был проведен комплекс вычислительных экспериментов для определения закономерностей влияния параметров открытой трещины на формирование спектра собственных частот колебаний стержней. Установлено, что в зависимости от положения паза по длине стержня они могут как увеличиваться, так и уменьшаться в сравнении с таковыми для неповрежденного состояния. При определенном положении повреждения, независимо от его глубины, собственные частоты колебаний поврежденного и неповрежденного стержней совпадают, что согласуется с экспериментальными данными [1].

В случае закрывающейся трещины использовать в качестве диагностического показателя изменение частоты колебаний нецелесообразно, поскольку при неглубоких трещинах фиксировать изменение частоты колебаний очень сложно. Более чувствительными к такому типу повреждений являются методы, которые основываются на возникновении нелинейных резонансов. Так, на модели стержня с рассматриваемой трещиной было показано, что в качестве вибродиагностического параметра ее наличия можно использовать отношение амплитуд основных гармоник колебаний при супер- и субгармоническом резонансах. Было показано, что величина такого вибродиагностического параметра существенно зависит от места приложения вынуждающей силы по длине стержня. При этом установлено, что при ее приложении в сечении с трещиной наблюдается минимальное отношение амплитуд основных гармоник колебаний при супергармоническом, и максимальное - при субгармоническом резонансах, что позволяет установить ее местонахождение.

1. *Зиньковский А.П., Токарь И.Г., Круц В.А. Влияние параметров локального повреждения на собственные частоты колебаний конструктивных элементов // Пробл. прочности. – 2015. - № 2. – С. 5-11.*

УДК 539.376

А.В. Романов канд.тех.наук; П.В. Фернати канд.тех.наук; В. Н. Пелых
 Институт механики им. С.П. Тимошенко НАН Украины, г. Киев, Украина

МЕТОД ОПРЕДЕЛЕНИЯ ПАРАМЕТРОВ ИНВАРИАНТНЫХ ЯДЕР НАСЛЕДСТВЕННОСТИ НЕЛИНЕЙНО-ВЯЗКОУПРУГИХ МАТЕРИАЛОВ ПО КРИВЫМ ПРОДОЛЬНОЙ И ПОПЕРЕЧНОЙ ПОЛЗУЧЕСТИ

В работе рассмотрен метод определения инвариантных ядер наследственности $K_i(\cdot)$ и $K_v(\cdot)$, задающих реологические свойства сдвиговой и объемной ползучести в определяющих уравнениях трехмерной нелинейной модели вязкоупругости [1]

$$\begin{cases} \varepsilon_{ij}(t) - \frac{1}{3} \delta_{ij} \varepsilon_v(t) = \frac{3}{2} \frac{\varepsilon_i(\sigma_i(t); t)}{\sigma_i(t)} (\sigma_{ij}(t) - \delta_{ij} \sigma_0(t)); & (i, j = \overline{1,3}); \\ \varphi_i(\varepsilon_i(t)) = \sigma_i(t) + \lambda_i \int_0^t K_i(t-\tau) \sigma_i(\tau) d\tau; \\ \varphi_v(\varepsilon_v(t)) = \sigma_0(t) + \lambda_v \int_0^t K_v(t-\tau) \sigma_0(\tau) d\tau, \end{cases} \quad (1)$$

по ядрам продольной $K_{11}(\cdot)$ и поперечной $K_{22}(\cdot)$ ползучести при одноосном растяжении. Здесь $\varphi_i(\cdot)$ и $\varphi_v(\cdot)$ – функции, задающие нелинейность вязкоупругих свойств при сложном напряженном состоянии. Считается, что при простых режимах нагружения диаграммы мгновенного и длительного деформирования инвариантны по отношению к виду напряженного состояния.

Соотношения между ядрами интенсивности ползучести $K_i(\cdot)$ и объемной ползучести $K_v(\cdot)$ и ядрами продольной $K_{11}(\cdot)$ и поперечной $K_{22}(\cdot)$ ползучести записываются в виде

$$\begin{aligned} 1 + \lambda_i \int_0^t K_i(\tau) d\tau &= \varphi_i \left\{ \frac{2}{3} \left[\psi_{11} \left[\sigma_{11} \left(1 + \lambda_{11} \int_0^t K_{11}(\tau) d\tau \right) \right] + \psi_{22} \left[\sigma_{11} \left(1 + \lambda_{22} \int_0^t K_{22}(\tau) d\tau \right) \right] \right] \right\} \cdot \frac{1}{\sigma_{11}}, \\ 1 + \lambda_v \int_0^t K_v(\tau) d\tau &= \varphi_v \left\{ \psi_{11} \left[\sigma_{11} \left(1 + \lambda_{11} \int_0^t K_{11}(\tau) d\tau \right) \right] - 2 \cdot \psi_{22} \left[\sigma_{11} \left(1 + \lambda_{22} \int_0^t K_{22}(\tau) d\tau \right) \right] \right\} \cdot \left(\frac{3}{\sigma_{11}} \right), \end{aligned} \quad (2)$$

где $\psi_{11}(\cdot)$ и $\psi_{22}(\cdot)$ – функции, задающие нелинейность вязкоупругих свойств при одноосном растяжении.

Параметры инвариантных ядер определяются путем аппроксимации дискретных значений функций подобия, рассчитанных согласно (2), выбранными аналитическими зависимостями для ядер. В работе выполняется экспериментальная апробация метода на задаче расчета параметров ядер интенсивности и объемной ползучести полиэтилена высокой плотности. Экспериментальные данные заимствованы из литературы [2]. В качестве ядер наследственности используются дробно-экспоненциальные функции Работнова [3].

1. Голуб В.П., Кобзарь Ю.М., Рагулина В.С. Определение параметров ядер наследственности изотропных нелинейно-вязкоупругих материалов при сложном напряженном состоянии // Теор. и прикл. механика. . – 2012. – вып. 51, С. 26-35.

2. Крегерс А.Ф., Килевич М.Р. Комплексное исследование полиэтилена высокой плотности в условиях нелинейной ползучести и релаксации напряжений // МКМ - 1985.- №2.-С. 195-2013.

3. Работнов Ю.Н. Элементы наследственной механики твердых тел.- М.: Наука, 1977.- 384с.

УДК 539.3

Голуб В.П. д.т.н., проф.; Плащинская А.В., к.т.н., с.н.с.

Институт механики им. С.П.Тимошенко НАН Украины, Киев, Украина

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ УСТАЛОСТНОГО РАЗРУШЕНИЯ ТОНКОЙ ПЛАСТИНЫ ПРИ ОДНООСНОМ РАСТЯЖЕНИИ-СЖАТИИ

Представлено численное решение задачи о распространении усталостной трещины в тонкой бесконечной пластине при многоцикловом одноосном растяжении-сжатии. Решение получено на основе модели усталостного разрушения [1-3], объединяющей концепции механики разрушения и механики непрерывной поврежденности. Усталостное разрушение рассматривается как двухстадийный процесс, включающий инкубационную стадию и стадию роста трещины.

Система разрешающих уравнений рассматриваемой задачи представляет собой краевую задачу теории упругости с подвижной границей, закон движения которой задается эволюционным уравнением накопления усталостных повреждений. Усталостную трещину рассматриваем как узкую щель, у вершины которой, согласно модифицированной модели Дагдейла, формируется тонкая циклическая пластическая зона. Трещина растет скачкообразно на длину циклической пластической зоны в полциклах нагружения, когда величина поврежденности по длине этой зоны $\omega = 1$.

Численное решение реализуется следующим образом. Интегральное уравнение движения фронта разрушения [2], к которому сводится совместное решение системы основных уравнений задачи, рассматриваем как суперпозицию уравнений для N дискретных интервалов времени $n_i \leq n \leq n_{i+1}$

$$\sum_{i=0}^N \sum_{j=i}^N \int_{\omega(n_i, x_j)}^{\omega(n_{i+1}, x_j)} [1 - \omega]^q d\omega = \sum_{i=0}^N \sum_{j=i}^N D \int_{n_i}^{n_{i+1}} \left(\sigma_a \sqrt{\frac{\ell(n_i)}{2(x_j - \ell(n_i))}} \right)^q dn, \quad i=0, N; \quad j=i, N, \quad (1)$$

где n_i – соответствует моменту времени, когда в точке x_j по фронту разрушения накапливаются усталостные повреждения $\omega(n_i, x_j)$; $x_j = \ell(n_i) + \lambda(\ell(n_i))$, $i=0, N$, $j=i, N$ – координаты разбиения области пластины вдоль фронта разрушения по оси x ; $\lambda(\ell(n_i))$ – циклическая пластическая зона.

В таблице представлен двумерный массив поврежденности $\omega(n_i, x_j)$, полученный в результате численного решения уравнения (1). Заштрихованная область соответствует разрушенной части пластины.

