

Contribuții la calculul deteriorării materialelor îi echipamentelor de proces. II

VALERIU V. JINESCU*

Universitatea Politehnică din București, Facultatea Inginerie Mecanică și Mecatronică, Catedra Echipamente de Proces, Splaiul Independenței, Nr.313, 060042, București, România

In this second part of the paper, one puts into evidence the factors which influence the fatigue resistance and the fatigue limit of materials (the frequency of applied load, mean stress, residual stresses, voids or cracks), as well as the influence of cyclic loading onto the monotonic stress – strain curves properties. On the basis of the principle of critical energy one have been established some relations for the influence of mean stress and residual stress about the fatigue strength and fatigue limit. In the same time one puts into evidence the influence of cracks, of the loading direction and of the type of loading on the fatigue limit.

Key words: fatigue; fatigue strength; fatigue limit; mean stress; residual stress; loading frequency; cracks; principle of critical energy.

În prima parte a lucrării [22] s-a analizat comportarea materialelor solicate la oboseală și legile propuse pentru evaluarea acestei comportări pentru materiale fără și respectiv cu fisuri. În continuare se analizează influența diferiților factori asupra comportării materialelor la oboseală, precum și influența sollicitării ciclice asupra caracteristicilor mecanice ale sollicitării statice.

Factori care influențează rezistența la oboseală și limita la oboseală

Valorile caracteristicilor mecanice ca și numărul ciclurilor de solitare până la rupere, obținute pe epruvete lustruite (standard), a căror s-a constatat experimental, sunt influențate de:

- frecvența sollicitării, $\nu = 1/t$;
- valoarea și semnul tensiunii medii, σ_m ;
- valoarea și semnul tensiunii remanente, σ_{rem} ;
- existența unor fisuri, și anume forma, dimensiunile și poziția acestora în raport cu tensiunile care solită structura mecanică.

O piesă oarecare se deosebește de epruveta standard prin dimensiuni, calitatea suprafeței și concentratorii de tensiuni. În consecință, la calculul limitei la oboseală sau a rezistenței la oboseală se ține seama de aceste deosebiri prin introducerea unor factori adecvați, și anume: ϵ_s , care consideră raportul dintre dimensiunile piesei calculate și diametrul epruvetei standard; γ_s , care ia în considerare starea suprafeței piesei; K_σ sau K_τ , care țin seama de influența concentratorului de tensiune la solitare cu tensiuni normale σ și respectiv tangențiale τ .

Rezistența la oboseală ca și limita la oboseală pentru o piesă se calculează cu relațiile (15) și (16).

Pe de altă parte, curba $\sigma - \epsilon$ trasată după solitarea ciclică diferă de curba similară de la solitarea cvasistatică.

Influența frecvenței sollicitării

S-a constatat experimental că rezistența la oboseală este influențată de frecvența ciclului de solitare. Cu mărirea frecvenței, respectiv cu micșorarea duratei ciclului de solitare, crește rezistența la oboseală atât la solitarea axial-simetrică de întindere-compresiune (fig. 10) cât și la solitarea de încovoiere alternant simetrică (fig. 11).

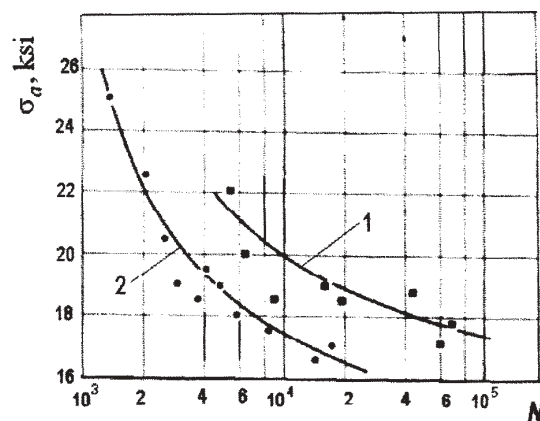


Fig. 10. Efectul frecvenței sollicitării asupra rezistenței la oboseală cu cicluri de întindere – compresiune alternant simetric ($R = - 1$), pentru un aliaj pe bază de nichel la ($T = 816^\circ\text{C}$) (prelucrat după [23]): 1 – un ciclu pe secundă; 2 – 0,1 cicluri pe secundă (1 ksi = 6,895 MPa)

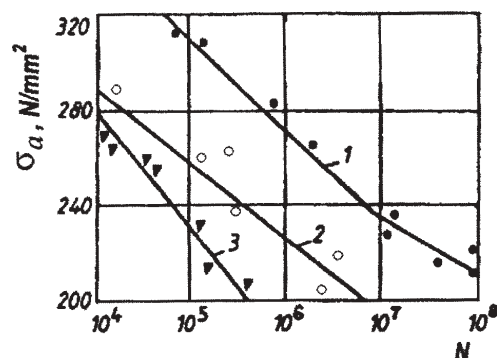


Fig. 11. Efectul frecvenței sollicitării asupra rezistenței la oboseală prin încovoiere axial simetrică ($R = - 1$) a unui oțel carbon moale, la ($T = 450^\circ\text{C}$) (prelucrare după [11]): 1 - $\nu = 2000$ cicluri/min; 2 - $\nu = 125$ cicluri/min; 3 - $\nu = 10$ cicluri/min

Dacă după primul sfert de ciclu ($n = 1/4$) solitarea nu ar mai continua, iar $t_c < 2t_p$ (unde t_p este perioada de vibrație proprie a epruvetei) aceasta ar intra în categoria solitărilor prin șoc [4; 30; 31]. Or, dacă solitarea ciclică

* (+40) 021 402 94 88

continuă, iar $t_c < 2t_p$, rezultă că solicitarea la oboseală are caracter de °oc repetat. Este normal ca rezistența la oboseală, în acest caz, să urmeze legitatea corespunzătoare comportării materialului la solicitarea prin °oc conform relației (14).

În consecință, se poate scrie că rezistența la oboseală după N cicluri de solicitare de perioadă t_c are expresia

$$\sigma_{-1}(N, t_c) = \sigma_{-1}(N) \cdot f(t_c), \quad (31)$$

în care funcția $f(t_c) > 1$, arată că rezistența la oboseală crește cu mărirea frecvenței sau micșorarea duratei unui ciclu de solicitare.

Aceasta înseamnă că la solicitarea ciclică cu aceleași valori ale lui $\sigma_{\max}$ și $\sigma_{\min}$ numărul ciclurilor de solicitare până la rupere, se mărește cu mărirea frecvenței solicitării (fig. 10 – 12).

