ZESZYTY NAUKOWE POLITECHNIKI ŚLĄSKIEJ 1992

Seria: MECHANIKA z. 107 Nr kol. 1154

Jan Galicki, Anatoliusz Jakowluk
Katedra Mechaniki Stosowanej
Politechnika Białostocka

IDENTYFIKACJA ZMĘCZENIA CIEPLNEGO W ZŁOŻONYCH STANACH NAPRĘŻEŃ

Streszczenie. Dla jednoosiowego stanu naprężenia stosuje się kryteria zmęczenia, zawierające liczbę cykli do zniszczenia, stałą materiałową i parametry procesu odkształcania. W niniejszej pracy założono, że kryterium zmęczenia cieplnego w płaskim stanie naprężeń będzie zawierać parametr w postaci przyrostu intensywności odkształceń $\Delta\varepsilon_i$, a stała materiałowa będzie funkcją sumy przyrostów intensywności odkształceń.

Резюме. Для одноосного напряженного состояния применяютса критерии устолости, содетжащие число циклов до разрушения, постоянную материала и нараметры процесса деформировання. В настаящей работе допускаетця, что критерий термической усталости в плоском напряженном цоцтоянии внещает параметр в форме приращения интенцивности деформаций $\Delta\varepsilon_i$, а постоянная материала превращается в функцию суммы приращений интенсивности деформаций.

Summary. For a uniaxial stress state the fatigue criteria were applied which included the number of cycles to fatigue N_f, material constant and strain process parameters. In this paper is assumed that of the thermal fatigue criterion for biaxial stress states will contain a parameter in the form of the intensity increment of total strain $\Delta\varepsilon_i$ and the material constant should be changed to the function of the sum of strain intensity increment.

1. WSTĘP

Urządzenia energetyczne pracujące w podwyższonych zmiennych temperaturach poddawane są złożonemu działaniu obciążeń termicznych i mechanicznych (płomieniówki, rurociągi ciepłownicze, wymienniki ciepła). Zjawisko zmęczenia cieplnego występuje również w wielu innych dziedzinach techniki. Stąd wynika potrzeba sformułowania kryterium zniszczenia zmęczenia cieplnego w różnych jednorodnych stanach naprężeń.

Dla jednoosiowego stanu naprężeń kryterium zmęczenia cieplnego formułuje się w dwojaki sposób: 1) adaptując kryteria małocyklowego zmęczenia mechanicznego, 2) porównując żywotność przy pełzaniu i zmęczeniu cieplnym określa się temperaturę zredukowaną procesu pełzania. Kryteria zmęczenia mechanicznego zawierają liczbę cykli do zniszczenia N_f, stałe materiałowe i następujące parametry procesu: $\Delta\varepsilon_p$ lub $\Delta\varepsilon$ - przyrost odkształcenia plastycznego lub całkowitego w cyklu, T_{max} i T_{min} - maksymalna i minimalna temperatura cyklu, ΔS - przyrost entropii w cyklu i także wielkości pochodne. Do formułowania kryterium zmęczenia cieplnego wykorzystuje się zależność S.S. Mansona [1] dla zmęczenia mechanicznego

$$\Delta\varepsilon_p N_f^{k_1} = C_1, \tag{1}$$

gdzie: k_1, C_1 - stałe materiałowe.

Przykładowo T. Udouchi i T. Wada [2], wprowadzając do równania (1) funkcję $F = F(T)$, otrzymali kryterium zmęczenia cieplnego

$$N_f^{k_2}\, \Delta\varepsilon F(T) = C_2. \tag{2}$$

G.S. Pisarienko, W.N. Rudienko i G.N. Trietjaczenko [3], na podstawie (1), dla zmęczenia cieplnego otrzymali kryterium

$$N_f = \left\{ B \Big/ \left[E(\alpha_T, \Delta T)^{n+1} (K^{n+1})^{1/m'} \right] \right\}^{1/m}, \tag{3}$$

gdzie: E - moduł Younga,
K - sztywność obciążenia,
α_T - współczynnik rozszerzalności liniowej,
B, m, n - stałe materiałowe.