Таблица

Накопление поврежденности вдоль фронта усталостного разрушения

	x_0	x_1	x_2	x_3		x_j	x_N
$n_0 = 0$	$\omega(n_0, x_0) = 0$	$\omega(n_0, x_1) = 0$	$\omega(n_0, x_2) = 0$	$\omega(n_0, x_3) = 0$		$\omega(n_0, x_j) = 0$	$\omega(n_0, x_N) = 0$
n_1	$\omega(n_1, x_0) = 1$	$\omega(n_1, x_1)$	$\omega(n_1, x_2)$	$\omega(n_1, x_3)$		$\omega(n_1, x_j)$	$\omega(n_1, x_N)$
n_2	////	$\omega(n_2, x_1) = 1$	$\omega(n_2, x_2)$	$\omega(n_2, x_3)$		$\omega(n_2, x_j)$	$\omega(n_2, x_N)$
n_3	////	////	$\omega(n_3, x_2) = 1$	$\omega(n_3, x_3)$		$\omega(n_3, x_j)$	$\omega(n_3, x_N)$
	////	////	////	////			
n_i	////	////	////	////		$\omega(n_i, x_j)$	$\omega(n_i, x_N)$
n_N	////	////	////	////		////	$\omega(n_N, x_N)$

Инкубационная стадия соответствует периоду нагружения длительностью $n_0 \leq n \leq n_1$ циклов, когда материал пластины повреждается, но не разрушается. Длительность инкубационной стадии определяется из выражения

$$n_* = n_1 = \left((q+1)D \left[\sigma_a \sqrt{\frac{\ell(n_0)}{2(x_0 - \ell(n_0))}} \right]^q \right)^{-1} \quad (2)$$

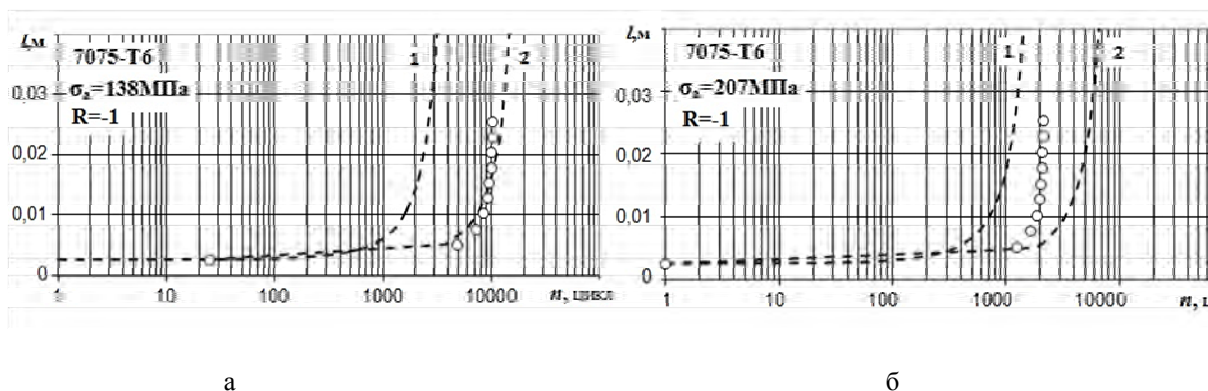
Рассматривая стадию роста трещины, момент каждого последующего скачка трещины в точке x_j определяется из выражения

$$n_{i+1} = n_i + \frac{[1 - \omega(x_i, n_i)]^{q+1}}{(q+1)D \left[\sigma_a \sqrt{\frac{\ell(n_i)}{2(x_i - \ell(n_i))}} \right]^q}, \quad (3)$$

где поврежденность, накопленная вдоль фронта разрушения за период времени $n_i \leq n \leq n_{i+1}$, определяется из выражения

$$\omega(n_{i+1}, x_j) = 1 - \left([1 - \omega(x_i, n_i)]^{q+1} - (q+1)D \left[\sigma_a \sqrt{\frac{\ell(n_i)}{2(x_i - \ell(n_i))}} \right]^q (n_{i+1} - n_i) \right)^{\frac{1}{1+q}} \quad (4)$$

В уравнениях (1)-(4) σ_a – амплитудное значение симметричного цикла, D и q – коэффициенты, характеризующие сопротивление материала усталостному разрушению.



На рис. 1 для сплава 7075-T6 представлены зависимости длины усталостной трещины от числа циклов нагружения, где результаты численного расчета (кривая 1) сопоставлены с экспериментальными данными (○) [4] и аналитическим решением (кривая 2) [2]. При симметричном цикле нагружения для малых уровней напряжений лучшее согласование с экспериментальными данными дает аналитическое решение (рис.1а), а при высоких напряжениях – численный расчет (рис.1б).

Список литературы

1. Болотин В.В. Модель усталостной трещины с концевой зоной. // Прикладная механика. – 1987. №12. – С.61-67.
2. Голуб В.П. Модель усталостного разрушения тонких изотропных пластин с трещинами при осевом нагружении / В.П.Голуб, А.В.Плещинская // Прикл. механика. – 1994. – Том 30, №7. – С. 520-529.
3. Голуб В.П. Докритический рост трещин многоциклового усталости в тонких изотропных пластинах конечных размеров / В.П.Голуб, Е.А.Пантелеев // Прикл. механика. – 2000. – Том 36, №7. – С. 106-116.
4. Hudson С.М. Effect of stress ratio on fatigue-crack growth in 7075-T6 aluminum-alloy sheet / Hudson С.М., Scardina J.T. // NASA TMX-60125, 1967. – P. 24.

УДК 539.43

Грабовський А.П., к.т.н., доц.; Бабієнко І.І., м.н.с.

НТУУ «Київський політехнічний інститут», м. Київ, Україна

ОЦІНКА ПОШКОДЖУВАНOSTI КОНСТРУКЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ ЗА ЗАЛИШКОВИМИ ДЕФОРМАЦІЯМИ

За критерій оцінки несучої спроможності конструкційних матеріалів в умовах різних режимів експлуатації деталей і конструкцій приймається пошкоджуваність матеріалу. Вона характеризує зміну його первинної структури – зародження, розвиток і злиття пор, утворення мікротріщин і текстури, фізичну і хімічну флуктуації в матеріалі, що приводять до деградації фізико-механічних властивостей матеріалів при напрацюванні (модуль пружності E та G , електропровідності, магнітної проникності, щільності і т.д.), а також до утворення залишкових лінійних і кутових деформацій за рахунок розпушення матеріалів при дефектоутворенні.

Практикою встановлено, що оцінка кінетики накопичення пошкоджень в матеріалі при осьовому навантаженні – D_σ та при зсуві – D_τ оцінюється відношеннями:

$$D_\sigma = 1 - \sqrt{\frac{\tilde{E}_i}{E_0}}; \quad D_\tau = 1 - \sqrt{\frac{\tilde{G}_i}{G_0}}; \quad (1)$$

де \tilde{E}_i та \tilde{G}_i – поточні значення модулів пружності; E_0 та G_0 – початкові значення модулів пружності.

На рис.1. та рис. 2. приведені криві кінетики деградації поточних величин модулів пружності \tilde{E}_i та \tilde{G}_i від початкової величини E_0 та G_0 до межі тимчасового опору \tilde{E}_R та \tilde{G}_R відповідно при осьовому деформуванні та зсуві.

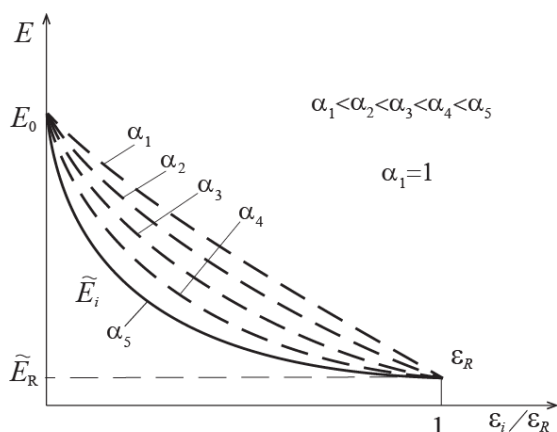


Рис.1. Криві кінетики деградації поточних величин модуля пружності \tilde{E}_i при осьовому розтягуванні

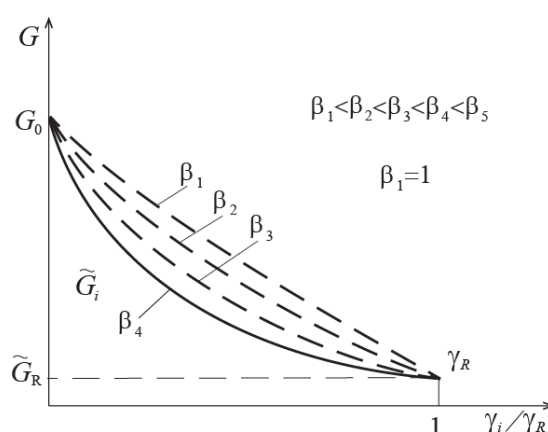


Рис. 2. Криві кінетики деградації поточних величин модулів пружності \tilde{G}_i при зсуві

При лінійних законах кінетики деградації модулів пружності від відносних величин лінійної деформації $\varepsilon_i / \varepsilon_R$ та кутової деформації γ_i / γ_R при показниках, які характеризують пластичні властивості матеріалів $\alpha = 1$ $\beta = 1$

$$\tilde{E}_i = E_0 - a\varepsilon_i \quad \tilde{G}_i = G_0 - b\gamma_i \quad (2)$$

При досягненні межі тимчасового опору

$$\tilde{E}_R = E_0 - a\varepsilon_R \quad \tilde{G}_R = G_0 - b\gamma_R \quad (3)$$

отримаємо відповідні значення коефіцієнтів a та b

$$a = \frac{E_0 - \tilde{E}_R}{\varepsilon_R} \quad b = \frac{G_0 - \tilde{G}_R}{\gamma_R} \quad (4)$$

Підставивши (2), (3), (4) в рівняння (1) маємо відношення для визначення кінетики накопичення пошкоджень через залишкові лінійні ε_i та кутові γ_i деформації

$$D_\sigma = 1 - \sqrt{1 - \varphi_\sigma \left(\frac{\varepsilon_i}{\varepsilon_R} \right)^\alpha}; \quad D_\tau = 1 - \sqrt{1 - \varphi_\tau \left(\frac{\gamma_i}{\gamma_R} \right)^\beta}; \quad (5)$$

де коефіцієнти $\varphi_\sigma = \frac{E_0 - \tilde{E}_R}{E_0}$; $\varphi_\tau = \frac{G_0 - \tilde{G}_R}{G_0}$,

α, β - коефіцієнти, які визначають характер зміни поточних модулів пружності;

$\tilde{E}_i - \alpha$ - та $\tilde{G}_i - \beta$ - від пластичних властивостей матеріалів.