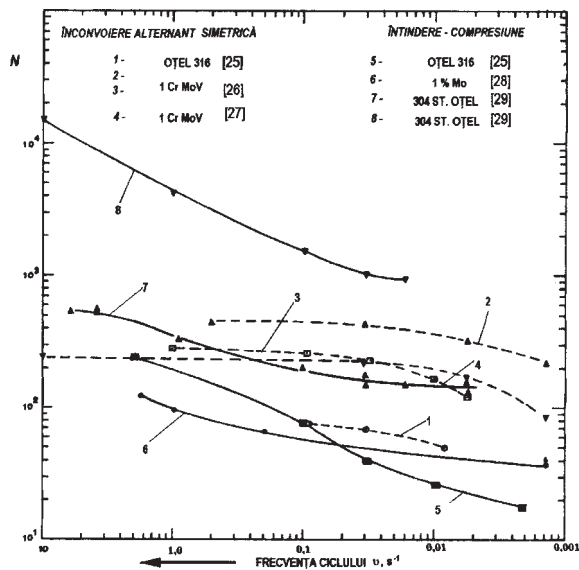


Fig. 12. Dependința numărului ciclurilor de solicitare până la rupere, N , de frecvența solicitării, v , în cazul încovoierii alternant simetrice (1 - 4) și al solicitării la întindere-compresiune alternant simetrică (5 - 8) pentru mai multe oțeluri (prelucrat după [24])

Influența tensiunii medii

Pentru domeniul de durabilitate nelimitată au fost propuse mai multe relații care corelează pe σ_a cu σ_m , în cuprinsul aceleiași durate de viață ($N > N_0$).

Recent, pe baza principiului energiei critice [30-35], cu considerarea comportării neliniare a materialului solicitat și a influenței vitezei de solicitare, s-a stabilit următoarea relație generală, între σ_a și σ_m , în cuprinsul participăției energiei specifice $P(\sigma)$,

$$P_\sigma = \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{-1,p}} \right)^{\alpha+1} + \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_{m,cr}} \right)^{\alpha+1} \cdot \delta_{\sigma_m}, \quad (32)$$

în care

$$\alpha = \begin{cases} \frac{1}{k}, & \text{dacă solicitarea în cuprinsul unui ciclu are caracter static } (t_c \geq 12t_p); \\ \frac{1}{2k}, & \text{dacă solicitarea în cuprinsul unui ciclu are caracter rapid } (t_c \in (2t_p; 12t_p)); \\ 0, & \text{dacă solicitarea în cuprinsul unui ciclu are caracter de șoc } (t_c \leq 2t_p), \end{cases}$$

unde

k este exponentul din relația (5);
 t_c - durata unui ciclu de solicitare;
 t_p - perioada de vibrație proprie a corpului solicitat la oboseală;

$$\delta_{\sigma_m} = \begin{cases} 1, & \text{dacă } \sigma_m > 0; \\ -1, & \text{dacă } \sigma_m < 0. \end{cases}$$

Starea critică se atinge atunci când $P(\sigma) = P_{cr}$, unde $P_{cr} \in [P_{cr,min}; P_{cr,max}]$ cu $P_{cr,max} \leq 1$ de-pinde de probabilitatea cu care se determină curba Wöhler ($P_{cr,min}$ corespunde probabilității minime la rupere, iar $P_{cr,max}$ corespunde probabilității maxime la rupere), precum și de prezența tensiunilor remanente;

$$\sigma_{m,cr} = \begin{cases} \sigma_c, & \text{dacă nu se permite depășirea limitei de curgere în decursul solicitării;} \\ \sigma_r, & \text{dacă se acceptă depășirea limitei de curgere.} \end{cases}$$

Pentru o curbă Wöhler unică, obținută după prelucrarea datelor experimentale, $P_{cr} = 1$ încât pentru $N > N_0$ și $\sigma_a < \sigma_{-1,p}$ relația (32) devine

$$\left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{-1,p}} \right)^{\alpha+1} + \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_{m,cr}} \right)^{\alpha+1} \cdot \delta_{\sigma_m} = 1 \quad (33)$$

Prin intermediul exponentului α se introduce comportarea materialului (liniară, $k = 1$, sau neliniară, $k \neq 1$), viteza de variație a solicitării (statică, rapidă sau prin °oc) și gradul de deformare înainte de rupere (sub limita de curgere când $\sigma_{m,cr} = \sigma_c$ sau peste limita de curgere, când $\sigma_{m,cr} = \sigma_r$).

Prin particularizări, pentru materiale fără fisuri, în cazul în care $\sigma_m > 0$, din relația generală (33) se obțin relațiile propuse de-a lungul timpului, înscrise în tabelul 2. De exemplu, relația Haigh (Goodman) a fost propusă pentru solicitarea prin °oc a materialelor [38]; ea rezultă din relația generală (33) pentru $\alpha = 0$ (°oc).

Pentru materialele cu comportare liniar-elastică (comportarea acceptată sub limita de curgere), $k = 1$ și $\sigma_m > 0$ relația (33) devine (tabelul 2):

-pentru solicitarea la oboseală cu caracter cvasistatic al ciclului ($\alpha = 1$), rezultă relația lui Buzdugan [36],

$$\left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{-1,p}} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_c} \right)^2 > 0, \quad (34)$$

-pentru solicitarea la oboseală cu caracter de °oc al ciclului ($\alpha = 0$),

$$\frac{\sigma_a}{(\sigma_{-1,p})_s} + \frac{\sigma_m}{\sigma_{c,s}} = 1, \quad (35)$$

similară relației Soderberg [37], dar în care $(\sigma_{-1,p})_s$ este limita la oboseală pentru un element cu concentratori de tensiune solicitat prin °oc ($(\sigma_{-1,p})_s > \sigma_{-1,p}$); $\sigma_{c,s}$ - limita de curgere la solicitarea prin °oc ($\sigma_{c,s} > \sigma_c$).

Relația generală (32) ca și formele sale particulare (33) - (35) descriu diagrame de durată de viață constantă (constant life - diagrams) pentru diferite valori σ_a și σ_m în domeniul III, pentru materiale cu limită la oboseală (fig. 13).

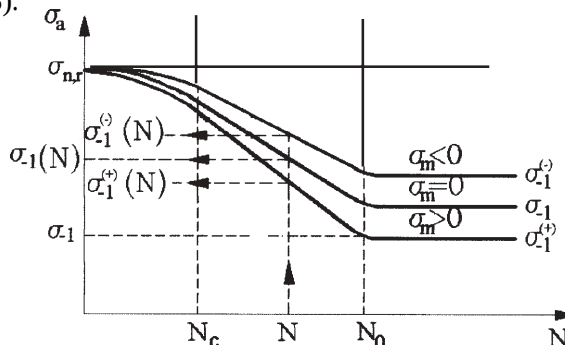


Fig. 13 Influența tensiunii medii, σ_m , asupra limitei și rezistenței la oboseală

TABELUL 2

RELAȚII EMPIRICE (CU EXCEPȚIA POZIȚIEI 1) PENTRU DEPENDENȚA $\sigma_a - \sigma_m$, LA DURATĂ CONSTANTĂ DE VIAȚĂ, PROPUSE ÎN ULTIMII 150 DE ANI, CARE REZULTĂ PRIN PARTICULARIZĂRI DIN RELAȚIA GENERALĂ (33)

