

структурі зерен, що відрізняються більше ніж на три бали еталонної шкали приводить до зростання інтенсивності відносного зношування у 1,5 рази. Усунення різнозернистості супроводжується зростанням зношувальної стійкості при всіх температурах гартування.

Площа міжфазних границь (карбід-матриця) суттєво впливає на зношувальну стійкість сталі [3]. Підвищення стійкості відбувається при збільшенні площі міжфазних границь за рахунок наявності в структурі пластинчастих карбідів і відсутності зернистих.

Отже, вирішальний вплив на зношувальну стійкість сталі після поліпшення має будова карбідної фази, яка визначається температурою гартування. При наявності в сталі карбідів однакової форми і розмірів негативний вплив на зношувальну стійкість має поява різнозернистості. Ріст зерна при збереженні однорідного розподілу зерен за розмірами менше впливає на інтенсивність зношування, ніж різнозернистість.

1. Арзамасов Б.Н., Сидорин И.И., Косолапов Г.Ф. *Материаловедение*. М., 1986.
2. Цивирко Э.И., Мошкевич Е.И., Улитенко А.Л. *Комплексный контроль качества конструкционной стали*. К., 1986.
3. Кузін О., Беспалов С. Вплив термічної обробки на зношувальну стійкість сталі 38 ХС // *Вісн. ДУ "Львівська політехніка"*. 1998. № 321. С.49-51.

УДК 539.375

МЕТОДИКА ВИЗНАЧЕННЯ ХАРАКТЕРИСТИК ТРИЩИНОТРИВКОСТІ МАТЕРІАЛУ В РАМКАХ ДЕФОРМАЦІЙНИХ МОДЕЛЕЙ

© Лебідь Н.М., 1999

ДУ «Львівська політехніка», кафедра «Теоретична механіка»

Запропоновано теоретико-експериментальний підхід щодо визначення критичного розкриття тріщини δ_k як фундаментальної характеристики оцінки тріщиноотривкості в'язких матеріалів.

У роботі викладена методика вимірювання деформаційного критерію δ_k . На прикладі осьового розтягу циліндричних зразків з кільцевими тріщинами, виготовлених із алюмінієвого сплаву Д16Т, проведено апробацію цього підходу, де встановлено значення $\delta_k=0,092$ мм, що є фактичною розрахунковою характеристикою для цього сплаву і $\delta_c=0,03$ мм при появі першої мікротріщини для зони розпушення.

Як відомо, конструкційні матеріали характеризуються силовими та деформаційними характеристиками міцності, які в рамках класичної механіки [1] визначають із діаграм розтягу, або, як їх ще називають, діаграмами руйнування.

В рамках механіки руйнування, яка вивчає роботоздатність елементів конструкцій з врахуванням дефектності їх структури [2], базовими характеристиками, які необхідно визначити, є характеристики тріщиноздатності матеріалу.

Аналогічно, як і в класичній механіці, розглядають силові та деформаційні характеристики. На даний час досить добре розвинуті підходи щодо визначення силових характеристик тріщиноздатності матеріалів, в основі яких лежить концепція коефіцієнта інтенсивності напружень. Ці підходи складають елементи лінійної механіки руйнування. В той же час нелінійні підходи механіки руйнування (деформаційні та енергетичні) розвинуті ще недостатньо, що пояснюється їх складністю в реалізації.

Деформаційні підходи беруть початок з робіт Леонова-Панасюка-Дагдейла [3], які були опубліковані ще на початку шістдесятих років. У цій концепції зона передруйнування, де матеріал деформований за межу пружності замінюється умовно додатковою тріщиною, до берегів якої прикладені напруження зчеплення інтенсивності σ_0 . Ці напруження повинні знаходитися в межах $\sigma_T \leq \sigma_0 \leq \sigma_c$, де σ_T – межа текучості, а σ_c – дійсна межа міцності.

У той же час, як показали експериментальні дослідження [4], при визначенні всіх параметрів δ_x -моделі [3] характеристика σ_0 виходить меншою, ніж σ_T досліджуваного матеріалу. Причина цього явища полягає в тому, що в зоні передруйнування реалізується друга і третя ділянки повної діаграми розтягу матеріалу (рис.1,а,б). В загальному випадку ця діаграма складається з трьох характерних ділянок: I – ділянки пружного деформування матеріалу, II – пластичного деформування і III – ділянки розпушення, де відбувається утворення і збільшення мікротріщин. При цьому необхідно зауважити, що побудувати повну діаграму досить складно, особливо кінцеву третю спадну ділянку.