На рис.3 та рис.4 показані криві залежності коефіцієнтів α та β від пластичних властивостей матеріалів δ (%)

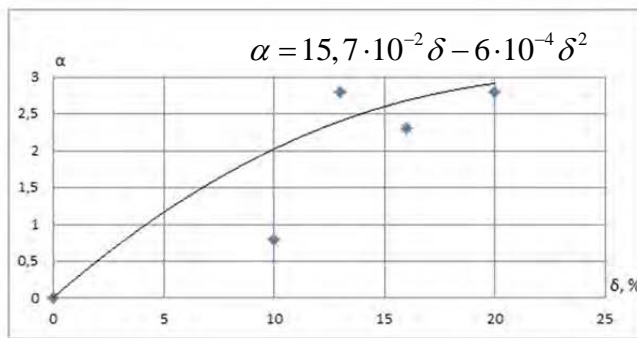


Рис.3. Крива залежності - α , що визначає зміну поточного модуля пружності - \tilde{E}_i від пластичних властивостей матеріалів δ (%)

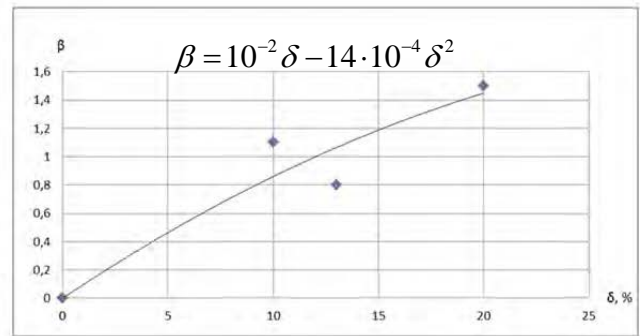


Рис. 4. Крива залежності - β , що визначає зміну поточного модуля пружності - \tilde{G}_i від пластичних властивостей матеріалів δ (%)

З залежності від пластичних властивостей конструкційних матеріалів - δ отримані відношення для визначення коефіцієнтів α і β , які входять в рівняння визначення кінетики накопичення пошкоджень D_σ та D_τ

Критерій ступені пошкоджуваності матеріалу в часі - t при осьовому навантаженні $\psi_\sigma(D_\sigma, t)$ та при зсуві $\psi_\tau(D_\tau, t)$ дорівнює

$$\psi_\sigma(D_\sigma, t) = \frac{D_{\sigma_i}}{D_{\sigma_R}} = \frac{1 - \sqrt{1 - \varphi_\sigma (\varepsilon_i / \varepsilon_R)^\alpha}}{1 - \sqrt{1 - \varphi_\sigma}}; \quad 0 \leq \psi_\sigma(D_\sigma, t) < 1;$$

$$\psi_\tau(D_\tau, t) = \frac{D_{\tau_i}}{D_{\tau_R}} = \frac{1 - \sqrt{1 - \varphi_\tau (\gamma_i / \gamma_R)^\beta}}{1 - \sqrt{1 - \varphi_\tau}}; \quad 0 \leq \psi_\tau(D_\tau, t) < 1.$$

УДК 539.41

Ыксан¹ Ж.М. кандидат технических наук, доцент**Яхно² Б.О.** кандидат технических наук, доцент

1. Павлодарский государственный университет им С.Торайгырова, г.Павлодар, Республика Казахстан

2. НТУУ «Киевский политехнический институт», г. Киев, Украина

АНАЛИЗ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ЛОПАТКИ ВЕТРО-ЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО АГРЕГАТА ОТ ДЕЙСТВИЯ ВЕТРОВОЙ НАГРУЗКИ

В настоящее время на территории Республики Казахстан большое внимание уделяется развитию возобновляемых источников энергии, в частности ветроэнергетике. Большое количество относительно небольших населенных пунктов, разбросанных по Казахской степи, вынуждает инженеров искать источники электрической энергии не требующие больших систем для ее транспортировки. Одним из таких источников является энергия ветра.

Большое распространение получили ветроэнергетические установки относительно малой мощности, позволяющие одновременно получать электроэнергию и поднимать грунтовые воды на поверхность. В таких ветроэнергетических установках часто используются лопасти, позволяющие изменять угол поворота (угол атаки) относительно набегающего потока воздуха, тем самым реализуется регулировка частоты вращения ветроагрегата.

Лопасти, геометрическая модель которых представлена на рис.1, изготавливаются из пенопласта, поверхность которого покрывается стеклотканью. Толщина стеклопластикового покрытия составляет порядка 2 мм. Форма лопасти имеет достаточно сложное геометрическое строение, имеет сужение и закручивание на небольшой угол вблизи окончания лопасти.

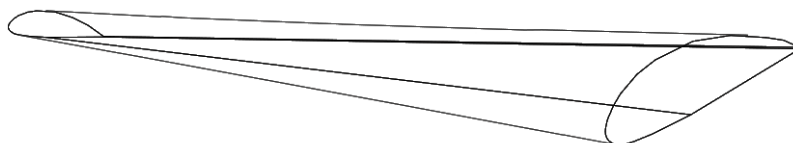


Рис.1. Геометрическая модель лопасти ветроагрегата малой мощности.

В работе рассматривалось напряженно-деформированное состояние стеклопластиковой оболочки и пенопластового внутреннего наполнителя при двух крайних положениях лопасти относительно направления набегающего потока: параллельного и перпендикулярного. Скорость потока воздуха принималась равной 3м/с.

Поля распределения давления на поверхности лопасти (рис.2-3) были получены с помощью современных численных методов решения задач газодинамики с помощью современных CFD (Computer Fluid Dynamic) систем.

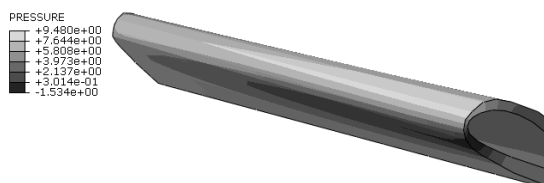


Рис.2 Распределение давления при параллельной ориентации лопасти относительно набегающего потока

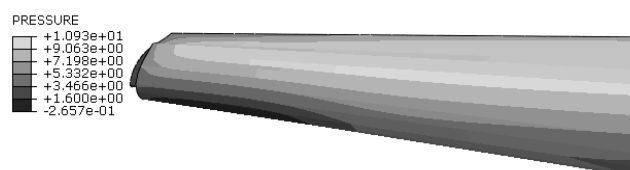


Рис.3 Распределение давления при перпендикулярной ориентации лопасти относительно набегающего потока

Стеклопластиковая оболочка (Skin), результаты расчета эквивалентных напряжений согласно четвертой теории прочности для которой представлены на рис.4-5, моделировалась с помощью оболочечных элементов, связанных с твердотельным пенопластовым наполнителем (рис.6-7). Рис.4-5 также показывают характер деформирования данного элемента конструкции.

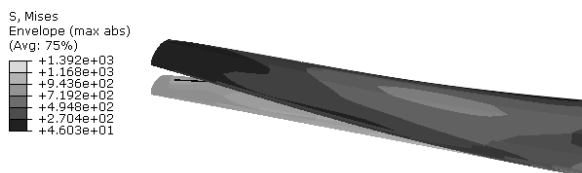


Рис.4 Напряжения и деформирование стеклопластикового покрытия при параллельной ориентации лопасти относительно набегающего потока (масштабный коэффициент $5 \cdot 10^5$)



Рис.5 Напряжения и деформирование стеклопластикового покрытия при перпендикулярной ориентации лопасти относительно набегающего потока (масштабный коэффициент 10^5)



Рис.6 Напряжения и деформирование пенопластового наполнителя при параллельной ориентации лопасти относительно набегающего потока



Рис.7 Напряжения и деформирование пенопластового наполнителя при параллельной ориентации лопасти относительно набегающего потока

Как видно из рис. 4-5 прогиб лопатки, в зависимости от ориентации относительно набегающего потока, осуществляется в противоположные стороны, что обусловлено изменением направления действия аэродинамической силы. При этом прогиб при ориентации лопатки поперек потока в шесть раз больше, чем при параллельном ее расположении. Такой характер деформирования может приводить к знакопеременному асимметричному циклическому нагружению при постоянном изменении ориентации лопатки, что при длительной эксплуатации может приводить к возникновению усталостного растрескивания стеклопластиковой оболочки вблизи ступицы. При этом (как видно из рис.6-7), хотя напряжения в пенопластовом наполнителе изменяются по их интенсивности на порядок, но зона действия их максимального значения остается постоянной и расположена, как и ожидалось, в зоне минимальной строительной высоты лопасти.