Nr.	Relația	Particularizări	Observații
1.	$\left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{-1,p}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_c}\right)^2 = 1$	$\sigma_{m,cr} = \sigma_c$; - solicitare variabilă cu caracter static;	Buzdugan [36]
2.	$\frac{\sigma_a}{\sigma_{-1,p}} + \frac{\sigma_m}{\sigma_c} = 1$	$\sigma_{m,cr} = \sigma_c$; - solicitare variabilă cu caracter de șoc;	Soderberg [37]
3.	$\frac{\sigma_a}{\sigma_{-1,p}} + \frac{\sigma_m}{\sigma_r} = 1$	$\sigma_{m,cr} = \sigma_r$; - solicitare variabilă cu caracter de șoc;	Relație propusă de Haigh însă atribuită lui Goodman [38]
4.	$\frac{\sigma_a}{\sigma_{-1,p}} + \frac{\sigma_m}{\sigma'_f} = 1$	$\sigma_{m,cr} = \sigma'_f$; - solicitare variabilă cu caracter de șoc;	Morrow [39]
5.	$\frac{\sigma_a}{\sigma_{-1,p}} + \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_r}\right)^2 = 1$	$\sigma_{m,cr} = \sigma_r$; - caracter de solicitare prin șoc a componentei alternant simetrice;	Gerber [40]
6.	$\left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{-1,p}}\right)^4 + \frac{\sigma_m}{\sigma_r} = 1$	$\sigma_{m,cr} = \sigma_r$ și $1/k = 3$; - caracter de solicitare prin șoc a tensiunii medii;	Cioclov [41]
7.	$\left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{-1}}\right)^2 + \frac{\sigma_m}{\sigma_d(T,t)} = 1$	$\sigma_{m,cr} = \sigma_d(T,t)$; - caracter de solicitare prin șoc a tensiunii medii.	Crawford și Benham [42]

În cazul unei epruvete lustruite, de exemplu, limita la oboseală σ_{-1} corespunde lui $\sigma_m = 0$. Dacă $\sigma_m > 0$, atunci noua valoare a limitei de oboseală pentru aceeași durată de viață, conform relației generale (33) este,

$$\sigma_{-1}^{(+)} = \sigma_{-1} \cdot \left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_{m,cr}} \right)^{\alpha+1} \right]^{\frac{1}{\alpha+1}}, \quad (36)$$

unde s-a înlocuit $\sigma_{-1,p}$ cu $\sigma_{-1} = \sigma_c$ și $\sigma_m = 1$.

În mod analog, dacă $\sigma_m < 0$, atunci $\sigma_{-1}^{(-)}$, încât – conform relației (33) – limita de oboseală devine

$$\sigma_{-1}^{(-)} = \sigma_{-1} \cdot \left[1 + \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_{m,cr}} \right)^{\alpha+1} \right]^{\frac{1}{\alpha+1}}. \quad (37)$$

Se observă ușor că $\sigma_{-1}^{(-)} > \sigma_{-1} > \sigma_{-1}^{(+)}$.

Relația (33) poate fi aplicată și la $N < N_0$ (fig. 13), precum și la $N > N_0$, atunci când rezistența la oboseală scade în continuare. Rezistența la oboseală cu $\sigma_m \neq 0$ este în acest caz

$$\begin{aligned} \sigma_{-1}^{(+)}(N) &= \sigma_{-1}(N) \cdot \left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_{m,cr}} \right)^{\alpha+1} \right]^{\frac{1}{\alpha+1}} \\ \sigma_{-1}^{(-)}(N) &= \sigma_{-1}(N) \cdot \left[1 + \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_{m,cr}} \right)^{\alpha+1} \right]^{\frac{1}{\alpha+1}} \end{aligned} \quad (38)$$

în care $\sigma_{-1}(N)$ este rezistența la oboseală după N cicluri de solicitare cu $\sigma_m = 0$.

Dacă se cunoaște valoarea lui $\sigma_{-1}(N)$, relațiile (38) pot fi aplicate la orice durată de viață (număr de cicluri de solicitare până la rupere).

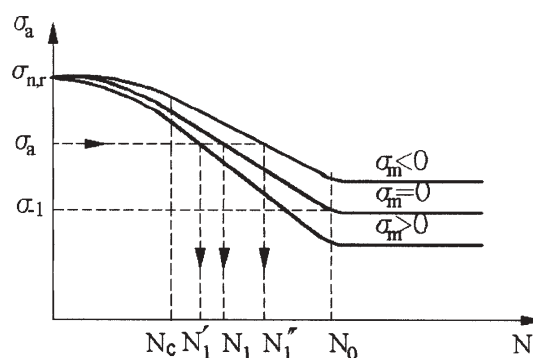


Fig. 14. Durata de viață în cazul solicitării la oboseală cu amplitudinea tensiunii σ_a , pentru $\sigma_m = 0$; $\sigma_m > 0$ și $\sigma_m < 0$

Dar aceste relații pot fi utilizate și pentru a determina durata de viață cu considerarea influenței lui σ_m în domeniile I și II (fig. 4, a; fig. 14).

De exemplu, pentru domeniul duratei de viață limitată (II), relația (33), devine

$$\left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{-1}(N)} \right)^{\alpha+1} + \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_{m,cr}} \right)^{\alpha+1} \cdot \delta_{\sigma_m} = 1. \quad (39)$$

După înlocuirea lui $\sigma_1(N)$ conform relației (21) se obține (fig. 14):

$$\left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{-1}}\right)^{\alpha+1} \cdot \left(\frac{N_1}{N_0}\right)^{\frac{\alpha+1}{m}} + \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_{m,cr}}\right)^{\alpha+1} \cdot \delta_{\sigma_m} = 1, \quad (39.1)$$

de unde rezultă numărul de cicluri de solicitare cu amplitudinea tensiunii σ_a , la tensiunea medie σ_m ,

$$N_1 = N_0 \cdot \left(\frac{\sigma_{-1}}{\sigma_a}\right)^m \cdot \left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_{m,cr}}\right)^{\alpha+1} \cdot \delta_{\sigma_m}\right]^{\frac{m}{\alpha+1}} \quad (40)$$

Se constată că pentru $\sigma_m > 0$, $N_1' < N_1$ iar pentru $\sigma_m < 0$, $N_1'' > N_1$ (fig. 14).

Relația (40) este uor de utilizat deoarece valorile exponentului m se găsesc în actualele normative de calcul europene (EN 13445). Cu toate acestea în unele lucrări recente se recomandă utilizarea relației lui Basquin scrisă sub forma (20), astfel încât

$$\sigma_1(N) = \sigma_f' \cdot (N)^b.$$

Cu aceasta, din relația (39) se obține

$$\left(\frac{\sigma_a}{\sigma_f' \cdot (N_1)^b}\right)^{\alpha+1} + \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_{m,cr}}\right)^{\alpha+1} \cdot \delta_{\sigma_m} = 1, \quad (41)$$

de unde

$$N_1 = \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_f'}\right)^{\frac{1}{b}} \cdot \left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_{m,cr}}\right)^{\alpha+1} \cdot \delta_{\sigma_m}\right]^{-1/(b(\alpha+1))} \quad (42)$$

Influența tensiunilor remanente

În cele ce urmează ne referim la tensiunile remanente nedorite, cele care rezultă – în general – din procesul de fabricare (deformare plastică, sudare, nituire, tratament termic etc.) și rămân încorporate în material chiar și după aplicarea unui tratament termic. Prezența tensiunilor remanente poate influența durata de viață la solicitarea ciclică și comportarea la rupere a materialelor. Tensiunile remanente de întindere sunt dăunătoare, pe când cele de compresiune sunt benefice în cazul solicitării la oboseală.

