

RELAȚII PENTRU CALCULUL TENSIUNILOR CRITICE ALE STRUCTURILOR MECANICE CU FISURI

Valeriu JINESCU¹, Vali - Ifigenia IORDĂCHESCU², Nicoleta TEODORESCU²

¹ Membru titular al Academiei de Științe Tehnice din România

² Universitatea „Politehnica“ din București

Rezumat. Pe baza analizei concentrării de tensiuni la vârful unei fisuri a fost dedusă o relație pentru deteriorarea produsă de fisură cu considerarea comportării neliniare a materialului. Cu ajutorul principiului energiei critice, în cazul general al comportării neliniare, funcție de putere, a materialului structurii și cu considerarea deteriorării produsă de fisură, au fost elaborate relații pentru tensiunea critică în cazul solicitării statice și a solicitării ciclice cu un bloc de tensiuni normale; - cu un bloc de tensiuni tangențiale; - simultan cu câte un bloc de tensiuni normale și respectiv tangențiale. Compararea cu rezultatele obținute în literatură au arătat generalitatea relațiilor deduse și o bună concordanță cu unele date experimentale.

Cuvinte cheie: tensiuni critice, fisuri, deteriorare, oboseală, solicitare statică.

Abstract. Analyzing the stress concentration at the crack tip a relationship for deterioration have been obtained taking into account the nonlinear behavior of the material. On the basis of critical energy principle, in the general case of nonlinear behavior, power law, of the structure material, taking into account the deterioration due to crack, there have established relationships for the critical stress in the case of monotonic loading, as well as in the case of cyclic loading; - with a block of normal stress; - simultaneous block of shear stress. The comparison with the results reported in literature have shown the generality of the obtained relationships, as well as a good concordance with some experimental data.

Keywords: critical stress, cracks, deterioration, fatigue, statical loading.

1. INTRODUCERE

Adeseori, la originea deteriorării unor structuri mecanice (echipamente sub presiune, turbine cu gaze, nave maritime, aeronave, locomotive, poduri etc.) stau defectele „imprimate” în timpul fabricării acestora (prin turnare, presare, forjare, sudare, nituire etc.), și/sau fisurile care se „nasc” în decursul exploatării, îndeosebi ca urmare a unor suprasolicitări. Solicitarea la oboseală a unor structuri mecanice determină, adeseori, inițierea și propagarea fisurilor până la rupere.

Unele piese ale structurilor mecanice au micropori care ulterior, în decursul solicitării generează mici fisuri. Acestea, în timp, în anumite condiții se propagă. Dacă nu sunt depistate prin control periodic și reparate, fisurile se pot propaga până la rupere.

Cerințele legate de siguranța structurilor mecanice impun considerarea fisurilor/defectelor, atât la proiectarea acestora, cât și la monitorizarea lor în timpul exploatării.

În unele industrii, ca de exemplu în industria aerospațială, proiectarea cu metoda tolerării defectelor („damage tolerance design”) înlocuiește metodele utilizate anterior și anume, metoda durabilității garantate („safe life”) și metoda degradării controlabile („fale safe”).

Un exemplu de calcul cu metoda degradării controlabile îl reprezintă utilizarea conceptului „scurgere înainte de rupere” („leak - before - break”), bazat pe mecanica ruperii, la proiectarea recipientelor și conductelor sub presiune. Acestea își păstrează integritatea, deoarece propagarea

instabilă a fisurii nu se produce înainte ca fisura să penetreze peretele, ceea ce va determina ieșirea fluidului prin fisură, cu un anumit debit.

În prezent se admite existența fisurilor și posibilitatea ca acestea să evolueze în timpul solicitării până la o valoare maximum admisă. În legătură cu existența fisurilor se pun următoarele probleme: – o fisură cu dimensiunea inițială a_i , este periculoasă sau nu? Cu alte cuvinte, în condițiile date de solicitare există riscul de-a se propaga?!; – dacă fisura îndeplinește condițiile de propagare, în cât timp, sau după câte cicluri de solicitare, atinge dimensiunea critică, a_{cr} ?; – cum calculăm deteriorarea, $D(a)$, pe care o produce o fisură a cărei dimensiune caracteristică este a ; – cum putem considera în proiectare, în calculele de rezistență sau de rigiditate, deteriorarea produsă de fisură?!