Ветроэнергетические установки малой мощности часто оснащены автоматической системой изменения угла поворота лопастей, что с одной стороны позволяет уменьшать загрузки на вал ветроэнергетической установки при сильных порывах ветра, с другой стороны может приводить к циклическому знакопеременному нагружению, с последующим возникновением очагов циклического растрескивания стеклопластикового покрытия в местах крепления лопасти к ступице колеса.

УДК 621.7, 539.4

Пиманов В.В. к.т.н., асист.; Тимошенко А.В. к.т.н. доц.; Бабак А.Н. асист.
НТУУ «Київський політехнічний інститут» м. Київ, Україна

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ВЕЛИЧИНЫ НАТЯГА НА ПОВРЕЖДЕННОСТЬ МАТЕРИАЛА В ПРОЦЕССЕ ДОРНОВАНИЯ ОТВЕРСТИЙ В ЛИСТОВЫХ ЗАГОТОВКАХ ИЗ АЛЮМИНИЕВОГО СПЛАВА Д16ЧТ

Цель работы. Определение влияния величины натяга в процессах дорнования отверстий в листовых заготовках из алюминиевого сплава Д16чТ на поврежденность материала в зоне дорнования.

Для исследования процесса дорнования была создана конечно-элементная модель процесса, которая представлена на рис.1. Рабочий инструмент дорн 1 и матрица 2 рассматривались как абсолютно жесткие тела. Заготовка 3 из алюминиевого сплава Д16чТ, с предварительно полученным отверстием диаметром под соответствующую величину натяга. Механические свойства материала взяты согласно экспериментальных исследований [1]. Модель материала заготовки – упруго-пластическая. Упрочнение материала учитывалось по степенной аппроксимации диаграммы истинных напряжений. Учет сил трения на контактных поверхностях задавали коэффициентом трения $\mu=0,1$. Соответствующий размер отверстия обеспечивает определенную величину натяга: 1% натяга соответствует диаметру отверстия 4,95 мм; 2% - диаметру отверстия 4,9 мм, а 3% - диаметру отверстия 4,85 мм.

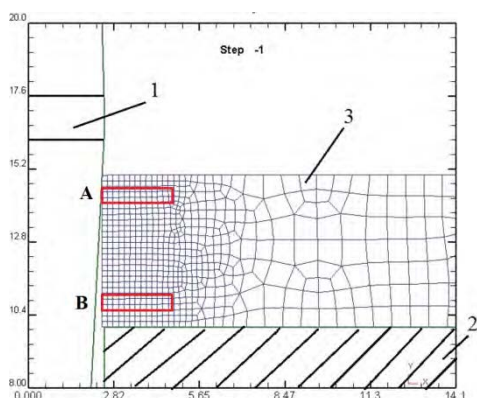


Рис. 1. Конечно-элементная модель процесса дорнования (1 – дорн, 2 – матрица, 3 – заготовка с КЭ сеткой)

при натяге 1% – 0,027 очаг максимальных значений интенсивности деформации сосредоточен у края отверстия со стороны входа дорна в отверстие. Изменение структуры обеспечивается, от боковой поверхности отверстия на глубину, по радиусу, соответственно величине натяга: при натяге 3% – 1,8 мм, при натяге 2% – 1,5 мм, и при натяге 1% – 1,2 мм.

Путем проведения численного эксперимента МКЭ было определено поврежденность материала и его напряженно-деформированное состояние в зависимости от величины натяга.

Изменение структуры материала за счет пластической деформации, возможно, оценить по распределению интенсивности деформации в объеме материала вокруг отверстия после дорнования с соответствующим натягом (рис. 2). Хотя и характер распределения, в сравнении с распределением поврежденности, равномерен по высоте отверстия, при этом величины интенсивности деформации очень малы. Для величины натяга 3% максимальное значение составило 0,093, при натяге 2% – 0,031 и

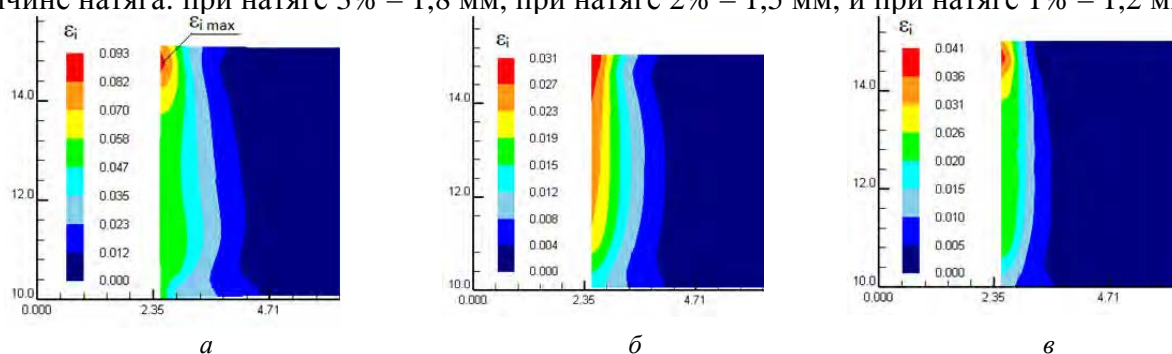


Рис. 2. Распределение интенсивности деформации ϵ_i , при различных величинах натяга: а – 3%, б – 2%, в – 1%

Экспериментально величина поврежденности материала определялась через изменение модуля упругости при статическом растяжении на участках разгрузки (рис. 3) согласно [1], которая базируется на энергетическом подходе :

$$D = 1 - \sqrt{\frac{E_i}{E_0}}$$

где, E_0 - исходный модуль упругости, E_i - текущий модуль упругости (при пластическом деформировании).

График расчета повреждаемости показан на рис.4. Как видно из данного графика, что кривая кинетики накопления повреждаемости имеет почти линейный характер, в частности максимальное значение повреждаемости равно 0,17.

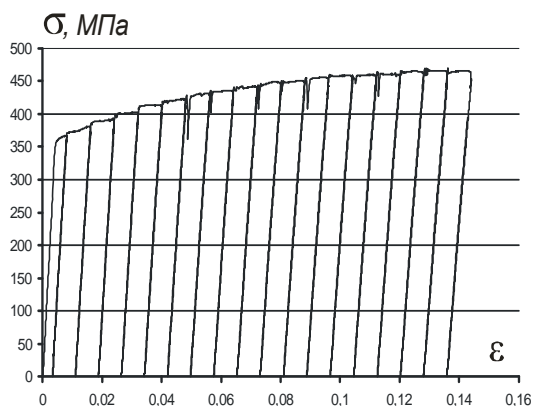


Рис. 3. Диаграмма деформирования з участками разгрузки

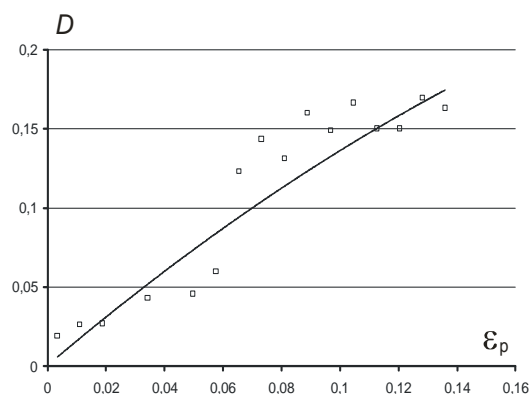


Рис. 4. Кривая кинетики накопления повреждаемости от уровня пластической деформации

На рис.5 показано графики изменения интенсивности деформации ϵ_i в зависимости от удаления от цилиндрической части отверстия для зоны А и Б. Интенсивность деформации ϵ_i для зоны А и Б при 3 % величины натяга в 2 раза выше чем для 1 и 2% (рис.3б, бб) , при этом кривые 1 и 2 близки между собой.