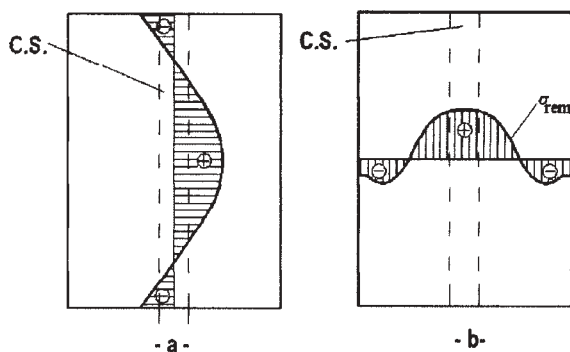


Fig. 15 Distribuția tensiunilor remanente într-o placă sudată, în lungul cordonului de sudură (a) și pe direcție transversală (b); CS – cordon de sudură.

Tensiunile remanente variază de la un punct la altul. De exemplu, într-o placă sudată din două bucăți, în lungul cordonului de sudură (fig. 15, a), tensiunile reziduale la mijlocul plăcii sunt de întindere, pe când la cele două capete sunt de compresiune. Într-un plan perpendicular pe mijlocul cordonului de sudură variația tensiunilor

remanente – pe lățimea plăcii – își schimbă semnul și se atenuează treptat spre marginile plăcii (fig. 15, b). Se poate

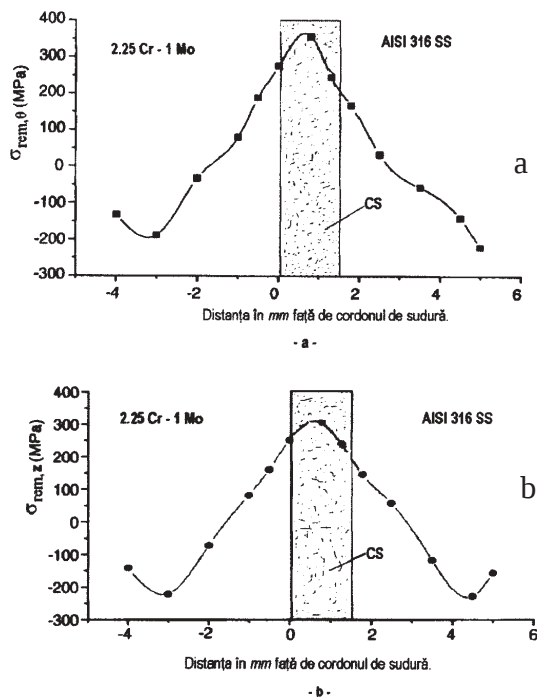


Fig. 16 Variația tensiunilor remanente după sudarea unei țevi din oțel feritic 2,25 Cr - 1 Mo de o țevă din oțel înalt aliat, AISI 316 SS [43]: a – tensiuni remanente circumferențiale, $\sigma_{rem,\theta}$; b – tensiuni remanente axiale, $\sigma_{rem,z}$; CS – cordon de sudură

considera că tensiunile remanente variază ondulator amortizat odată cu îndepărtarea de cordonul de sudură.

O variație similară a tensiunilor remanente a fost obținută și la cordonul de sudură dintre două țevi sudate cap la cap, fabricate din oțel feritic (2,25Cr - 1Mo) și respectiv înalt aliat, AISI 316 SS (fig. 16). Se observă că tensiunea remanentă circumferențială ($\sigma_{rem,\theta}$) de tracțiune este maximă în centrul cordonului de sudură (350 MPa). Tensiunile circumferențiale remanente maxime de compresiune în cele două țevi sunt situate în zona de influență termică și au următoarele valori: -230 MPa în țeava de oțel înalt aliat și -190 MPa în țeava de oțel feritic (fig. 16, a).

În aceeași secțiune circumferențială, tensiunea remanentă axială $\sigma_{rem,z}$ este maximă tot la mijlocul cordonului de sudură (fig. 16, b) și are valoarea de circa 300 MPa. Tensiunile de compresiune cele mai mari sunt situate tot în zona de influență termică și au valorile: -230 MPa în țeava de oțel înalt aliat și -225 MPa în țeava de oțel feritic [43].

Tensiunile remanente variază ondulatoriu pe grosimea peretelui a o a cum rezultă din experimentele prezentate în lucrarea [44].

Semnul și valoarea tensiunilor remanente depinde de procedeul de fabricare sau de prelucrările la care este supus un element constructiv. În cazul laminării la cald a unui element structural tensiunile remanente rezultă ca urmare a răcirii inegale pe secțiune, după laminare. De exemplu, la marginile plăcilor laminate, tensiunile remanente sunt de compresiune (fig. 17, a) iar la marginile plăcilor tăiate cu flacără oxiacetilenică tensiunile remanente sunt de compresiune (fig. 17, b).

Influența tensiunii remanente asupra materialului poate fi introdusă în valoarea participăției și a deteriorării critice.

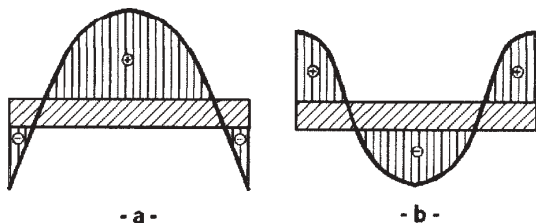


Fig. 17 Variația tensiunilor remanente pe lățimea unei plăci cu marginile: a – laminate; b – tăiate cu flacără

Deteriorarea critică cu considerarea tensiunilor remanente are expresia [32],

$$D_{cr}(\sigma_{rem}) = 1 - \left(\frac{\sigma_{rem}}{\sigma_{m,cr}} \right)^2 \cdot \delta_{rem}, \quad (43)$$

în care

$$\delta_{rem} = \begin{cases} 1, & \text{dacă tensiunile remanente favorizează} \\ & \text{desfășurarea procesului de deformare;} \\ -1, & \text{dacă tensiunile remanente se opun} \\ & \text{desfășurării procesului de deformare.} \end{cases}$$

În calculele de rezistență, dacă solicitarea exterioară produce tensiuni de întindere

$$\delta_{rem} = \begin{cases} 1, & \text{dacă } \sigma_{rem} > 0; \\ -1, & \text{dacă } \sigma_{rem} < 0. \end{cases}$$

În calculele de stabilitate (flambaj) unde solicitarea exterioară produce tensiuni de compresiune,

$$\delta_{rem} = \begin{cases} 1, & \text{dacă } \sigma_{rem} < 0; \\ -1, & \text{dacă } \sigma_{rem} > 0. \end{cases}$$

Factorul de intensitate a tensiunii cu considerarea tensiunilor remanente are expresia

$$K = K(\sigma) + K_{rem}, \quad (44)$$

în care $K(\sigma)$ se calculează pe bază tensiunii efective σ , iar K_{rem} cu tensiunea remanentă σ_{rem} (rel. 9). În schimb variația lui K ,

$$\Delta K = (K_{max}(\sigma) + K_{rem}) - (K_{min}(\sigma) + K_{rem}) = K_{max}(\sigma) - K_{min}(\sigma) = \Delta K(\sigma)$$

nu depinde de tensiunea remanentă.