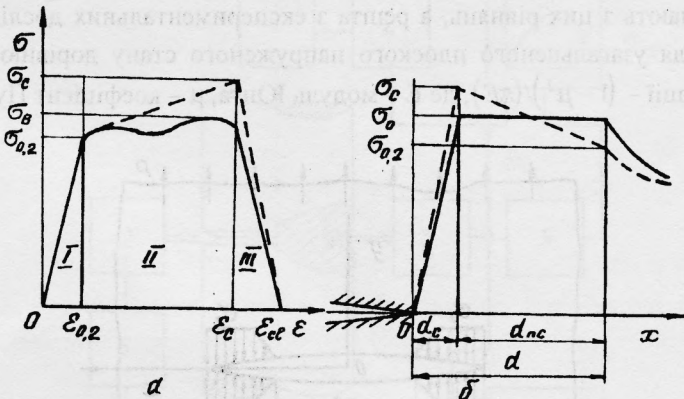


Рис.1. Повна діаграма розтягу матеріалу (а)
і розподіл напружень в зоні передруйнування (б).

Це стало можливим після розроблення спеціальних безінерційних машин із зворотним зв'язком [5]. При цьому було виявлено, що саме третя кінцева ділянка характеризує тріщиноздатність матеріалу.

Враховуючи повну діаграму розтягу та фізичну теорію міцності і руйнування матеріалів, було запропоновано деформаційну модель [6] та відповідний деформаційний критерій руйнування:

$$\begin{aligned} 2V(0, p^*) &= \delta(0, p^*) = \delta_{cl}; \\ 2V(d_c, p^*) &= \delta(d_c, p^*) = \delta_c; \\ \sigma_y(d, p^*) &= \sigma_0, \end{aligned} \quad (1)$$

де перша рівність є розкриттям вершини тріщини при досягненні прикладеними напруженнями критичного значення ($p=p^*$); друге рівняння є розкриттям модельної тріщини на межі ділянки розпушення і пластичного деформування, а третє – дає умову обмеженості напружень на межі зони передруйнування.

У випадку задачі Гріффітса [6] (рис.2) рівняння набирають вигляду:

$$\delta_{cl} = \frac{2C\sigma_0}{l_c - l_0} \left[2\sqrt{l^2 - l_0^2} \left(\sqrt{l^2 - l_0^2} - \sqrt{l^2 - l_c^2} \right) + 4l_0^2 \ln \frac{l_0}{l} - 0,5(l_c + l_0)^2 \Gamma(l, l_0, -l_c) - \right. \\ \left. - 0,5(l_c - l_0)^2 \Gamma(l, l_0, l_c) \right]$$

$$\delta_c = \frac{2C\sigma_0}{l_c - l_0} \left[2\sqrt{l^2 - l_0^2} \left(\sqrt{l^2 - l_0^2} - \sqrt{l^2 - l_c^2} \right) - 4l_c^2 \ln \frac{l_c}{l} + 0,5(l_c + l_0)^2 \Gamma(l, l_0, -l_c) + \right. \\ \left. + 0,5(l_c - l_0)^2 \Gamma(l, l_0, l_c) \right]$$

$$\frac{\pi p^*}{2\sigma_0} = \frac{1}{l_c - l_0} \left[\sqrt{l^2 - l_0^2} - \sqrt{l^2 - l_c^2} - l_0 \left(\arcsin \frac{l_c}{l} - \arcsin \frac{l_0}{l} \right) \right] + \arccos \frac{l_c}{l}, \quad (2)$$

які містять силові (p^*, σ_0, C) та деформаційні ($l_0, l_c, l, \delta_{cl}, \delta_c$) параметри. Три з них, а саме l_c, l і δ_c , визначають з цих рівнянь, а решта з експериментальних досліджень. Тут C – постійна, яка для узагальненого плоского напруженого стану дорівнює $1/(\pi E)$, а для плоскої деформації – $(1 - \mu^2)/(\pi E)$, де E – модуль Юнга, μ – коефіцієнт Пуассона.