G.N. Trietjaczenko [4] w miejsce przyrostu odkształcenia plastycznego wprowadził do wzoru (1) przyrost entropii ΔS w cyklu, tj.

$$\Delta S\, N_f^{k_3} = C_3. \tag{4}$$

R.A. Dulniew i P.J. Kotow [5] wprowadzili do wzoru (1) przyrost odkształcenia całkowitego $\Delta\varepsilon$ w cyklu, tj.

$$N_f^{k_4} \Delta\varepsilon = C_4. \tag{5}$$

Natomiast W.W. Moskwitin [6] wykazał, że w przypadku materiału z umocnieniem liniowym i wprowadzeniu całkowitego zakresu odkształcenia w cyklu we wzorze (5) można założyć $k_4 = 0,5$.

Celem niniejszej pracy jest sformułowanie kryterium zniszczenia i jego weryfikacja dla przypadku zmęczenia cieplnego w złożonych jednorodnych stanach naprężeń.

2. FORMUŁOWANIE MODELU MATEMATYCZNEGO KRYTERIUM ZMĘCZENIA CIEPLNEGO

Przy formułowaniu modelu matematycznego zniszczenia w płaskim stanie naprężeń wykorzystano kryterium (5) przyjmując $k_4 = 0,5$ i przyrosty współrzędnych tensora odkształceń całkowitych $\Delta\varepsilon_k$. Przyjęto izotropowy model zniszczenia w postaci

$$\sum_{n=1}^{N_f} (\Delta\varepsilon_i)_n^2 = C[\sum_{n=1}^{N_f}(\Delta\varepsilon_i)_n], \tag{6}$$

gdzie $C[\sum_{n=1}^{N_f}(\Delta\varepsilon_i)_n]$ - funkcja sumy przyrostów intensywności odkształceń $\Delta\varepsilon_i$ do zniszczenia. Krzywe odkształceń $\varepsilon_{11}(n)$ i $2\varepsilon_{12}(n)$ zawierają typowe stadia pełzania, stąd kryterium (6) korzystnie jest zapisać w postaci

$$\sum_{n=1}^{N_1}(\Delta\varepsilon_i)_n^2 + \sum_{N_1}^{N_2}(\Delta\varepsilon_i)_n^2 + \ldots + \sum_{N_{k-1}}^{N_f}(\Delta\varepsilon_i)_n^2 = C[\sum_{n=1}^{N_f}(\Delta\varepsilon_i)_n]. \tag{7}$$

Przyrost intensywności odkształceń w n+1 cyklu określono następująco

$$\Delta\varepsilon_i(n+1) = \frac{1}{2}\{|\varepsilon_i(n+\tfrac{1}{2})-\varepsilon_i(n)|+|\varepsilon_i(n+1)-\varepsilon_i(n+\tfrac{1}{2})|\}, \tag{8}$$

tj. jako wartość średnią z półcykli chłodzenia i grzania próbki. Przyjmując definicję intensywnosści odkształceń N.I. Biezuchowa [7] w postaci

$$\varepsilon_i = \frac{1}{(1+\nu)\sqrt{2}}\left[(\varepsilon_{11}-\varepsilon_{22})^2+(\varepsilon_{22}-\varepsilon_{33})^2+(\varepsilon_{33}-\varepsilon_{11})^2+6(\varepsilon_{12}^2+\varepsilon_{23}^2+\varepsilon_{31}^2)\right]^{\frac{1}{2}} \tag{9}$$

i biorąc pod uwagę $\varepsilon_{22} = \varepsilon_{33} = -\nu\varepsilon_{11}$, otrzymujemy wyrażenia intensywności odkształceń do wzoru (8):

$$\varepsilon_i(n) = \frac{1}{(1+\nu)\sqrt{2}}\left[2(1+\nu)^2\varepsilon_{11}^{2*}(n)+6\varepsilon_{12}^2(n)\right]^{\frac{1}{2}},$$