Coeficientul de asimetrie al ciclului de solicitare în prezența tensiunilor remanente are expresia

$$R_{rem} = \frac{K_{min}(\sigma) + K_{rem}}{K_{max}(\sigma) + K_{rem}}. \quad (45)$$

R_{rem} în cazul în care fisura se găsește în câmpul tensiunilor remanente, depinde de lungimea fisurii prin intermediul lui $K_{max}(\sigma)$ și $K_{min}(\sigma)$.

Influența defectelor/fisurilor într-un corp cu perete gros asupra rezistenței la solicitarea la oboseală

Forma și dimensiunile defectelor/fisurilor pot influența rezistența materialului. Gradul de influență depinde de amplasarea acestora în raport cu direcțiile principale din corpul solicitat.

Practic în orice material există defecte sau microfisuri. Cu cât materialul are grosime mai mare cu atât pot fi mai

multe defecte; uneori defectele mici se unesc și creează un defect mai mare. Defectele pot fi microfisuri de ordinul de mărime al grăunților structurali ai materialului; fisuri microstructurale scurte, dar și fisuri cu lungime de ordinul milimetrelor.

Se consideră un corp cilindric cu perete gros, solicitat la presiune interioară, în peretele căruia se află un defect cu secțiune eliptică (fig. 18). Efectele acestui defect depind de poziția sa în raport cu cele trei tensiuni principale (σ_θ , σ_z și σ_r). Dacă tensiunile „deschid”, măresc, defectul atunci acesta se poate propaga până la rupere. Dacă tensiunile „închid”, tind să micșoreze defectul, acesta poate fi nepericulos.

În cazul defectului eliptic aflat în secțiunea axială rOz (fig. 18, a) cu axa mare pe direcția Oz și axa mică pe direcție radială, Or , tensiunile radiale σ_r (de compresiune) tind să „închidă” defectul, tensiunile circumferențiale, σ_θ , sunt perpendiculare pe planul defectului și nu-l influențează, iar tensiunile meridionale σ_z tind să lungească defectul.

Defectul eliptic din secțiunea axială, rOz , cu axa mare pe direcție radială Or și axa mică pe direcție meridională Oz (fig. 18, b), tinde să fie „deschis” de σ_z , ajutat de tensiunile de compresiune σ_r . Tensiunile circumferențiale

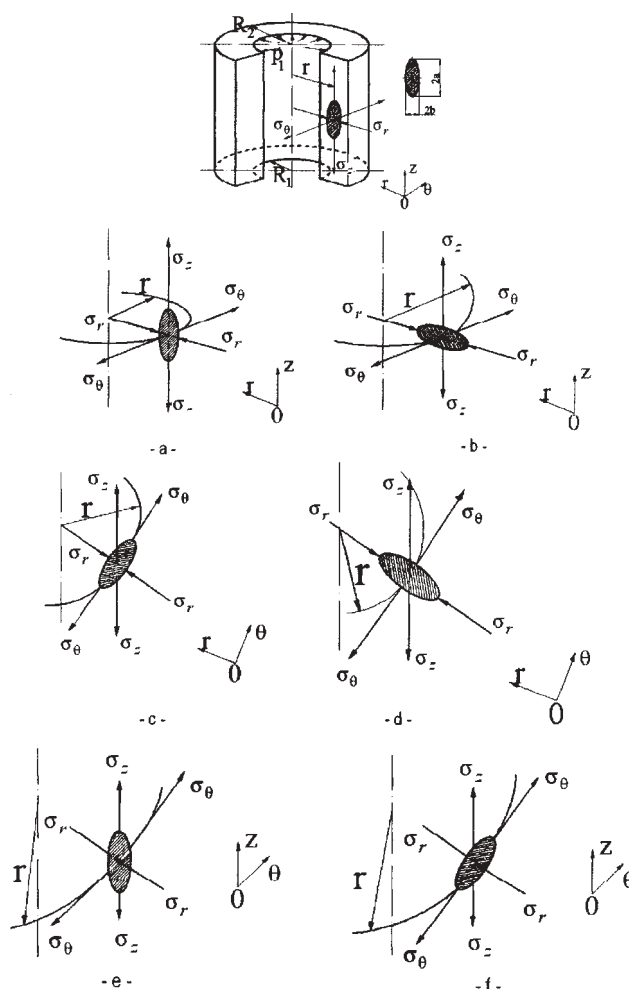


Fig. 18 Defecte de formă eliptică în peretele corpului cilindric, în secțiune axială, rOz (a, b), în secțiune perpendiculară pe axa de rotație, $rO\theta$ (c, d) și în secțiune circumferențială, $zO\theta$ (e, f)

σ_θ acționează perpendicular pe planul defectului și nu-l influențează.

Defectul eliptic din planul perpendicular pe axa de rotație, $rO\theta$ (fig. 18, c) cu axa mică pe direcție radială tinde să fie lungit de σ_θ . Tensiunea axială σ_z acționează perpendicular pe planul defectului și nu-l influențează. La

fel defectul cu axa mare pe direcție radială (fig. 18, d) tinde să fie mărit de σ_θ ajutat de σ_r și neinfluențat de σ_z .

Defectul eliptic din secțiunea circumferențială $zO\theta$ (fig. 18, e) cu axa mare pe direcție meridională, tinde să fie mărit de σ_θ și σ_z , în timp ce tensiunea radială fiind perpendiculară pe planul elipsei nu are nici-o influență. Defectul eliptic din planul $zO\theta$ cu axa mică pe direcție meridională (fig. 18, f), tinde să fie mărit de tensiunile σ_z și σ_θ ; tensiunea σ_r perpendiculară pe planul elipsei nu are nici o influență.

La evaluarea efectului unui astfel de defect se va ține seama de variația tensiunii pe grosimea peretelui, de valoarea locală (la raza r) a tensiunilor. De exemplu, în cazul acțiunii numai a presiunii interioare $\sigma_\theta > \sigma_z > \sigma_r$, unde $\sigma_r < 0$ iar σ_θ și $\sigma_z > 0$.

O fisură a cărei dimensiune crește odată cu mărirea numărului ciclurilor de solicitare, determină mărirea deteriorării. Un defect cu lungimea inițială a_0 , după n cicluri de solicitare are lungimea,

$$a(n) = a_0 + \int_{a_0}^{a(n)} \left(\frac{1}{t_c} \cdot \frac{da}{dN} \right) dt, \quad (46)$$

în care da / dN se înlocuiește cu una din relațiile (25) – (30).