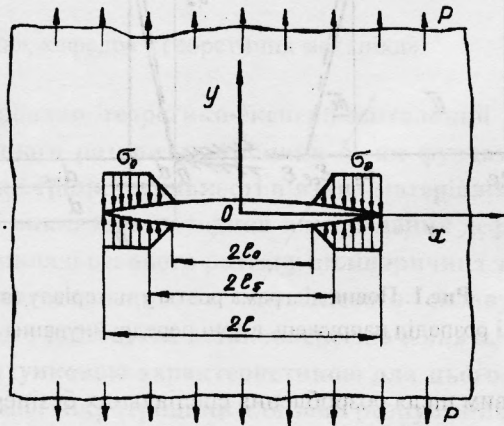


Рис.2. Розтяг безмежної площини з центральною тріщиною в рамках деформаційної моделі.

У випадку обмежених тіл з тріщинами задача визначення розкриття у вершині тріщини в рамках моделі [6] значно ускладнюється і тому застосуємо метод еквівалентних напружених станів [7]. Згідно з [7], у випадку обмеженого тіла з тріщиною, в третьому рівнянні системи (2) замість p^* запишемо $q^* \cdot \beta(\epsilon)$, де q^* – граничне значення напружень, прикладених до цього тіла, а $\beta(\epsilon)$ – поправкова функція на розміри тіла.

У випадку силової схеми розтягу циліндричного зразка із зовнішньою кільцевою тріщиною функція $\beta(\epsilon)$ має вигляд:

$$\beta(\epsilon) = 0,4988(1 - \epsilon)^{-3/2} (0,1988 + 0,8012\epsilon)^{-1/2}, \quad (3)$$

де $\epsilon = l_0 / R$, R – радіус циліндра, l_0 – глибина тріщини.

Відомі стандартні методики для визначення розкриття вершини тріщини [8,9] використовували переважно емпіричні формули для перерахунку розкриття тріщини, яке визначене в характерній точці її контуру на вершину.

Нижчевикладена методика визначення параметрів деформаційної моделі [6] та її часткового випадку – δ_k -моделі [3]. Для цього використано циліндричні зразки із зовнішніми кільцевими тріщинами, виготовлені з алюмінієвого сплаву Д16Т. Виготовляли зразки двох діаметрів – 8 і 20 мм. Зразки діаметром 8 мм – за ГОСТом 1497-84 для визначення стандартних механічних характеристик, побудувавши діаграми розтягу. Механічні характеристики сплаву при цьому виявилися такими: $\sigma_{0,2} = 402$ МПа; $\sigma_B = 577$ МПа; $\sigma_c = 679$ МПа; $\psi = 15,3$; $E = 0,71 \cdot 100000$ МПа; $\mu = 0,34$.

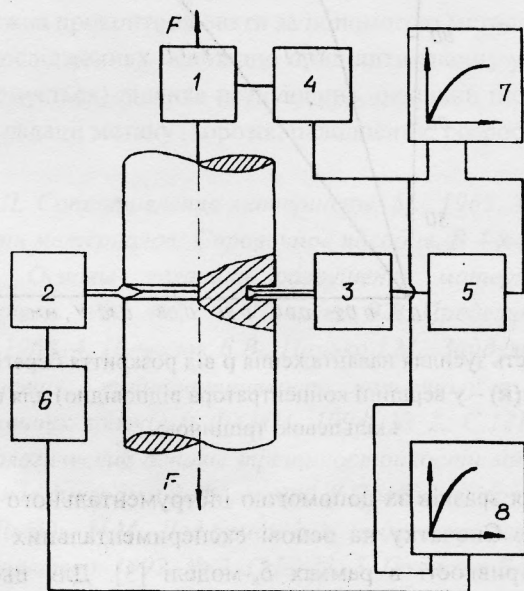


Рис.3. Блок-схема визначення розкриття берегів тріщини.

Зразки діаметром 20 мм призначалися для оцінки характеристик тріщинотривкості матеріалу. Для цього, згідно з методикою [8], на кожному зразку створювали кільцеві

концентратори напружень з діаметром перехідки 10 мм і радіусом заокруглення у вершині $\rho=0,1$ мм. Зразки розподілили на дві партії: першу партію зразків залишали з наведеними концентраторами, а у зразків другої партії ініціювали малі тріщини. Появу тріщини фіксували при зміні електродного потенціалу [10], а експерименти здійснювали на розривній машині ГР-100/1. Для вимірювання розкриття тріщини на базі тензорезисторів були розроблені спеціальні давачі з паралельним переміщенням губок, які встановлювали на торці і у вершині концентратора в діаметрально протилежних сторонах зразка. Вимірювання розкриття тріщини в двох точках (на торці і у вершині концентратора) проводили для підвищення достовірності отриманих результатів та відповідно апробації методики. Для розміщення давачів у вершині концентратора висвердлювали циліндричні отвори з плоским дном, перпендикулярним до площини тріщини. Давачі розкриття і розтяжних зусиль під'єднували до систем живлення та підсилювачів сигналів і на двокоординатних самописа ЛКД-01 в координатах розкриття тріщини прикладені зусилля фіксували результати досліджень.