Răspunsurile la primele două probleme se găsește în Mecanica Ruperii, celelalte două vor fi tratate în această lucrare. În general, o fisură se propagă dacă îndeplinește condiția

$$a \geq a_0. \quad (1)$$

La solicitarea la oboseală a_0 depinde de valoarea de prag a variației factorului de intensitate a tensiunii ΔK_{th} . În prezent, lungimea inițială a fisurii de la care începe propagarea acesteia este considerată în jur de 0,25 mm pentru epruvete netede și de 0,25 – 0,5 mm pentru epruvete cu concentratori de tensiune [1]. Valoarea lui a_0 poate fi calculată, în prima aproximație, din expresia factorului de intensitate a tensiunii, K_I , scrisă pentru valoarea de prag acestuia, $K_{I,th}$. Din $K_I = Y \cdot \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a(\sigma)}$, cu $K_I = K_{I,th}$ rezultă, $a_0(\sigma) = (1/\pi) \cdot [K_{I,th} / (Y \cdot \sigma_r)]^2$, în care Y este un factor care depinde de geometria elementului solicitat și de forma fisurii, iar σ_r – rezistența de rupere a epruvetei fără fisuri.

Viteza de propagare a fisurii până la atingerea valorii critice poate fi calculată cu una din legile propuse în literatură [2-4], cea mai utilizată fiind legea Paris – Erdogan [2]

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K_I^m, \quad (2)$$

în care N este numărul ciclurilor de solicitare, C și m – constante ale materialului structurii, iar $\Delta K_I = Y \cdot \Delta \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a}$ este variația factorului de intensitate a tensiunii; $\Delta \sigma$ – variația tensiunii normale. Au mai fost propuse numeroase alte relații pentru (da/dN) [3], dintre care mai utilizate sunt relația Donhaue, relația Forman și relația Walker [4].

Ultimele două probleme vor fi dezvoltate în cele ce urmează.

2. TENSIUNI CRITICE PENTRU STRUCTURI CU FISURI SOLICITATE STATIC

O fisură alungită poate fi considerată de forma unei elipse, cu semiaxa mare egală cu a și cu semiaxa mică egală cu b . Dacă fisura este într-o placă solicitată cu tensiunea uniformă σ perpendicular pe direcția axei mari a fisurii (fig. 1), tensiunea maximă este la vârful fisurii și are expresia,

$$\sigma_{\max} = \sigma + \Delta \sigma, \quad (3)$$

în care efectul de concentrare a tensiunii este reprezentat de creșterea tensiunii [5],

$$\Delta \sigma = 2\sigma \cdot \sqrt{a/\rho}. \quad (4)$$

unde $\rho = b^2/a$ este raza de curbură la „vârful” fisurii.

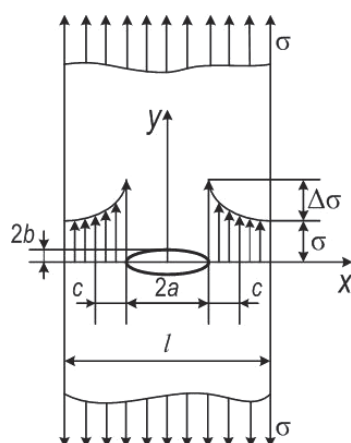


Fig. 1

La o structură cu o fisură, practic efectul tensiunii se suprapune cu efectul creat de prezența fisurii. Pentru a rezolva această problemă de suprapunere a efectelor se recurge la conceptul de energie.

Energia specifică (în J/m^3) la vârful fisurii se consideră egală cu suma dintre energia specifică corespunzătoare tensiunii σ și energia specifică corespunzătoare creșterii $\Delta\sigma$.

Pe baza *principiului energiei critice* [6; 7] se scrie că participația totală a energiei specifice, P_T , este egală cu suma participațiilor energiilor specifice corespunzătoare tensiunii σ și creșterii $\Delta\sigma$:

$$P_T = P(\sigma) + P(\Delta\sigma). \quad (5)$$

Se consideră cazul general al comportării neliniare a materialului structurii, solicitată cu tensiuni normale, σ , sau tangențiale τ :

$$\left. \begin{aligned} \sigma &= M_\sigma \cdot \varepsilon^k; \\ \tau &= M_\tau \cdot \gamma^{k_1}, \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

în care ε este deformația specifică; γ – lunecarea specifică; M_σ, M_τ, k și k_1 – constante ale materialului.