Variația factorului de intensitate a tensiunii normale după n cicluri se calculează cu relația

$$\Delta K = \Delta \sigma \cdot Y \cdot \sqrt{\pi \cdot a(n)}, \quad (47)$$

iar valoarea sa critică, cu relația $\Delta K_{cr} = \Delta \sigma \cdot Y \cdot \sqrt{\pi \cdot a_{cr}}$, unde a_{cr} este valoarea critică a lungimii fisurii la care se inițiază ruperea.

Cu cât $\Delta \sigma = \sigma_{\max} - \sigma_{\min} = 2 \cdot \sigma_a$ este mai mare, cu atât ΔK este mai mare, și în consecință, lungimea critică a fisurii

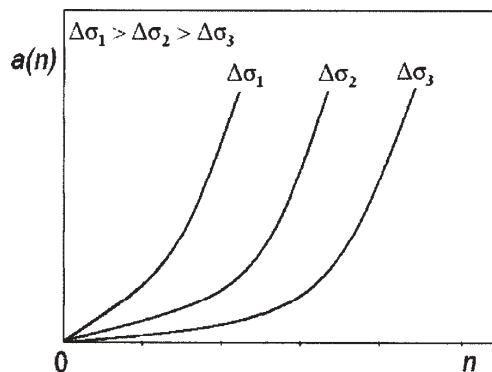


Fig. 19. Variația lungimii fisurii cu numărul de cicluri n , la trei valori diferite ale variației tensiunii normale

se obține la un număr mai mic de cicluri de solicitare (fig. 19), ceea ce s-a constatat și experimental.

Participația la deteriorare determinată de prezența fisurii după n cicluri de solicitare are expresia [32]

$$D(a, n) = \left(\frac{\Delta K}{\Delta K_{cr}} \right)^{\alpha+1} = \left(\frac{a(n)}{a_{cr}} \right)^{\frac{\alpha+1}{2}}. \quad (48)$$

Valoarea lui $a(n)$ se calculează ținând seama de tensiunile locale (fig. 18); se suprapun efectele acestor tensiuni cu considerarea influenței lor asupra evoluției fisurii în timp.

Ca urmare a mării deteriorării odată cu creșterea numărului ciclurilor de solicitare, se micșorează rezistența materialului la solicitări ciclice.

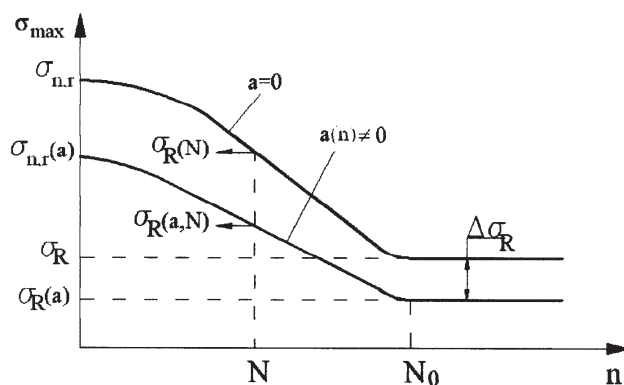


Fig. 20. Curba Wöhler, teoretică, pentru o epruvetă fără fisuri ($a = 0$) și o epruvetă cu fisuri care se propagă în timpul solicitării ($a(n) \neq 0$)

O epruvetă cu concentratori de tensiune sau cu fisuri, solicitată ciclic ne așteptăm să se rupă la o tensiune $\sigma_R(a, N)$ mai mică decât o epruvetă fără fisuri $\sigma_R(N)$ (fig. 20). Limita la oboseală pentru materialul cu fisuri $\sigma_R(a) < \sigma_R$.

Epruveta cu fisuri, dacă este solicitată cu o tensiune maximă inferioară limitei la oboseală, $\sigma_{\max} < \sigma_R(a)$ nu se rupe chiar după un număr foarte mare de cicluri, $N > N_0$. Pe de altă parte, unele suprasolicitări de durată limitată dacă depășesc rezistența la oboseală a materialului cu fisuri, $\sigma_R(a, N)$, pot provoca ruperea acestuia înainte de termen.

În cazul solicitării termociclice, de exemplu, fisurile de oboseală se inițiază în stratul superficial, îndeosebi în apropierea concentratorilor de diferite tipuri. Stratul superficial influențează cedarea prin oboseala termică prin: microrelieful suprafeței metalice, rugozitatea și vâlurirea suprafeței (efecte de concentrare locală), starea de tensiuni remanente, microstructura stratului superficial (omogenă sau neomogenă) etc.

De calitatea suprafeței metalice depinde, în mare măsură, numărul ciclurilor de solicitare termică până la apariția primelor fisuri. Prin mărirea preciziei de prelucrare a suprafeței metalice se mărește rezistența la oboseală termică. De exemplu, prin micșorarea rugozității de la $R_a = 10 \mu m$ la $R_a = 2,5 \mu m$, rezistența la oboseală termică a unor țevi a crescut cu 25 % [11].

Influența direcției solicitării uniaxiale

Semifabricatele (table, bare) sunt anizotrope și au rezistența la rupere monotonă (cvasistatică) pe direcție longitudinală (a laminării) mai mare decât pe direcție transversală (perpendiculară pe fibrajul obținut prin laminare sau forjare). Acest efect este mai pronunțat în cazul solicitării la oboseală datorită influenței puternice a impurităților nemetalice existente în oțel. Anizotropia este mică și uneori neglijabilă la oțelurile de înaltă puritate (de exemplu, topite sub vid).

Raportul dintre limita la oboseală pe direcție transversală $\sigma_{-1,\perp}$ și limita la oboseală pe direcție longitudinală $\sigma_{-1,\parallel}$ se notează cu

$$C_d = \frac{\sigma_{-1,\perp}}{\sigma_{-1,\parallel}}, \quad (49)$$

care este factorul ce ține seamă de direcția de solicitare și este subunitar (tabelul 3). Pentru semifabricate din oțel, în funcție de valoarea rezistenței la rupere monotonă, σ_r , factorul $C_d = 0,75 \div 0,85$ [16].

Tabelul 3
VALORI ALE FACTORULUI DE DIRECȚIE C_d

Rezistența la rupere, σ_r , MPa	C_d
< 600	0,85
600 – 900	0,83
900 – 1200	0,80
> 1200	0,75

Influența tipului solicitării la oboseală

Solicitarea alternant – simetrică, practic, se poate realiza prin încovoierea rotativă (σ_{-1}), prin solicitare la întindere – compresiune ($\sigma_{-1,t}$), prin torsiune (răsucire) alternant simetrică (τ_{-1}).

Valorile acestor caracteristici ale solicitării ciclice nu sunt egale între ele. Astfel,

$$\sigma_{-1,t} = C_t \cdot \sigma_{-1}, \quad (50)$$

în care, pentru oțeluri $C_t = 0,750 - 0,843$, însă se recomandă valoarea medie $C_t = 0,8$ [16]. Această diferență se datorează variației diferite a tensiunilor pe secțiune în cele două cazuri: la un moment dat, tensiunea este constantă pe secțiune la solicitarea de întindere – compresiune, pe când la solicitarea de încovoiere rotativă aceasta variază de la axa epruvetei spre periferie unde este maximă.