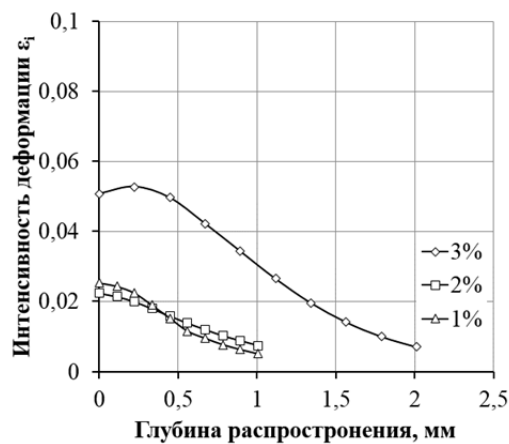
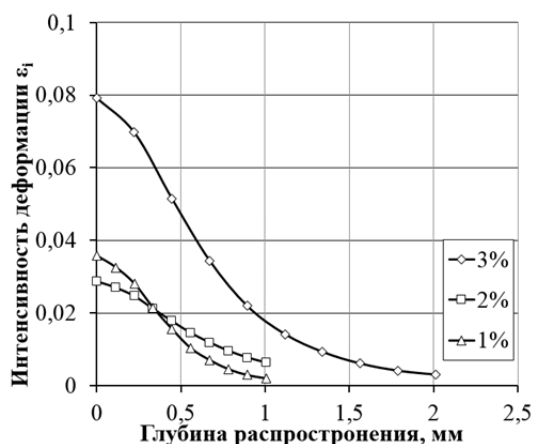


Рис. 5. Изменение интенсивности деформации ϵ_i , при различных величинах натяга 3%, 2%, 1%: а – для т. А, б – для т. Б

Распределение величины поврежденности D материала для зоны А и Б, при различных величинах натяга приведено на рис. 6. Проанализировав рис. 6 и учитывая зависимость величины поврежденности от величины интенсивности деформации (рис.4) получаем, что не зависимо от величины натяга, характер распределения поврежденности в объёме материала по высоте отверстия не равномерен. Со стороны входа дорна в отверстие

заготовки (зона А), поврежденность D имеет большее значение и падает со стороны выхода дорна из отверстия. При величине натяга 3% максимальное значение составило 0,122, при натяге 2% – 0,048 и при натяге 1% – 0,059.

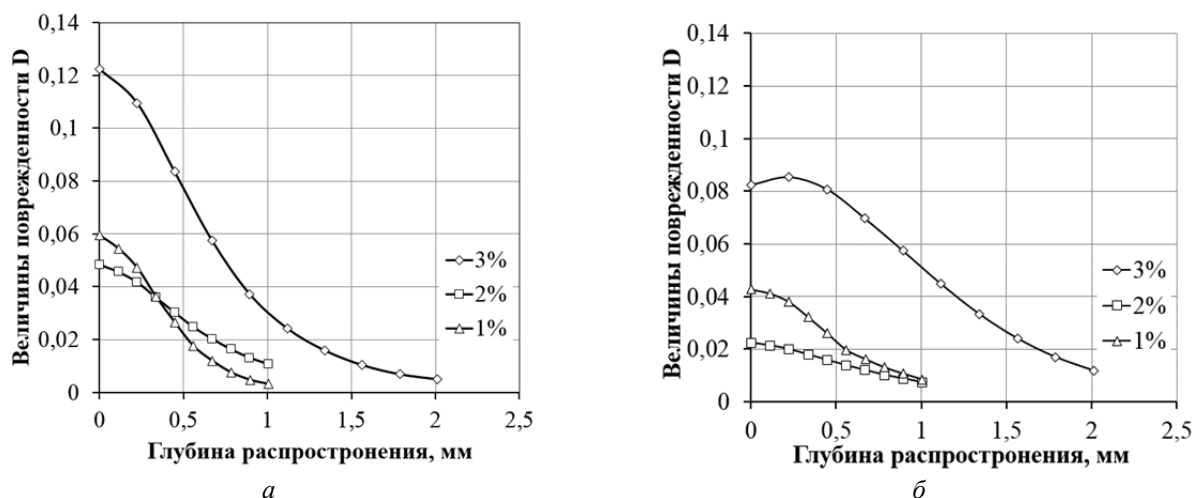


Рис. 6. Изменение величины поврежденности D материала вокруг отверстия, при различных величинах натяга 3%, 2%, 1%: a – для т. А, b – для т. Б

Кроме этого было установлено, что при дорновании происходит искажение геометрии поверхности заготовки. В местах входа и выхода дорна образуются наплывы материала вокруг отверстия. С увеличением натяга увеличиваются наплывы.

Для проверки результатов численного моделирования была спроектирована и изготовлена оснастка. В качестве натурального эксперимента проведено исследования процесса дорнования отверстий в заготовках из алюминиевого сплава Д16чТ. Эксперимент проводили на испытательном стенде TIRA test 2300 с одновременной регистрацией усилия P с точностью 1Н и перемещения Δl с точностью 0,01 мм.

Выводы

1. Проведено численное моделирование в программном комплексе DEFORM процесса дорнования отверстий в листовом материале толщиной 5мм из алюминиевого сплава Д16чТ. Расчет выполнен для натягов 1%, 2% и 3%. Расчетным путем установлено влияние величины натяга на неравномерность распространения поврежденности в объеме материала в зоне дорнования.

2. Для проверки результатов численного моделирования проведены экспериментальные исследования процесса дорнования отверстий в заготовках из алюминиевого сплава Д16чТ. Дорнование проводили на испытательном стенде TIRA test 2300. Расхождение расчетных данных с экспериментальными данными не превышает 10%.

Список литературы

1. Lemaitre J., Chaboche J.L. Mecanique des materiaux solides. Dunod, Mechanics of Solid Materials, Springer-Verlag, 1985, (English translation) 1987.

УДК 69.00.25

О.П. Дєдов, к.т.н., доц.

Київський національний університет будівництва і архітектури, м.Київ, Україна

ДОСЛІДЖЕННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ МЕТАЛОКОНСТРУКЦІЙ ВІБРОМАШИН ТЕХНОЛОГІЧНОГО ПРИЗНАЧЕННЯ

Вібраційні машини, які застосовуються для різного технологічного призначення знаходяться у складному напружено-деформованому стані, обумовлюється це тим, що обробка технологічних середовищ, як правило, потребує значних зусиль з високим рівнем амплітудно-частотного спектру коливань. У процесі роботи таких машин передбачається максимально допустиме використання внутрішніх ресурсів конструкції машини, що в свою чергу викликає необхідність забезпечення міцності і надійності таких вібротехнічних машин із наперед заданими динамічними параметрами. Тому останнім часом розробка і створення конструкції машин різного технологічного призначення ведеться в напрямках пошуку конструктивних рішень зі змінним амплітудно-частотним режимом коливань та з нелінійними характеристиками, при роботі яких застосовуються ефекти комбінаційних резонансів. Постановка такого завдання полягає у визначенні напруженості конструктивних елементів машини та оцінці їх напружено-деформованого стану.

В роботі висувається наукова ідея, яка полягає у тому, що при дослідженні того чи іншого технологічного процесу, математична модель системи «машина – середовище» має бути визначена на основі врахування внутрішньої структури кожної із підсистем як єдина система. Такий підхід дає можливість комплексно оцінити енергетичні компоненти системи, визначивши при цьому поведінку системи з максимальною передачею енергії до середовища, яке обробляється.

Металоконструкції машин різного технологічного призначення при експлуатації сприймають як статичні, так і динамічні навантаження і, як правило, працюють в режимі знакозмінних навантажень, ефективність таких машин обумовлено забезпеченням заданих технологією режиму і параметрів дії на оброблюваний матеріал, що може бути реалізовано ретельним вибором розрахункових математичних моделей, адекватно тих, що відображають реальний рух система.

Виявлення і аналіз напружено-деформованого стану дозволяє удосконалити металоконструкції існуючих машин та сформулювати передумови для створення нового покоління прогресивних машин.

Методи моделювання, розрахунку і проектування, як правило, базуються на використанні стандартних програм і рівнянь, які описують поведінку балок на пружній або пружно-пластичній основі. У роботі досягається ідея дослідження та створення металевих конструкцій, кожен елемент яких перебуває в умовах середніх значень напружено-деформованого стану в залежності від навантаження, яке діє на цей елемент. Цей розподіл дозволяє вибрати раціональну конструкцію перерізу в кожному вузлі, а такий підхід дозволяє створювати рівномірну конструкцію, що забезпечує надійність і економію матеріалу.

Проведеними дослідженнями виявлені зони елементів металоконструкцій, які знаходяться в різному напружено-деформованому стані в залежності від навантаження і сформульована методика створення металоконструкцій з перерозподілом рівномірних напружень.

Література

1. *Nazarenko I.I. Research and the creation of energy-efficient vibration machines based on the stress-strain state of metal and technological environments / I.I. Nazarenko, A.T. Svidersky, N.N. Ruchynsky, O.P. Dedov // The Triennial International Conference HEAVY MACHINERY HM 2014, B, Kraljevo-Serbia.*

УДК 621.951.4

Дашенко А.Ф., д.т.н., проф.; Лимаренко А.М., к.т.н., доц.; Шпак Д.А, бакалавр
Одесский национальный политехнический университет, г.Одесса, Украина

КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ СЪЕМНОГО ЗУБНОГО ПРОТЕЗА С РАЗЛИЧНЫМ РЕЛЬЕФОМ ПОВЕРХНОСТИ

Наиболее удобными для решения задач механики в медицинских исследованиях являются методы дискретной теории линейных пространств: матричное исчисление, метод потенциала, метод граничных элементов и безусловно метод конечных элементов (МКЭ) [1].