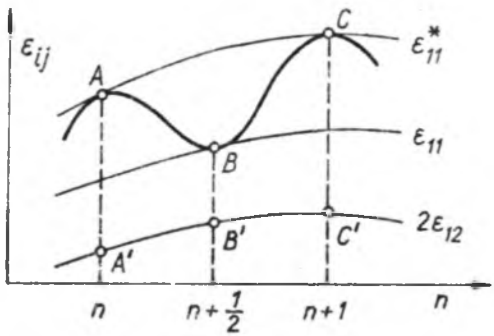
$$\varepsilon_i(n+\tfrac{1}{2}) = \frac{1}{(1+\nu)\sqrt{2}}\left[2(1+\nu)^2\varepsilon_{11}^2(n+\tfrac{1}{2})+6\varepsilon_{12}^2(n+\tfrac{1}{2})\right]^{\frac{1}{2}}. \tag{10}$$

$$\varepsilon_i(n+1) = \frac{1}{(1+\nu)\sqrt{2}}\left[2(1+\nu)^2\varepsilon_{11}^{2*}(n+1)+6\varepsilon_{12}^2(n+1)\right]^{\frac{1}{2}},$$

gdzie:

$$\varepsilon^{*}_{11} = \alpha_T(T_{max} - T_r) - \varepsilon^{*}_{11ex}, \qquad \varepsilon_{11} = \alpha_T(T_{min} - T_r) - \varepsilon_{11ex}, \tag{11}$$

odkształcenia przy temperaturze maksymalnej i minimalnej (rys. 1), ε^{*}_{11ex}, ε_{11ex} - odkształcenia zmierzone, T_r - temperatura pokojowa.



Rys. 1. Krzywe odkształceń w procesie zmęczenia cieplnego
Fig. 1. Curves of strains in the process of thermal fatigue

Współczynnik Poissona wyznaczono ze wzoru

$$\nu_n = |\Delta\varepsilon_{22}(n)/\Delta\varepsilon_{11}(n)|, \tag{12}$$

gdzie:

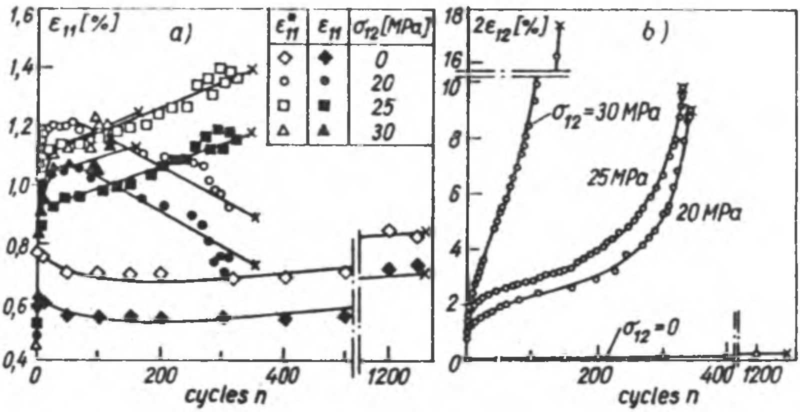
$$\Delta\varepsilon_{11}(n) = \varepsilon^{*}_{11}(n) - \varepsilon_{11}(n),$$
$$\Delta\varepsilon_{22}(n) = \varepsilon^{*}_{22}(n) - \varepsilon_{22}(n).$$