Pentru comportarea dată de prima relație (6), $P(\sigma)$ și $P(\Delta\sigma)$ au următoarele expresii [6]:

$$P(\sigma) = \left(\frac{\sigma}{\sigma_{cr}} \right)^{\alpha+1}; \quad (7)$$

$$P(\Delta\sigma) = \left(\frac{\Delta\sigma}{\Delta\sigma_{cr}} \right)^{\alpha+1}, \quad (8)$$

în care s-a notat $\alpha = 1/k$, iar σ_{cr} și $\Delta\sigma_{cr}$ sunt valorile critice ale lui σ și respectiv, $\Delta\sigma$. La solicitarea numai cu o tensiune, fie σ_{cr} , fie $\Delta\sigma_{cr}$, se atinge starea considerată critică (de exemplu, ruperea).

Din relațiile (4) și (8) rezultă, $P(\Delta\sigma) = \left(\frac{a}{a_{cr}} \right)^{\frac{\alpha+1}{2}}$, în care s-a făcut ipoteza că în cele două stări

(efectivă și critică) raza de curbură ρ se păstrează. Dimensiunea critică a fisurii, a_{cr} corespunde solicitării cu tensiunea σ . În consecință, $P(\Delta\sigma) \equiv P(a)$, are semnificația deteriorării produsă structurii de prezența fisurii, a . Se notează deteriorarea cu D , o mărime pozitivă care ia valori între zero și unu: $D = 0$ – pentru material nedeteriorat și $D = 1$ – pentru material deteriorat (rupere; deformare excesivă...). Ca urmare

$$D(a) = \left(\frac{a}{a_{cr}} \right)^{\frac{\alpha+1}{2}}. \quad (9)$$

În cazul deteriorării produsă și de alte acțiuni $D(a)$, se înlocuiește cu deteriorarea totală D_T calculată ca sumă a deteriorărilor parțiale [8].

Starea critică la vârful fisurii se obține atunci când este îndeplinită condiția.

$$P_T = P_{cr}, \quad (10)$$

în care P_{cr} este participația critică a energiei specifice. În general, datorită distribuției statistice a caracteristicilor mecanice ale materialului structurii, P_{cr} se caracterizează, de asemenea, printr-o distribuție statistică, și anume $P_{cr} \in [P_{cr,\min}; P_{cr,\max}]$, în care $P_{cr,\max} \leq 1$.

Din relațiile (5), (6), (9) și (10) se obține

$$\frac{\sigma}{\sigma_{cr}} = [P_{cr} - D(a)]^{\frac{1}{\alpha+1}}. \quad (11)$$

În această relația σ are semnificația tensiunii critice a structurii cu o fisură, notată

$$\sigma_{cr}(a) = \sigma_{cr} \cdot [P_{cr} - D(a)]^{\frac{1}{\alpha+1}}, \quad (12)$$

în care σ_{cr} este tensiunea normală critică a materialului structurii fără fisură. În cazul în care caracteristicile critice ale materialului structurii sunt mărimi deterministe $P_{cr} = 1$, astfel încât

$$\sigma_{cr}(a) = \sigma_{cr} \cdot [1 - D(a)]^{\frac{1}{\alpha+1}}. \quad (13)$$

Dacă se impune ca materialul să nu intre în curgere, atunci $\sigma_{cr} = \sigma_c$ (limita de curgere), iar $\alpha = 1$. Dacă, însă se admite depășirea limitei de curgere, atunci $\sigma_{cr} = \sigma_r$ (rezistența de rupere).

Dacă $a = 0$, atunci $\sigma_{cr}(a) = \sigma_{cr}$. Dacă $\sigma \rightarrow 0$, starea critică se atinge pentru $a = a_{cr}$. La fisura din figura 1, $a_{cr} = l$, ceea ce corespunde separării complete a celor două părți ale plăcii în absența solicitării.

În mod analog se determină tensiunea tangențială critică a structurii cu fisură, solicitată conform modului II sau III de rupere:

$$\tau_i(a) = \tau_i \cdot [P_{cr} - D(a)]^{\frac{1}{\alpha_i+1}}. \quad (14)$$

în care s-a notat $\alpha_i = 1/k_i$, iar $i = \text{II sau III}$ (modul de rupere). În relația (14) $D(a)$ se calculează cu dimensiunea fisurii caracteristică pentru modul respectiv de solicitare (II sau III).

În cazul solicitării simultane cu o tensiune normală σ și cu o tensiune tangențială τ se suprapun efectele acestora (fig. 2). Se consideră o bară de rază R cu o fisură circulară de rază a în interior, solicitată de forța de întindere F care determină tensiunea normală σ și momentul de torsiune M_t , care determină tensiunea tangențială $\tau \equiv \tau_{\text{III}}$.