Конечно-элементный анализ позволяет в рамках единого подхода решать не только задачи статики, динамики, но и, оптимизации, а также контактного взаимодействия конструкций. Этот метод позволяет оценивать как напряженно-деформированное состояние всей конструкции, так и отдельных ее элементов.

Для решения задачи МКЭ необходимо всю конструкцию представить в виде набора конечных элементов: стержней, треугольных и четырехугольных пластин, параллелепипедов, соединенных между собой в узлах.

Процесс создания конечно-элементной модели конструкции в современных компьютерных программах автоматизирован.

Основная задача исследователя сводится к построению твердотельной модели конструкции, правильному выбору типов конечных элементов и заданию исходных данных — нагрузок, граничных условий, свойств материала и других факторов.

В результате вышеперечисленного можно отметить, что метод конечных элементов, конечно, является приближенным численным методом, и тем самым имеет некоторую степень погрешности. Однако, в нем заложено большое количество параметров с помощью которых можно управлять степенью точности получаемых результатов (размер сетки, параметры нагружения и меты получения решения). Отдельным вопросом является степень адекватности решаемой математической модели ее физическому прототипу. Все это возлагается на плечи, исследователя ответственность за результат несет только он. Но следует сказать, что МКЭ позволяет изучать конструкции почти неограниченной степени сложности. В то время как это объективно невозможно с использованием аналитических методов [2].

В работе исследуется съемный зубной протез, с целью определения параметров прочности и жесткости в зависимости от рельефа сложной поверхности. Модель протеза представлена на рисунке (рис. 1)



Рис. 1. Протез зубной съемный

Конструкция протеза — сложная геометрическая поверхность из цилиндрических очертаний толщиной 2 мм.

Закрепление протеза произвели согласно поставленной задаче, в местах расположения зубов [3].

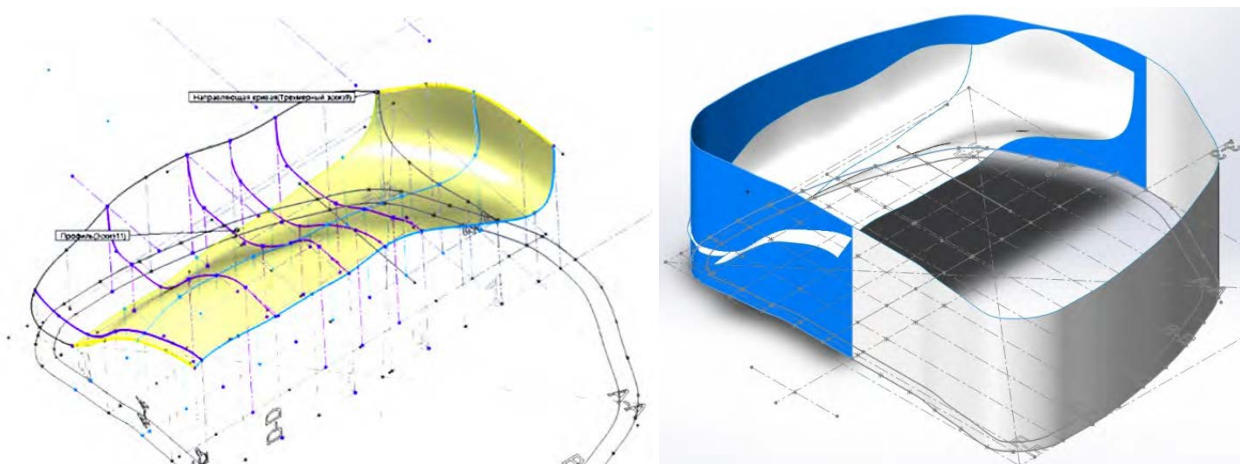


Рис. 2. Построение поверхности на основе сечений и направляющей

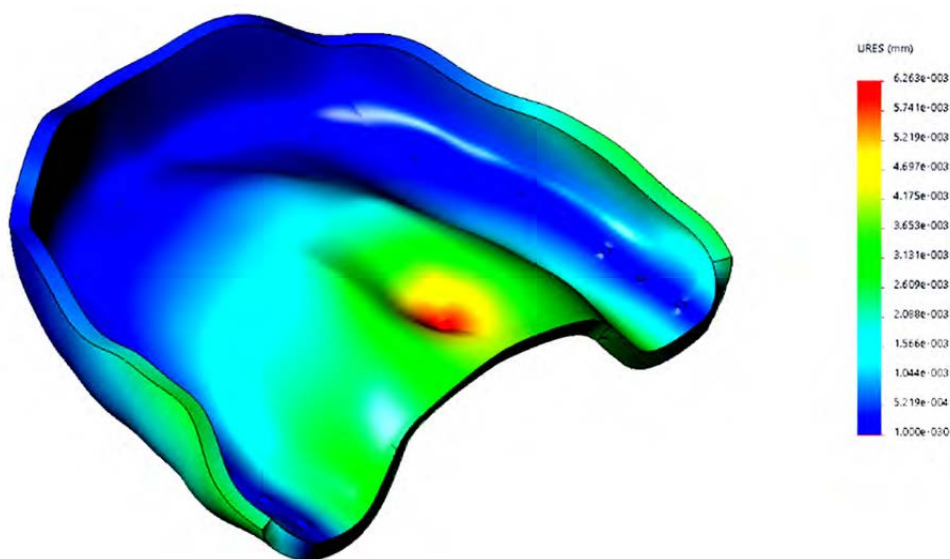


Рис. 3. Эпюра вертикальных перемещений в протезе

Для вычисления напряженного и деформированного и определения наиболее выгодной конструктивной формы поверхности протеза к расчетным моделям прикладывали единичная сила.

Наименьшие значения напряжений возникают в протезе с ромбической решеткой, они на 5,9 % меньше, чем у протеза с гладкой поверхностью, и на 18,78 % меньше, чем у протеза с квадратной решеткой (прочностные характеристики наилучшие у протеза с ромбической решеткой).

Эквивалентные перемещения у протеза с ромбической решеткой меньше на 3,864 %, чем у протеза с гладкой поверхностью, и на 8,52 % меньше, чем у протеза с квадратной решеткой.

Таблиця 1

Максимальные значения напряженно-деформированного состояния

Гладкая поверхность
Относительная деформация $\varepsilon = 3,581 \cdot 10^{-4}$ Эквивалентные напряжения $\sigma = 1,641$ МПа Эквивалентные перемещения $\Delta = 6,263 \cdot 10^{-3}$ мм
Квадратная решетка
Относительная деформация $\varepsilon = 2,771 \cdot 10^{-4}$ Эквивалентные напряжения $\sigma = 1,901$ МПа Эквивалентные перемещения $\Delta = 6,582 \cdot 10^{-3}$ мм
Ромбическая решетка
Относительная деформация $\varepsilon = 2,625 \cdot 10^{-4}$ Эквивалентные напряжения $\sigma = 1,544$ МПа Эквивалентные перемещения $\Delta = 6,021 \cdot 10^{-3}$ мм

Из анализа таблицы 1 можно сделать вывод, что параметры прочности и жесткости наилучшие для модели протеза с ромбической решеткой поверхности.

Литература

1. *Дащенко А.Ф.* Анализ напряженно-деформированного состояния альтернативной конструкции фиксации переломов предплечья. / А.Ф. Дащенко, А.М. Лимаренко, А.Д. Станков. XVI Міжнародна науково-технічна конференція «Прогресивна техніка, технологія та інженерна освіта» Україна, Одеса-Київ 2015 с. 185 – 190.
2. *Limarenko A.M.* The optimization of car engine piston-rod by numerical method. / A.M. Limarenko, V.V. Khamray, A.A. Druzhynin. Вісник Одеської державної академії будівництва і архітектури – 2015. ч.1 вип 51, с. 586-589.
3. *Дащенко О.Ф.* Комп'ютерне моделювання та чисельний аналіз ортопедичної конструкції для фіксації переломів кісток передпліччя. / О.Ф. Дащенко, Ю.М. Свінар'юв, О.М. Лимаренко – Праці Одеського політехнічного університету – 2015. – №2 (41) с. 33-42.

УДК 539.4:621.787:620.19

Кравчук В.С., к.т.н., доц.; Дашенко А.Ф., д.т.н., проф.

Одесский национальный политехнический университет, г.Одесса, Украина

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ЭФФЕКТА УПРОЧНЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ МАШИН

Поверхностное упрочнение широко используется для повышения сопротивления усталости деталей машин. Эффективность упрочнения во многом зависит от материала, конструктивно-технологических вариантов, уровня и распределения остаточных напряжений по сечению. Растягивающие остаточные напряжения могут значительно снизить, а сжимающие – повысить сопротивление усталости деталей машин. В обоих случаях роль остаточных напряжений в усталостных процессах существенно меняется в зависимости от уровня внешних нагрузок, наличия концентраторов и степени концентрации напряжений [1].