La solicitarea de torsiune alternant simetrică,

$$\tau_{-1} = C_\tau \cdot \sigma_{-1}, \quad (51)$$

în care pentru oțeluri și alte materiale ductile, în general factorul, $C_\tau = 0,533 \div 0,608$ însă se recomandă practic valoarea medie $C_\tau = 0,58$ [16]. Această valoare se obține

și prin utilizarea teoriei a cincea de rezistență (varianta Huber – Hencky – Mises). Pentru oțeluri s-a obținut experimental $C_\tau = 0,55 \div 0,61$, pe când pentru materiale fragile (de exemplu, fonta), $C_\tau = 0,8 \div 1,0$.

Experimental s-a constatat că σ_{-1} ; $\sigma_{-1,t}$ și τ_{-1} cresc odată cu mărirea rezistenței la rupere σ_r [16;45], ceea ce este evident dacă se ține seamă că

$$\sigma_{-1} = C_r \cdot \sigma_r, \quad (52)$$

unde σ_r este rezistența la rupere; câteva intervale de valori pentru factorul $C_r < 1$, sunt înscrise în tabelul 4.

Se observă că cea mai mare rezistență la oboseală prin solicitare alternant simetrică de încovoiere o are oțelul, urmat în ordine, de aliajele de titan, de nichel, de cupru etc.

La materialele cu defecte locale metalurgice sau de suprafață, cu incluziuni nemetalice, sau cu faze microstructurale dure, rezistența la oboseală nu se corelează cu rezistența la rupere conform relației (52).

Influența suprasolicitării ciclice asupra duratei până la rupere

Efectul unei suprasolicitări cu amplitudinea tensiunii $\sigma'_a > \sigma_a$ depinde de momentul în care aceasta se produce. De exemplu, dacă suprasolicitarea se produce cu mult înaintea lui N_1 , iar σ'_a în acel moment N_1 este mai mic decât rezistența la rupere $\sigma_{-1}(N_1)$ atunci se produce o deteriorare suplimentară ΔD care deplasează în jos curba Wöhler (2 în fig. 21, a).

Dacă solicitarea ciclică este stabilă în continuare, ruperea se produce după N' cicluri, în loc de N cât ar fi fost în lipsa suprasolicitării (fig. 21, a).

Dacă suprasolicitarea se produce astfel încât pe parcursul acesteia $\sigma'_a = \sigma_{-1}(N_1)$ se poate produce ruperea,

Tabelul 4
DEPENDENȚA FACTORULUI C_r LA LIMITEI MAXIME LA OBOSEALĂ

Materialul	C_r	$\sigma_{-1,max}$, MPa
Oțel	0,4÷0,6	800
Oțel turnat	0,3÷0,5	
Fontă cu grafit	lamelar	200
	nodular	
Fontă maleabilă	0,3÷0,4	200
Aliaje de aluminiu	0,25÷0,50	
Aliaje de cupru	0,25÷0,50	250
Aliaje de magneziu	0,30÷0,50	150
Aliaje de nichel	0,30÷0,50	400
Aliaje de titan	0,30÷0,60	630

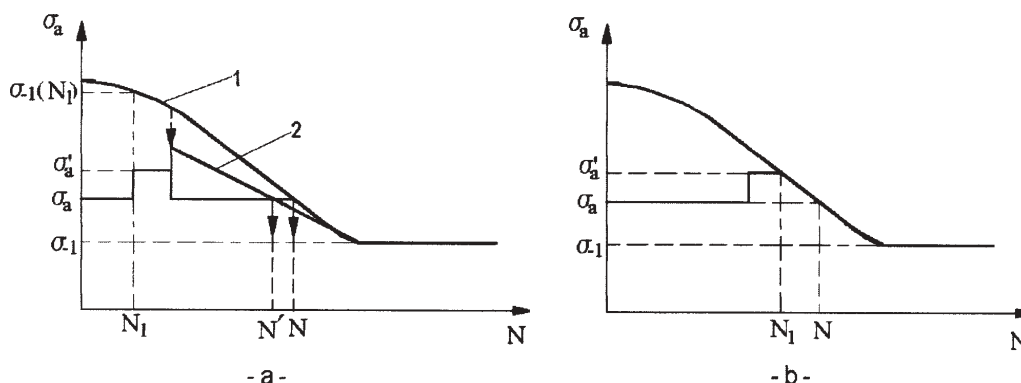


Fig. 21. Influența unei suprasolicitări momentane asupra duratei de viață în cazul în care pe parcursul suprasolicitării:
a – $\sigma'_a < \sigma_{-1}(N_1)$; b – $\sigma'_a \geq \sigma_{-1}(N_1)$

Tabelul 5
 CARACTERISTICILE MECANICE STATICE ALE UNUI OȚEL SLAB ALIAT DETERMINATE ÎNAINTE
^a I RESPECTIV DUPĂ SOLICITAREA CICLICĂ, MECANICĂ, ÎN MPa.

	- nesolicitat ciclic				- după solicitarea ciclică
	σ_r	$\sigma_{0,2}$	$\sigma_{0,05}$	E	$\sigma_{0,05}$
- Materialul de bază	495	340	305	$2,3 \times 10^5$	275
- Cordonul de sudură	1115	770	560	$2,1 \times 10^5$	320

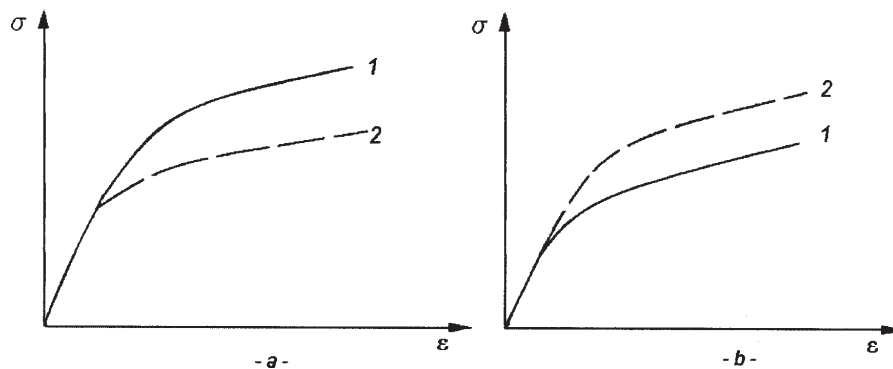


Fig. 22 Diagrama caracteristică $\sigma - \epsilon$ înainte de solicitarea ciclică (1) și după solicitarea ciclică (2):
 a – material cu înmuiere ciclică; b – material cu ecruisare ciclică