Conform principiului energiei critice participația totală este suma participațiilor energiilor specifice corespunzătoare lui σ , $\tau \equiv \tau_{\text{III}}$ și a :

$$P_T = P(\sigma) + P(\tau) + P(a),$$

în care se înlocuiește $P(\tau) = (\tau/\tau_{cr})^{\alpha_i+1}$ și cu considerarea relațiilor (7), (9) și (10)

$$\left(\frac{\sigma}{\sigma_{cr}}\right)^{\alpha+1} + \left(\frac{\tau}{\tau_{cr}}\right)^{\alpha_i+1} = P_{cr} - D(a), \quad (15)$$

în care $D(a)$ se calculează cu $a = a(\sigma)$ și cu $a = a(\tau)$ și se ia valoarea maximă rezultată. Dacă $a = a(\sigma)$ atunci $D(a)$ se calculează cu exponentul α , pe când dacă $a = a(\tau)$, atunci se calculează cu exponentul α_1 . Relația (15) reprezintă o curbă care este locul geometric al punctelor de solicitare cu σ și τ la care se produce ruperea. Dacă $P_{cr} \in [P_{cr,\min}; P_{cr,\max}]$, atunci se obțin două curbe, între care se înscriu punctele experimentale (fig. 3).

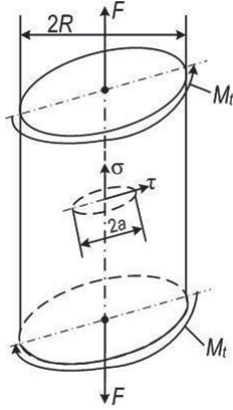


Fig. 2

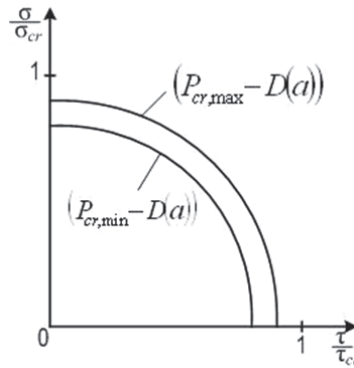


Fig. 3

3. TENSIUNI CRITICE PENTRU STRUCTURI CU FISURI SOLICITATE CICLIC

La o solicitare ciclică cu tensiuni normale între σ_{\min} și σ_{\max} : amplitudinea tensiunii, $\sigma_a = 0,5 \cdot (\sigma_{\max} - \sigma_{\min})$; tensiunea medie, $\sigma_m = 0,5 \cdot (\sigma_{\max} + \sigma_{\min})$.

Participația totală a energiei specifice [6],

$$P_T(\sigma) = P(\sigma_a) + P(\sigma_m) + P(a), \quad (16)$$

în care $P(\sigma_a)$ și $P(\sigma_m)$ se calculează cu relații de forma (6), iar $P(a) \equiv D(a)$ cu relația (9). Se obține

$$\left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{a,cr}} \right)^{\alpha+1} + \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_{m,cr}} \right)^{\alpha+1} \cdot \delta_{\sigma_m} = P_{cr} - D(a), \quad (17)$$

în care $\sigma_{a,cr} = \sigma_{-1,s}(N)$ este rezistența la oboseală pentru structura solicitată cu N cicluri, iar $\sigma_{m,cr} = \sigma_c$ (limita de curgere) sau σ_r (rezistența de rupere), după cum ruperea se produce la $\sigma_c \leq \sigma < \sigma_r$ sau la $\sigma < \sigma_c$; $\delta_{\sigma_m} = 1$ dacă $\sigma_m > 0$ (tracțiune) și $\delta_{\sigma_m} = -1$ dacă $\sigma_m < 0$ (compresiune). Din relația (17) rezultă amplitudinea tensiunii la atingerea stării critice pentru structura cu fisuri, după N cicluri de solicitare, care este identică cu

$$\sigma_{-1,s}(a; N) = \sigma_{-1,s}(N) \cdot \left[P_{cr} - D(a) - \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_{m,cr}} \right)^{\alpha+1} \cdot \delta_{\sigma_m} \right]^{\frac{1}{\alpha+1}}, \quad (18)$$

în care s-a notat $\sigma_{-1,s}(N)$ – rezistența structurii fără fisuri, solicitată alternant simetric cu tensiuni normale; $\sigma_{-1,s}(a; N)$ – rezistența structurii cu fisuri (a) la solicitare alternant simetrică cu tensiuni normale. Valoarea lui $\sigma_{-1,s}(a; N)$ este influențată atât de valoarea tensiunii medii σ_m , cât și de deteriorarea corespunzătoare fisurii a ; tensiunea medie de tracțiune micșorează pe când tensiunea medie de compresiune îl mărește pe $\sigma_{-1,s}(a; N)$.