В работе [2] показано, что при определенных условиях усталостная трещина зарождается под поверхностно упрочненным слоем в сердцевине детали, т.е. разрушение в данном случае будет подслоинным, что подтверждается многочисленными экспериментальными данными. При переменных во времени нагрузках поверхностно упрочненных деталей имеют место также случаи, когда разрушение происходит от поверхности или из подслоинного переходит на поверхность. Роль остаточных напряжений в этих случаях неоднозначна. Следует иметь в виду, что при разрушении упрочненной детали от поверхности основную роль в повышении сопротивления усталости играют остаточные напряжения (их величина и знак в упрочненном слое) и в меньшей степени механические характеристики упрочненного слоя. При подслоинном разрушении эффект упрочнения существенно зависит как от толщины упрочненного слоя Δ_0 , так и размеров поперечного сечения. При одной и той же толщине упрочненного слоя эффект упрочнения детали при циклическом изгибе будет тем больше, чем меньше размер ее поперечного сечения. Однако, если круглые детали упрочнить на одну и ту же относительную глубину $\Delta = 2\Delta_{ди}/d_i$, то приращение предела выносливости будет одинаковым. Оптимальный эффект упрочнения достижим лишь при соответствующем выборе способа и режимов упрочнения конкретной детали.

Повышение характеристик сопротивления усталости упрочненных деталей учитывается путем введения в расчетные зависимости коэффициента технологического упрочнения $K_V = \frac{\sigma_{-1Дупр}}{\sigma_{-1Д}}$, численные значения которого получены экспериментальным путем ($\sigma_{-1Дупр}$, $\sigma_{-1Д}$ – предел выносливости соответственно упрочненной и не упрочненной детали). Причем, приводятся осредненные значения коэффициента: например, для упрочненных поверхностным наклепом деталей круглой формы значения коэффициента K_V приближенно принимаются равными 1,1–2,5, для зубьев зубчатых колес и для шлицевого соединения с напрессовкой – $K_V = 1,0–1,3$.

Следует отметить, что в качестве наиболее точного метода определения эффекта упрочнения рассматриваются непосредственные стендовые или натурные испытания деталей в условиях, соответствующих эксплуатационным. До накопления и обобщения результатов таких испытаний целесообразно повысить достоверность априорной оценки эффекта упрочнения деталей.

Для эффективного решения указанной задачи нами предложено два метода: аналитический и графоаналитический. Расчетное значение коэффициента K_V при зарождении усталостной трещины под поверхностно упрочненным слоем рекомендуется рассчитывать по зависимости

$$K_V = 1/(1 - \Delta)^{3\alpha_\sigma - 2},$$

где α_σ – теоретический коэффициент концентрации напряжений. При зарождении усталостной трещины у поверхности упрочненной детали коэффициент упрочнения K_V определяется по результатам металлографических исследований твердости и остаточных напряжений в отдельных слоях поперечного сечения

$$K_V = (H_{yn}/H_c)(\sigma_\alpha/\sigma_{-1}),$$

где H_{yn} , H_c – твердость соответственно упрочненных слоев и исходного не упрочненного материала рассчитываемой детали; соотношение $\sigma_\alpha/\sigma_{-1}$ выбирается по диаграмме относительных предельных амплитуд напряжений при асимметричных циклах для соответствующих значений остаточных напряжений $\sigma_{ост} = \sigma_m$.

При проведении проектировочных инженерных расчетов большое значение имеет сокращение времени для решения задачи оптимизации конструкции (выбор конструкционного материала, размеров поперечного сечения, конфигурации детали в опасном сечении) и технологических процессов (выбор способа и режимов поверхностного упрочнения применительно к конкретным задачам проектирования). Эта процедура существенно упрощается путем использования разработанной номограммы (в этом состоит сущность графоаналитического метода). Такая номограмма позволяет при наличии сведений о теоретическом коэффициенте концентрации напряжений и рекомендациям по выбору глубины упрочнения оценить, не прибегая к эксперименту, эффект упрочнения детали через коэффициент технологического упрочнения K_V . При этом возможно решение обратной задачи: в зависимости от имеющегося на производстве метода упрочнения, требуемого эффекта упрочнения и исходного концентратора напряжений детали можно обоснованно выбрать относительную толщину поверхностно упрочненного слоя Δ , по которой назначается режим упрочнения.

Список литературы

1. *Когаев В.П.* Расчеты деталей машин и конструкций на прочность и долговечность: Справ. /В.П.Когаев, Н.А.Махутов, А.П.Гусенков. – М.: Машиностроение, 1985. – 224 с.
2. *Дашченко А.Ф.* Несущая способность упрочненных деталей машин /А.Ф.Дашченко, В.С.Кравчук, В.Д.Иоргачев. – Одесса: Астропринт, 2004. – 160 с.

УДК 539.432

Герасимчук¹ О. М., к.т.н., ст.н.с., Герасимчук² О. М., к.т.н., доц.

1 - Інститут проблем міцності імені Г. С. Писаренка НАН України, м.Київ, Україна

2 - НТУУ «Київський політехнічний інститут», м.Київ, Україна

ТЕОРЕТИЧНА ОЦІНКА КРИВИХ УТОМИ ТИТАНОВИХ СПЛАВІВ З УРАХУВАННЯМ МІКРОСТРУКТУРИ І АСИМЕТРІЇ ЦИКЛУ НАВАНТАЖЕННЯ

Процес втомного руйнування матеріалів та елементів конструкцій на сьогодні загально прийнято розділяти на дві стадії: стадію зародження тріщини і стадію її росту до руйнування. У роботі [1] було запропоновано оцінювати довговічність (тобто кількість циклів навантаження) до руйнування N_{total} як суму довговічностей до ініціювання тріщини N_i і під час її росту N_{FCG} :

$$N_{total} = N_i + N_{FCG} \quad (1)$$

Для оцінки втомної довговічності до ініціювання тріщини глибиною в один розмір зерна d за регулярного одновісного симетричного циклічного навантаження гладких зразків з титанових сплавів у [1] пропонується наступне рівняння:

$$N_i = \beta^2 / (\sigma_a - \sigma_{-1})^2, \quad (2)$$

де

$$\beta = \frac{EM}{(1+\nu)^3 \sqrt{\pi(1-\nu)}}, \quad (3)$$

де M – середнє значення фактору Тейлора відносно напрямку дії σ_a , яке визначається з аналізу текстури вихідного матеріалу, E – модуль пружності і ν – коефіцієнт Пуассона, що визначаються з випробувань на короткочасний розтяг, σ_{-1} – границя витривалості за симетричного циклу (параметр, що розраховується), σ_a – амплітуда прикладеного напруження, N_i – кількість циклів навантаження.

Границю витривалості σ_{-1} можна визначити за отриманою в [2] феноменологічною залежністю σ_{-1} від розміру зерна d :

$$\sigma_{-1} = A + B \cdot \operatorname{arctg} \frac{E\sqrt{b/(4d)} - A}{B}, \quad (4)$$

де $A = (\sigma_f + \sigma_p) / 2$; $B = (\sigma_p - \sigma_f) / \pi$; $\sigma_f \cong ME[2(1+\mu)]^{-1} \cdot 10^{-3}$ – напруження внутрішнього тертя в кристалічній ґратці; σ_p – границя пропорційності; b – модуль вектора Бюргерса.

Довговічність на другій стадії втомного руйнування N_{FCG} розраховується наступним чином [1]:

$$N_{FCG} = \frac{1}{b} \left[\int_d^{l_i} \left(\frac{2K_{th,l}}{\sigma_a(Y_1+Y_2)\sqrt{\pi l}} \right)^{m_1} dl + \left(\frac{K_{th}}{K_T} \right)^m \int_{l_i}^{l_i'} \left(\frac{K_T}{\sigma_a Y_2 \sqrt{\pi l}} \right)^{m_1} dl \right] + \frac{1}{b} \int_{l_i}^{l_i'} \left(\frac{K_{th}}{\sigma_a Y_2 \sqrt{\pi l}} \right)^m dl, \quad (5)$$

де

$$l_i = l_s \left(\frac{\sigma_{-1}}{\sigma_a} \right)^2, \quad (6)$$

$$l_s = \frac{8^2 \cdot \pi (1+\nu)^2 h}{12 \cdot M^2 b} \cdot d, \quad (7)$$

$$K_{th,l} = K_{th,d} \frac{Y_2}{Y_1} \sqrt{\frac{l}{d}} \left(\frac{l}{d} \right)^{m'}, \quad (8)$$

$$m' = \log \frac{\sigma_a}{\sigma_{-1}} / \log \frac{\sigma_{-1}^2 \cdot l_s}{\sigma_a^2 \cdot d}, \quad (9)$$

$$K_{th,d} = \sigma_{-1} Y_1 \sqrt{\pi d}, \quad (10)$$

$$m_l = 3 \frac{\log(E\sqrt{b}) - \log K_f}{\log K_{th,l} - \log K_f}, \quad (11)$$

$$\log K_f = \frac{1}{3} (3 \log E + \log \sqrt{b} - 5), \quad (12)$$

$$K_{th} = \sigma_{-1} Y_2 \sqrt{\pi l_s}, \quad (13)$$

$$K_T = \sigma_p \sqrt{12\pi d}, \quad (14)$$

$$m_1 = \left(m'_d \cdot \log \frac{\sigma_a}{\sigma_{-1}} - m \cdot \log \frac{K_T}{K_{th}} \right) / \log \sqrt{\frac{d}{l'_i}}, \quad (15)$$