Odkształcenia ε^{*}_{22} i ε_{22} są zależne następująco od odkształceń mierzonych na próbce ε^{*}_{22ex} i ε_{22ex}:

$$\varepsilon^{*}_{22} = \varepsilon^{*}_{22ex} - \alpha_T(T_{max} - T_r), \qquad \varepsilon_{22} = \varepsilon_{22ex} - \alpha_T(T_{min} - T_r). \tag{13}$$

3. DANE EKSPERYMENTALNE

Próby zmęczenia cieplnego wykonano na próbkach rurkowych ze stali OH2M, na adaptowanym stanowisku Coffina, umożliwiającym statyczne skręcanie próbek. Próbki odpowiadały warunkowi d/g≥ 10, gdzie d= 14 mm - średnica zewnętrzna, g= 1 mm - grubość ścianki. Zakres temperatury w próbkach był następujący: $T_{min} = 373$, $T_{max} = 973$ K w cyklu trójkątnym, $\tau = 23$ s - okres. Wartość średnia współczynnika Poissona $\nu = 0,47$, tj. materiał praktycznie był w stanie nieściśliwości. Współczynnik rozszerzalności liniowej $\alpha_T = 1,30 \cdot 10^{-5} K^{-1}$. Na rys. 2 podano przykładowe krzywe $\varepsilon_{11}(n)$ i $\dot{\varepsilon}_{11}(n)$ (rys. 2a) oraz krzywe pełzania $2\varepsilon_{12}(n)$ (rys. 2b). Krzywa dla $\sigma_{12} = 0$ odpowiada pełzaniu mikropolarnemu $2l_{12}$.



Rys. 2. a - krzywe ściskania - rozciągania $\varepsilon_{11}(n)$ i $\dot{\varepsilon}_{11}(n)$, b - krzywe skręcania $2\varepsilon_{12}(n)$

Fig. 2. a - curves of compression - tension $\varepsilon_{11}(n)$ and $\dot{\varepsilon}_{11}(n)$, b - curves of torsion $2\varepsilon_{12}(n)$

4. WERYFIKACJA MODELU MATEMATYCZNEGO KRYTERIUM ZMĘCZENIA CIEPLNEGO

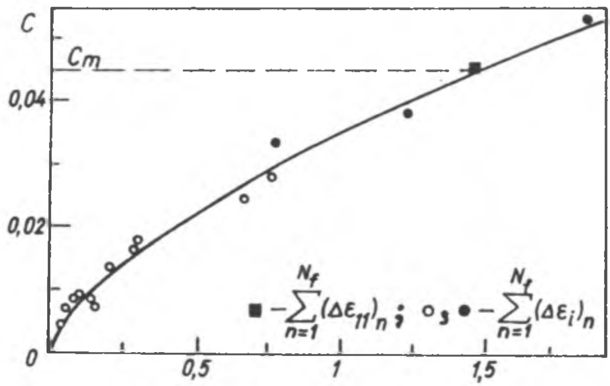
Weryfikacja kryterium wg wzoru (6) polegała na określeniu postaci funkcji

$$C = C[\sum_{n=1}^{N_f} (\Delta\varepsilon_i)_n]. \tag{14}$$

Wyniki doświadczalne wartości funkcji C dla poszczególnych próbek pokazano na rys. 3. W wyniku aproksymacji otrzymano następującą funkcję

$$C = 3,513 \cdot 10^{-2}[\sum_{n=1}^{N_f} (\Delta\varepsilon_i)_n]^{0,65}. \tag{15}$$

Linia ciągła na rys. 3 wskazuje, iż funkcja C została określona poprawnie. W szczególności funkcja ta spełnia warunek początkowy, tj. dla $N_f = 0$, $C = 0$. Na rysunku tym przedstawiono również wartość stałej $C_m = 0,0464$ wg kryterium (5) dla zmęczenia cieplnego w jednoosiowym stanie naprężenia.