Pentru $\sigma_a \in [\sigma_c; \sigma_r]$ în relația (17) $\sigma_{m,cr} = \sigma_r$, ceea ce face ca raportul să fie mai mic decât pentru $\sigma_a < \sigma_c$, unde $\sigma_{m,cr} = \sigma_c$.

În cazul solicitării alternant simetrice ($\sigma_m = 0$) a unei epruvete cu o fisură, din relația (18) rezultă următoarea relație generală pentru tensiunea de rupere după N cicluri de solicitare (fig. 4),

$$\sigma_{-1}(a; N) = \sigma_{-1}(N) \cdot [1 - D(a)]^{\frac{1}{\alpha+1}}.$$

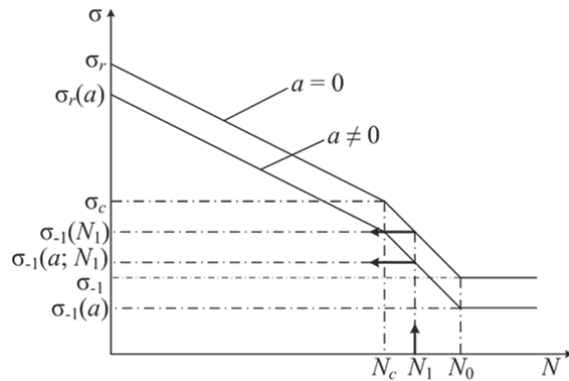


Fig. 4

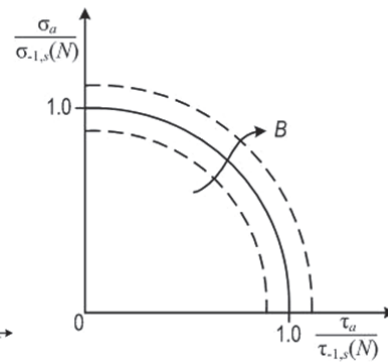


Fig. 5

La solicitarea ciclică cu tensiuni tangențiale se obține o relație analogă cu (17):

$$\tau_{-1,s}(a; N) = \tau_{-1,s}(N) \cdot \left[P_{cr} - D(a) - \left(\frac{\tau_m}{\tau_{m,cr}} \right)^{\alpha_1+1} \cdot \delta_{\tau_m} \right]^{\frac{1}{\alpha_1+1}}, \quad (19)$$

în care s-au notat: $\tau_{-1,s}(N)$ – rezistența structurii fără fisuri, solicitată alternant simetric cu tensiuni tangențiale; $\tau_{-1,s}(a; N)$ – rezistența structurii cu fisuri (a) la solicitare alternant simetrică cu tensiuni tangențiale.

În cazul *suprapunerii unor solicitări ciclice cu o tensiune normală, cu una tangențială*, aflate în aceeași fază, participația totală a energiei specifice se egalează cu suma participațiilor totale corespunzătoare tensiunii normale $P_T(\sigma)$ și tensiunii tangențiale $P_T(\tau)$,

$$P_T = P_T(\sigma) + P_T(\tau), \quad (20)$$

în care $P_T(\sigma)$ este dat de relația (16), iar $P_T(\tau)$ – de o relație analogă. Din relațiile (10) și (20) rezultă

$$\left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{-1,s}(N)} \right)^{\alpha+1} + \left(\frac{\tau_a}{\tau_{-1,s}(N)} \right)^{\alpha_1+1} = B, \quad (21)$$

unde s-a notat

$$B = P_{cr} - \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_{m,cr}} \right)^{\alpha+1} \cdot \delta_{\sigma_m} - \left(\frac{\tau_m}{\tau_{m,cr}} \right)^{\alpha_1+1} \cdot \delta_{\tau_m} - D(a), \quad (22)$$

în care $D(a)$ se calculează așa cum s-a arătat sub relația (15). Relația (21) descrie o curbă care reprezintă locul geometric al punctelor de solicitare ciclică în diagramă $\sigma_a/\sigma_{-1,s}(N) - \tau_a/\tau_{-1,s}(N)$ la care se produce ruperea (fig. 5).