Блок-схема визначення розкриття берегів тріщини зображена на рис.3, а результати досліджень – на рис.4. Для вимірювання δ_k використано ефективну методику, розроблену авторами роботи [4].

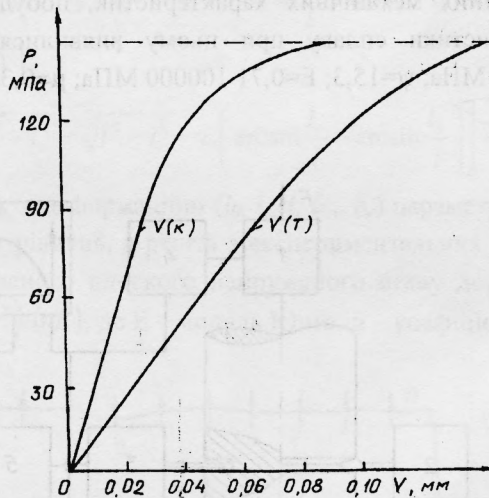


Рис.4. Залежність зусилля навантаження p від розкриття берегів тріщини v (криві $v(\tau)$ – на торці і $v(\kappa)$ – у вершині концентратора відповідно) для циліндричного зразка з кільцевою тріщиною.

Після руйнування зразків за допомогою інструментального мікроскопа вимірювали довжину тріщини. Спочатку на основі експериментальних даних визначали характеристики тріщинотривкості в рамках δ_k -моделі [3]. Для цього використовували розв'язок задачі Гріффітса в рамках δ_k -моделі і відповідно метод еквівалентних напружених станів [7]. Для граничного стану середні значення характеристик виявились такими: $\sigma_0=315$ МПа; $\delta_{cr}=\delta_k=0,092$ мм; $d=16$ мм. При цьому одержали практично однакові значення величин σ_0 і d по експериментальних результатах для торця і вершини

концентратора. Це свідчить про достовірність з однієї сторони експериментальних даних, а з іншої – аналітичних співвідношень, одержаних за допомогою методу еквівалентних напружених станів [7]. Невідповідність довжини зони передруйнування розмірам перешийка тріщини впливає з того, що в циліндричних зразках реалізується стан плоскої деформації, а в задачі Гріффітса (базова задача) – плоского напруженого стану.

Основним застереженням до одержаних характеристик є те, що напруження зчеплення σ_0 , які діють вздовж зони передруйнування в модельній тріщині, є значно меншими за межу текучості досліджуваного матеріалу ($\sigma_0=402$ МПа). Тому проводили визначення характеристик тріщинотвортності сплаву Д16Т у рамках деформаційної моделі [6].

Згідно з цією моделлю, напруження зчеплення для даного матеріалу визначалися із співвідношення

$$\sigma_0 = \frac{\sigma_{0,2} + \sigma_c}{2} = 540 \text{ МПа} . \quad (4)$$

Маючи $p^*=143$ МПа; $l_0=5$ мм; $\delta_c=0,092$ мм; $\sigma_0=540$ МПа, з рівнянь (2) визначали параметри δ_c , l_c і l , які дорівнювали:

$$\delta_c=0,03 \text{ мм}; \quad l_c=5,9 \text{ мм}; \quad l=8,1 \text{ мм}. \quad (5)$$

Отже, за результатами досліджень можна зробити такі **висновки**:

1. Результати, одержані в рамках деформаційної моделі [6], дають фізично обґрунтовану величину напружень зчеплення σ_0 , що стало можливим за рахунок введення в розгляд ділянки розпушення матеріалу. При цьому ця ділянка виникає тоді, коли розкриття вершини тріщини досягає значення $\delta=0,03$ мм. У даному випадку це досягається при $p \approx 100$ МПа, що можна проконтролювати за допомогою методів акустичної емісії.

2. У наступних дослідженнях необхідно приділити значну увагу рівню напружень, при яких виникає (формується) ділянка розпушення, оскільки після цього інтенсивніше проходять процеси деградації металу (корозія, наводнення, розростання тріщин) тощо.