Rys. 3. Weryfikacja kryterium wg (6): 1) punkty jasne - płaski stan naprężeń; 2) punkty ciemne - jednoosiwy stan naprężenia

Fig. 3. Verification of criterion according to Eq.(6): 1) unshaded points - biaxial stress states; 2) shaded points - uniaxial stress state

4. WNIOSKI

1) Zmęczenie cieplne stali OH2M w płaskim stanie naprężeń poprawnie opisuje izotropowe kryterium zniszczenia.

2) Stała materiałowa kryterium zmęczenia cieplnego w jednoosiowym stanie naprężenia przekształca się w funkcję materiałową w złożonych stanach.

LITERATURA

[1] Manson S.S. A simple procedure for estimating high temperature low-cycle fatigue, Exper. Mech., 8, 8, 349-352, 1968.

[2] Udouchi T., Wada T., Thermal effect on low-cycle fatigue strenght of steels, Proc. Inter. Conf. on Thermal Stress and Thermal Fatigue, 109-112, Gloucestershire, 1969, Butterworth and Co Ltd. London, 1971.

[3] Pisarienko G.S., Rudienko W.N., Trietjaczenko G.N., Procznost' materiałow pri wysokich tiempieraturach, Naukowa Dumka, Kiew 1966.

[4] Trietjaczenko G.N., Tiermiczeskaja ustałost' w metałłach pri nierawnomiernom raspriedlelenii tiempieratur i nagruženii, Probl. Proczn., 10, 55-61, 1985.

[5] Dulniew R.A., Kotow P.J., Tiermiczeskaja ustałost' metałłow, Maszynostrojenie, Moskwa 1980.

[6] Moskwitin W.W., Cykliczeskije nagruženija elemientów konstrukcyj, Nauka, Moskwa 1981.

[7] Biezuchow N.I., Tieorija uprugosti i płasticznosti, Gostechizdat, Moskwa 1953.

THE IDENTIFICATION OF THERMAL FATIGUE IN COMPLEX STRESS STATES

For a uniaxial stress state the fatigue criteria were applied which included the number of cycles to fatigue N_f, with material constants and following process parameters: $\Delta\varepsilon_p$ or $\Delta\varepsilon$ - increment of plastic or total strain in the cycle, T_{min} and T_{max} - minimal and maximal temperature of the cycle, ΔS - increment of entropy in the cycle and also derived quantity. For thermal fatigue the criterion of mechanical fatigue of S.S. Manson [1] is used in the form of Eq.(1). R.A. Dulnev and P.J. Kotov [5] introduce the increment of total strain in the cycle into Eq. (1) as in Eq.(5). In the case of material with linear hardening, V.V. Moskvitin [6] showed that for the total strain increments in Eq. (5) it can be assumed that k_4=0.5. The aim this paper was formulation of a thermal fatigue criterion in biaxial stress states and its experimental verification by compression - tension and torsion of tubular samples with steel, OH2M. In the paper in Eq.(5), where k_4=0.5, it is assumed that of the thermal fatigue criterion for biaxial stress states will be contain a parameter in the form of the increment total strain intensity $\Delta\varepsilon_i$ and the material constant should be changed to the function of the sum strain intensity increment, i.e. a criterion in an isotropic form as in Eq.(6). The experimental data: 1) samples satisfied the condition d/g>10, d=14mm - outer diameter, g=1mm - thickness of wall, 2) range of test temperature: T_{min} = 373, T_{max} = 973K in a triangular cycle and a period τ = 23s. The mean value of Poisson ratio $\upsilon = 0.47$, i.e. the material was practically in a state of incompressibility. In Fig.2 there are given examples of compression - tension curves $\varepsilon_{11}(n)$ for T_{min} and $\varepsilon^{*}_{11}(n)$ for T_{max} (Fig.2.a) and of creep curves $2\varepsilon_{12}$ from the torsional moment (Fig.2.b). The verification of the criterion consist in determination of the function C in Eq.(6). The experimental results of the values of function C for individual samples are shown in Fig.3. As a result of approximation the function (15) was obtained.