4. COMPARAȚII

Pe baza conceptului introdus de Kacianov și Rabotnov [9; 10] *tensiunea efectivă* la vârful fisurii, σ_{ef} , este corelată cu deteriorarea și cu tensiunea aplicată σ , cu relația

$$\sigma_{ef} = \frac{\sigma}{1-D}, \quad (23)$$

Xue și Wierzbicki [11] au propus o relație de forma

$$\sigma_{ef} = \frac{\sigma}{1-D^\beta}, \quad (24)$$

în care β este o constantă de material care urmează a fi obținută din compararea acestei relații cu datele experimentale. În cazul comportării liniare a materialului $\beta = 1$ [11].

La fel, variația tensiunii efective este corelată cu variația tensiunii aplicate $\Delta\sigma$,

$$\Delta\sigma_{ef} = \frac{\Delta\sigma}{1-D}. \quad (25)$$

Aceste relații reprezintă cazuri particulare ale relației (13), în care σ_{cr} joacă rolul lui σ_{ef} (sau $\Delta\sigma_{ef}$), iar $\sigma_{cr}(a)$ corespunde lui σ sau $\Delta\sigma$.

Deteriorarea $D(a)$ a fost definită, în literatură, prin raportul [12], $D(a) = \frac{a}{a_f}$, între lungimea instantanee a fisurii și lungimea ei finală a_f . Astfel definită deteriorarea nu ține seamă de comportarea materialului care, în relația (9), propusă în această lucrare, este considerată prin intermediul exponentului α . În cazul comportării liniar – elastice $\alpha = 1$, relația (9) devine relația (25).

5. LUNGIMEA CURENTĂ A FISURII

Pentru calculul lungimii curente, a , au fost propuse mai multe relații. Manson și Halford [13] au propus următoarea relație empirică

$$a = a_0 + (a_f - a_0) \cdot r^q, \quad (26)$$

în care $r = n/N$, iar q exponent dependent de N – numărul ciclurilor de solicitare până la rupere; n - numărul efectiv al ciclurilor de solicitare.

Pe baza legii creșterii populației $P(t) = P_0 \cdot \exp(r \cdot t)$, în care P_0 este populației inițială, r este un parametru, iar t – timpul, Frost și Dugdale [14] au propus următoarea lege de creștere a fisurii,

$$a = a_0 \cdot \exp(\lambda \cdot n), \quad (27)$$

în care a_0 este lungimea inițială a fisurii, λ – un parametru, n – numărul ciclurilor de solicitare. Creșterea lungimii fisurii între n_i și n_j cicluri are expresia [15]

$$a_j = a_i \cdot \exp[\lambda_{ij} \cdot (n_j - n_i)]. \quad (28)$$

Alte expresii pentru lungimea fisurii au forma (27) și (28) în care λ sau λ_{ij} este o funcție de variația deplasării de deschidere la vârful fisurii $\Delta\delta$ [16]. Pe baza relației Paris-Erdogan (2), după integrare pentru $m \neq 2$, rezultă

$$a = [a_0^{(1-0,5m)} + (1 - 0,5 \cdot m) \cdot \Gamma \cdot n]^{1/(1-0,5m)}, \quad (29)$$

unde $\Gamma = C \cdot (\sqrt{\pi} \cdot Y \cdot \Delta\sigma)^m$.

Sharton – Crandal [17] au propus relația,

$$da/dn = f(\sigma) \cdot a^{m+1}, \quad (30)$$

din care rezultă expresia lui a cu condiția cunoașterii funcției $f(\sigma)$ și a exponentul m . Cu notația $f(\sigma) = C \cdot f_1(\sigma)$ și cu $m = 0$ se obține relația lui Valluri [18], $da/dn = C \cdot f_1(\sigma) \cdot a$. Singh și colaboratorii [19] au stabilit experimental pentru țevi din oțel carbon SA333 Gr. 6 utilizate în industria nucleară, o dependență liniară de forma, $da/dn \sim a$, în care a este adâncimea radială a fisurii; comparat cu relația (30), rezultă $m = 0$.

Ruperea componentelor de tip înveliș sub presiune, în condiții normale de operare, la tensiuni mai mici decât cele admisibile este atribuită defectelor/fisurilor, observație care îndeamnă la utilizarea criteriilor de rupere bazate pe conceptul de deteriorare stabilite în această lucrare.