$$l'_i = 12 \cdot d \left(\frac{\sigma_p}{Y_2 \sigma_a} \right)^2, \quad (16)$$

де m розраховується за формулою (11), підставляючи K_{th} замість $K_{th,l}$; m'_d розраховується за (11), підставляючи $K'_{th,d}$ замість $K_{th,l}$, а $K'_{th,d}$ – за формулою (10), підставляючи Y_2 замість Y_1 ; l_i – кінцева глибина тріщини, що приймається за критерій руйнування від втоми. Геометричні фактори: $Y_2 = 0,73$, Y_1 залежно від M розраховується за формулою

$$Y_1 = Y_2 \left(2\sqrt{1/(d/l_s + 1)} - 1 \right) \quad (17)$$

Пропонується вплив асиметрії циклу напружень враховувати у рівнянні довговічності до ініціювання тріщини через вплив середнього напруження циклу на границю витривалості, яка, у свою чергу, виражається або у термінах розмаху напружень, або у термінах максимального напруження циклу. На сьогодні втомна міцність за асиметричного циклу навантаження визначається розмахом напружень $\Delta\sigma_R$ або максимальним напруженням циклу $\sigma_{\max,R}$, як степеневою емпіричною функцією границі витривалості за симетричного циклу і середнього напруження циклу. Ця залежність має вигляд [3]:

$$\Delta\sigma_R = \Delta\sigma_{-1} \left(1 - (\sigma_m / \sigma_L)^n \right), \quad (18)$$

де σ_m – середнє напруження циклу, σ_L – гранична умова, якою може бути або границя міцності σ_B , або напруження текучості $\sigma_{0,2}$. Для титанових сплавів припускається, що $n = 1$ і $\sigma_L = \sigma_{0,2}$. Тоді, враховуючи, що $\Delta\sigma_{-1} = 2\sigma_{-1}$, $R = \sigma_{\min} / \sigma_{\max}$ і $\sigma_m = (\sigma_{\min} + \sigma_{\max}) / 2$, з (18) отримаємо вираз для оцінки границі витривалості за різних асиметрій R :

$$\Delta\sigma_R = \frac{2\sigma_{-1}}{1 + (\sigma_{-1}(1+R)) / (\sigma_{0,2}(1-R))} \quad (19)$$

та

$$\sigma_{\max,R} = \Delta\sigma_R / (1-R). \quad (20)$$

Тоді рівняння довговічності до ініціювання тріщини з урахуванням асиметрії циклу для титанових сплавів матиме наступний вигляд:

$$N_i = \beta^2 / (\sigma_{\max} - \sigma_{\max,R})^2 \quad (21)$$

або

$$N_i = (1-R)^2 \beta^2 / (\Delta\sigma - \Delta\sigma_R)^2, \quad (22)$$

де β визначається за формулою (3).

На стадії росту тріщини використовується рівняння (5) без змін, оскільки ключовий параметр l_s (див. рівняння (7)), що визначається відношенням порогового КІН до границі витривалості, є постійною величиною для окремого матеріалу і не залежить від асиметрії. Тільки в формулах (6) – (15) замість σ_{-1} потрібно підставляти $\sigma_{\max,R}$, а замість σ_a підставляти σ_{\max} .

Для підтвердження достовірності запропонованого підходу було використано експериментальні дані втомних випробувань за різних асиметрій зразків із титанового сплаву Ti-6Al-4V з бімодальною мікроструктурою, взяті з літературних джерел [4]. У розрахунках застосовано наступні вихідні дані: $E = 1,1 \cdot 10^5$ МПа, $\nu = 0,3$, $\sigma_{0,2} = 915$ МПа, отже, $\sigma_p \cong 0,75 \cdot \sigma_{0,2} = 686$ МПа, $d = 20 \cdot 10^{-6}$ м і $M = 2,174$ (взято з [4]), $b = 2,5 \cdot 10^{-10}$ м, $h = 4,5 \cdot 10^{-10}$ м (взято з [1]). Оскільки у [4] вказано, що випробування на втому проводились за одновісного навантаження (розтяг-стиск) зразків діаметром 3 мм до повного руйнування, за критерієм руйнування у розрахунках кривих втоми до руйнування було прийнято кінцеву глибину напівкруглої тріщини 2 мм.

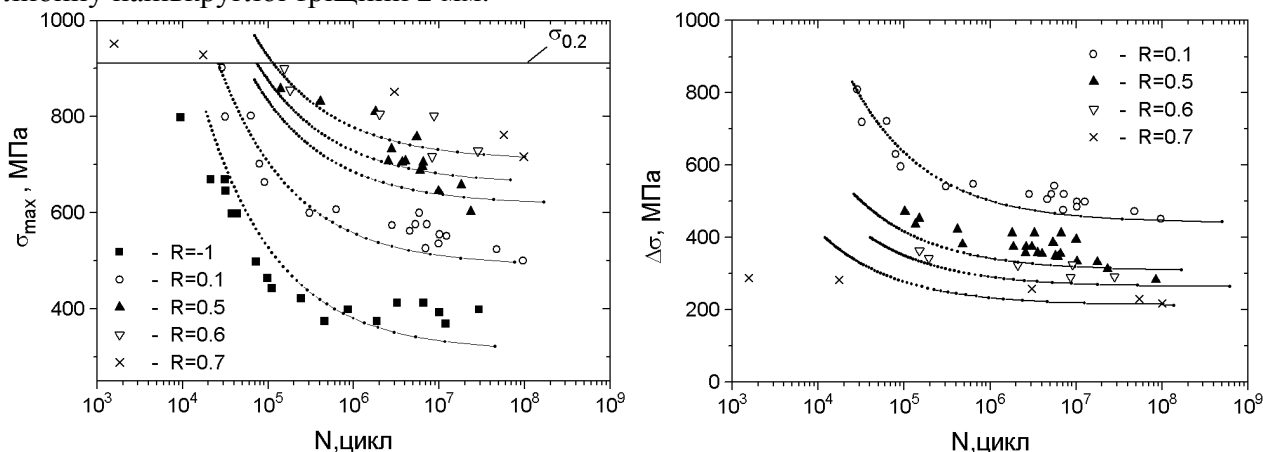


Рис. 1. Порівняння розрахованих кривих втоми до руйнування з експериментальними даними за різних асиметрій циклу навантаження для титанового сплаву Ti-6Al-4V

На рис. 1. наведено розраховані криві втоми до руйнування за критерієм $l_f = 2$ мм у порівнянні з експериментальними даними, які показують загалом задовільний збіг розрахунку і експерименту, що таким чином підтверджує достовірність запропонованого підходу. Натомість окремі експериментальні дані, що представляють результати втомного руйнування за доволі високих значень прикладеного напруження $\sigma_{\max} > \sigma_{0,2}$, показують на порядок менші довговічності ніж розраховані. Це свідчить про те, що запропонована модель

(2) для оцінки довговічності до ініціювання тріщини може використовуватись тільки для умов багатоциклової втоми.

Запропонований підхід може бути використаний для експрес-оцінки характеристик опору втомному руйнуванню на етапі розробки нових матеріалів та елементів конструкцій з них, а також для оцінки залишкового ресурсу елементів конструкцій, без застосування коштовних і довготривалих випробувань на багатоциклову втому та втомну тріщиностійкість. Для його застосування потрібно тільки проведення:

- випробувань на короточасний розтяг стандартних зразків з метою визначення характеристик статичної міцності: модуля пружності E , коефіцієнта Пуассона ν , границі пропорційності σ_p , напруження текучості $\sigma_{0,2}$;

- аналізу мікроструктури і текстури вихідного матеріалу з метою визначення: розміру елемента мікроструктури, відповідального за втомну міцність даного матеріалу (розміру зерна) d , фактору Тейлора M , вектора Бюргерса b і відстані h між сусідніми паралельними площинами ковзання у кристалічній ґратці залежно від того, яка система ковзання активується відповідно до визначеного фактору Тейлора.

Список літератури

1. *Herasymchuk O. M.* Calculating the fatigue life of smooth specimens of two-phase titanium alloys subject to symmetric uniaxial cyclic load of constant amplitude / O. M. Herasymchuk, O. V. Kononuchenko, P. E. Markovsky, V. I. Bondarchuk. // Int. J. Fatigue. – 2016. – №83. – С. 313–322.
 2. *Herasymchuk O. M.* Nonlinear relationship between the fatigue limit and quantitative parameters of material microstructure / O. M. Herasymchuk. // Int. J. Fatigue. – 2011. – №33. – С. 649–659.
 3. *Sadananda K.* A Two-parameter analysis of S-N fatigue life using $\Delta\sigma$ and σ_{\max} / K. Sadananda, S. Sarkar, D. Kujawski, A. K. Vasudevan. // Int. J. Fatigue. – 2009. – №31. – С. 1648–1659.
 4. *Peters J. O.* On the application of the Kitagawa–Takahashi diagram to foreign-object damage and high-cycle fatigue / J. O. Peters, B. L. Boyce, X. Chen, J. M. McNaney, J. W. Hutchinson, R. O. Ritchie. // Engineering Fracture Mechanics. – 2002. – № 69. – С. 1425–1446.
-