1. Тимошенко С.П. *Сопротивление материалов*. М., 1965. Т.1. 363 с. 2. *Механика разрушения и прочность материалов: Справочное пособие*. В 4-х т. / Под ред. В.В.Панасюка. К., 1988. Т.1. *Основы механики разрушения материалов* / В.В.Панасюк, А.Е.Андрейкив, В.З.Партон. 1988. 487 с. 3. Панасюк В.В. *Предельное равновесие хрупких тел с трещинами*. К., 1968. 4. Панасюк В.В., Панько І.М., Зайдель Б.М. До питання про визначення характеристик тріщинотвортності матеріалу в рамках δ_c -моделі при випробуванні призматичних зразків // *ФХММ*. 1994. № 2. С.121-124. 5. Лебедев А.А., Чаусов Н.Г. *Феноменологические основы трещиностойкости материалов по параметрам спадающих участков диаграмм деформаций* // *Проблемы прочности*. 1983. №2. С.6-10. 6. Панько І.М., Лебідь Н.М. Деформаційна модель пружно-пластичного тіла з тріщиною // *Машинознавство*. 1997. № 2. С.17-21. 7. Панасюк В.В., Панько І.М., Тим'як Н.І. До питання про наближене визначення напружено-деформованого стану в пружно-пластичних тілах, послаблених тріщинами // *ФХММ*. 1989. № 6. С.44-50. 8. *Расчеты и испытания на прочность. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик трещиностойкости (вязкости разрушения) при статическом нагружении*. ГОСТ 25.506-85. М., 1985. 60 с. 9. BSI-DD 19: *Methods for Crack Displacement (COD)*

Testing-British Standart Institution. 1972. 10. A.c. 1373991 СССР, МКУГ.01 №3/32. Уст-
ройство для испытания металлических образцов на усталость / Б.М.Зайдель, В.В.Па-
насюк, И.Н.Дмитрах. Опубли. 23.02.88. Бюл. № 7.

УДК 620.179 (035)

ТЕРМОАКТИВОВАНИ РЕЛАКСАЦІЙНІ ПРОЦЕСИ У ХРОМЕЛІ ПІСЛЯ ПЛАСТИЧНОЇ ДЕФОРМАЦІЇ

© Прохоренко С.В.*, Прохоренко В.Я., Талан С.В., 1999

*ЛНУ ім. Івана Франка;

ДУ «Львівська політехніка», кафедра «Фізика металів і матеріалознавства»

Проведені експерименти з акустичної емісії хромелю дали змогу встановити оптимальну межу пластичної деформації під час виготовлення термоелектродів.

Для вимірювання середніх температур у промисловості найширшого використання набули термопари та термометри опору. При цьому точність вимірювання визначається ступенем відтворюваності інтегральної термоелектрорушійної сили (термо-ЕРС) термопари, або опору чутливого елемента термометра у певних реперних точках температурної шкали. Джерела похибок вимірювальних термоперетворювачів можуть бути різноманітними, але завжди їх можна поділити на два найширші класи:

- зумовлені умовами встановлення теплового контакту термоперетворювач ↔ середовище;
- ступенем відтворюваності внутрішньої структури матеріалу термоперетворювача у досліджуваному інтервалі температур.

Ми зупинимось на другому класі похибок, провівши їх наступну деталізацію з врахуванням аналітичного зв'язку між *питомим електричним опором* (ρ) та *абсолютною термоелектрорушійною силою* (α) сплаву (формула Мотта та Джонса):

$$\alpha = -\pi^2 k_B^2 T / 3e (\partial \ln \rho / \partial E)_{E=E_f} = -\pi^2 k^2 T / 3e \cdot 1/\rho \cdot (d\rho/dE)_{E=E_f}, \quad (1)$$

де k_B , e – стала Больцмана та заряд електрона. Похідна опору по енергії ($d\rho/dE$) береться на енергетичному рівні $E=E_f$ (E_f – енергія Фермі).

Фізика металів дає відомий вираз для питомого опору металів:

$$\rho = m v / Ne^2 \lambda, \quad (2)$$

де N – концентрація електронів; m , v – відповідно, їх маса та швидкість; λ – довжина вільного пробігу носіїв струму. У найпростішій моделі вільних електронів вважається, що $N = \text{const}$. Тому, ввівши поняття рухливості носіїв струму $u = e\lambda/mv$, отримаємо:

$$\rho = 1/Neu. \quad (3)$$

Звідки випливає, що опір є величиною зворотною до рухливості. Остання, в свою чергу, визначається ступенем взаємодії носіїв струму з кристалічною ґраткою.