6. UNELE VERIFICĂRI EXPERIMENTALE

În diagrama din figura 6 este reprezentată dependența dintre amplitudinea tensiunii tangențiale τ_a și numărul ciclurilor de solicitare până la rupere N (diagrama Wöhler $\tau_a - N$) pentru epruvete tubulare lise (1), cu creșterea cu adâncimea $a = 0,3$ mm (2) și respectiv 0,5 mm (3).

Epruvete tubulare din oțel cu microfisuri pe suprafața exterioară în lungul generatoarei, de adâncime a au fost solicitate alternant simetric, cu amplitudinea tensiunii torsionale τ_a [20].

Rezistențele la rupere la $N = 10^6$ cicluri, calculate cu relația (19) și, respectiv, determinate experimental (fig. 6) sunt înscrise în Tabelul 1. Deoarece $\tau_a < \tau_c$ (limita de curgere), comportarea materialului este liniar - elastică și $\alpha_1 = 1$. Solicitarea fiind alternant simetrică, $\tau_m = 0$. În aceste condiții pentru epruvetă $\tau_{-1,s}(N) \equiv \tau_{-1}(N)$, iar $\tau_{-1,s}(a, N) \equiv \tau_{-1}(a, N)$. Cu aceste notații și cu $P_{cr} = 0,95$ relația (19) scrisă pentru epruvete devine: $\tau_{-1}(a, N) = \tau_{-1}(N) \cdot [0,95 - D(a)]^{0,5}$, în care $D(a) = a/a_{cr}$ cu $a_{cr} = 13$ mm (grosimea peretelui epruvetei tubulare).

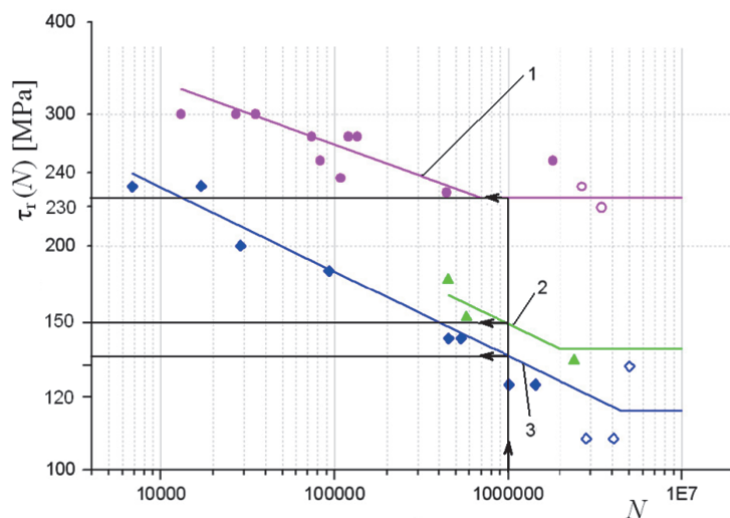


Fig. 6 – Diagramă $\tau_1(N)$ – N pentru:

- - epruvetă netedă (1); ▲ - epruvetă cu creștătură de 0,3 mm (2);
- ◆ - epruvetă cu creștătură de 0,5 mm (3) [20].

Tabelul 1

	Epruvetă necrestată, $a = 0$	Epruvetă crestată			
		$a = 0,3$ mm		$a = 0,5$ mm	
		Experimental	Calculat	Experimental	Calculat
$D(a)$	0	–	$\frac{0,3}{1,3} = 0,23077$	–	$\frac{0,5}{1,3} = 0,3846$
$\tau_{-1}(N)$, MPa	233	–	–	–	–
$\tau_{-1}(a, N)$, MPa	–	150	179,23	136	131,73

Din compararea datelor obținute rezultă o abatere a tensiunii tangențiale calculată față de cea experimentală de circa +19.5% pentru $a = 0,3$ mm și de –3,14% pentru $a = 0,5$ mm. Având în vedere împrăștierea relativ mare a caracteristicilor mecanice în experimentele de oboseală, rezultatele teoretice pot fi considerate satisfăcătoare.

6. CONCLUZII

Au fost stabilite – pe baza principiului energiei critice – criteriile de rupere pentru structuri mecanice, cu comportare neliniară și cu fisuri, solicitate static: - cu o tensiune normală (12); - cu o tensiune tangențială (14); - simultan cu o tensiune normală și cu o tensiune tangențială (15) și respectiv, solicitate ciclic: - cu un bloc de tensiuni normale (18); - cu un bloc de tensiuni tangențiale (19); - simultan cu un bloc de tensiuni normale și cu unul de tensiuni tangențiale (21).

Deoarece în aceste relații intervine conceptul de deteriorare, a fost elaborată o relație generală pentru calculul deteriorării produsă de prezența unei fisuri (9), în care se ține seama de comportarea neliniară a materialului structurii.

Rezultatele teoretice generale obținute în această lucrare au fost comparate cu unele rezultate particulare raportate în literatură, dar în care nu se ține seama de comportarea materialului structurii.

Tensiunile tangențiale calculate, pentru epruvete cu relația (19), comparate cu unele rezultate experimentale raportate în literatură au arătat o bună concordanță între acestea.

Bibliografie

1. Zang X., Wang Z., *Fatigue life improvement in fatigue - aged fastener holes using the cold expansion techniques*, Int. J. Fracture 25, 2003, p. 1249 – 1257.
2. Paris P.C., Erdogan F., *A critical analyses of crack propagation*, ASME, 62 WA, 1962, p. 234.
3. Biț, *Legi de propagare pentru fisurile de oboseală utilizate în proiectarea structurilor mecanice solicitate ciclic*, Buletinul A.R.M.R., nr.3, 1996, p. 13-17.
4. Jinescu V.V., *Tratat de Termomecanică*, vol. I, Editura AGIR, București, 2011.
5. Inglis C.E., *Stress in a plate due to the presence of cracks and sharp corners*, Trans. Inst. Nav. Architects (London), 1913, 60.
6. Jinescu V.V., *Principiul energiei critice și aplicațiile sale*, Editura Academiei Române, București, 2005.
7. Jinescu V.V., *The Energy Concept in Critical Groups of Load Calculation*, Int. J. Pressure Vess & Piping, 38, 1989, p. 211-226.
8. Jinescu V.V., *Cumulation of Effects in calculation the Deterioartion of Fatigue Loaded Structure*, Int. J. Damage Mech 21, 2012, p. 671-695.
9. Kachanov L.M., *Time to the rupture process under creep conditions*, Izvestia AN SSSR, OTN (8), 1984, p. 26-31.
10. Rabotnov N.Z., *Creep problems in structural members*, North-Holland, Amsterdam, 1969.
11. Xue L., Wierzbicki, *Ductile fracture initiation and propagation modeling using damage plasticity theory*, Eng Fracture Mech 75, 2008. p. 3276- 3293.
12. Levailant C., *Approche métallographique de l'endommagement d'aciers inoxydables austénitiques sollicités en fatigue plastique ou en fluage: Description et interprétation physique des interaction fatigue fluage oxydation*. Doctorate d'état Université de Compiègne, France, 1983.
13. Manson S.S., Halford G.R., *Practical implementation of the double linear damage rule and damage curve approach for treating cumulative fatigue damage*, Int. J Fracture 17 (2), 1981, p. 169 -192
14. Mohanty J.R., Verma B.B., Ray P.K., *Prediction of fatigue crack growth and residual life using an exponential model: Part I*, Int. J. Fatigue 31, 2009, p. 418 - 424.
15. Frost N.E., Dugdale D.S., *The propagation of fatigue cracks in test specimen*, J. Mech Phy Solids 6, 1958, p. 92 - 110.
16. Schweizer C., Seifert T., Nieweg B., von Hartrott P., Riedel H., *Mechanism and modeling of fatigue crack growth under combined low and high cycle fatigue loading*, Int. J. Fatigue 33, 2011, p. 194-202.
17. Sharton T.D., Crandall S.H., *Fatigue failure under complex stress histories*, ASME Journal of Basic Engineering, 88, 1966, p. 247 - 251.
18. Valluri S.R., *A unified engineering theory of high stress level fatigue*. Aerospace Engineering 20, 1961, p. 18-19.
19. Singh P.K., Vaze K.K., Bhasin V., Kushwaha H.S., Gandhi P., Ramachandra M., *Crack initiation and growth behaviour of circumferentially cracked pipes under cyclic and monotonic loading*, Int. J. Pressure Vess & Piping, 80, 2003, p. 629 - 640.
20. Beretta S., Cerrini A., Desimone H., *Mixed mode fatigue crack propagation in a ferritic – perlitic cold drawn tube*, Eng. Fracture Mech., 75, 2008, p. 845 – 856.