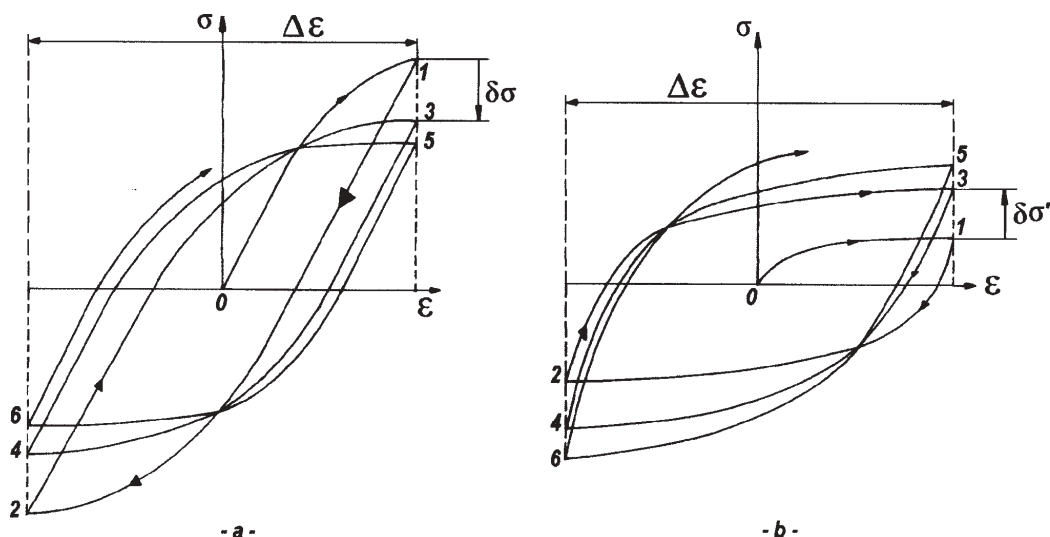


Fig. 23 Variația tensiunii la solicitare ciclică alternant simetrică (bucle de histerezis) cu variația deformației specifice $\Delta \epsilon$ constantă (impusă): a – material cu înmuiere ciclică; b – material cu ecruisare ciclică

uneori, cu mult înaintea termenului corespunzător solicitării ciclice uniforme și stabile (la $N_1 < N$, fig. 21, b).

Influența solicitării ciclice asupra valorii caracteristicilor mecanice statice

După solicitarea ciclică rezistența de rupere, limita de curgere și curba $\sigma - \epsilon$ obținute în teste de solicitare monotonică (cvasistatică) au valori diferite de cele obținute cu materialul virgin solicitat static.

În tabelul 5 sunt prezentate unele caracteristici mecanice ale unui oțel slab aliat solicitat static, înainte și respectiv după solicitarea ciclică [46].

Se observă că limita de curgere $\sigma_{0,05}$ pentru materialul de bază care a fost inițial solicitat ciclic este mai mică cu 10% față de limita de curgere a materialului virgin solicitat static. În îmbinarea sudată cu laser, această diferență a fost de 43%. S-a produs o înmuiere ciclică (fig. 22, a) a materialului cordonului de sudură care, inițial, avea o

capacitate relativ redusă de deformare plastică precum și rezistență la rupere și limită de curgere de peste două ori mai mare decât materialul de bază (tabelul 5).

În cazul solicitării termociclice în regim de temperatură criogenică ($20^\circ\text{C} \leftrightarrow -196^\circ\text{C}$) pentru oțeluri înalt aliate cu Cr și Ni, după circa 1000 de termocicluri de solicitare, limita de curgere statică determinată la 20°C a crescut cu circa 10 ÷ 20% în cazul în care $\sigma_m = 0,9\sigma_r$ și cu circa 5 ÷ 15% în cazul în care $\sigma_m = 0[11]$. S-a produs o ecruisare ciclică (fig. 22, b).

În figura 23 sunt reprezentate curbele $\sigma - \epsilon$ pentru o succesiune de solicitări ciclice alternant simetrice, cu menținerea constantă a variației deformației specifice totale, $\Delta \epsilon$. Pentru materialele care manifestă înmuiere ciclică (fig. 23, a), tensiunea normală scade de la un ciclu la altul cu $\delta\sigma$, pe când la materialele cu ecruisare ciclică (fig. 23, b) tensiunea crește cu $\delta\sigma'$ de la un ciclu la altul.

Deoarece limita de curgere după solicitarea ciclică diferă de cea de la solicitarea monotonă, rezultă că la stabilirea celor trei domenii de pe curba Wöhler trebuie considerată valoarea limitei de curgere $\sigma_c(N_c)$ de după solicitarea ciclică cu N_c cicluri (fig. 4, a). Domeniul solicitării oligociclice astfel delimitat diferă de cazul în care era limitat inferior prin valoarea limitei de curgere determinată pe materialul nesolicitat, virgin.

Concluzii

În legătură cu calculul duratei de viață a unei structuri este necesar calculul prealabil a deteriorării acesteia produsă de solicitările cărora le este supusă. Așa cum s-a arătat deteriorarea depinde de comportarea materialului la solicitarea la care este supus. În această parte a lucrării au fost analizați factorii care influențează rezistența și limita la oboseală a unei epruvete standard (frecvența solicitării ciclice, tensiunea medie, tensiunile remanente, fisurile/defectele, direcția solicitării, tipul solicitării la oboseală), precum și influența solicitării ciclice asupra duratei până la rupere și asupra valorii caracteristicilor mecanice statice.

Pe această bază urmează a fi obținute relații pentru calculul deteriorării, produsă de solicitarea la oboseală, de solicitarea în condiții de fluaj etc.

Bibliografie

- 22.JINESCU, V. V., Rev. Chim. (București), **59**, nr. 4, 2007, p. 453
- 23.DOWLING, N. E., Mechanical Behaviour of Materials, Prentice Hall, New Jersey, 1999
- 24.ELLISON, E.G., SMITH, E.M., Predicting Service Life in a Fatigue – Creep Environment, în vol. Fatigue at Elevated Temperatures (editor A.E. Carden, A.J., McEvily și C.H. Wells), ASTM, Philadelphia, 1973, p. 577
- 25.GIORDANI, E.J., GUIMARAES, V.A., PINTO, T.B., FERREIRA, I., Effect of precipitates on the corrosion – fatigue crack initiation of ISO 5832-9 stainless steel biomaterial, Int. J. Fatigue, **26**, 2004, p. 1129
- 26.AMIRAL, A., MOHAMED – CHATEAUNEUF, A., CHAOUI, K., Reliability assessment of underground pipelines under combined effect of active corrosion and residual stress, Int. J. Pressure Vess & Piping, **83**, 2006, p. 107
- 27.TRUȘCULESCU, M., PASCU, R., TRAIU, R., Instalații termoelectrice. Fiabilitate – Durată de viață, Editura Politehnica, Timișoara, 2003

- 28.MIURA, N., TAKAHASHI, Y., High-cycle fatigue behavior of type 316 stainless steel at including mean stress effect, Int. J. Fatigue, **28**, 2006, p. 1618
- 29.NAMAIZAWA J., UNENO, K., ISHIKAWA, A., ASADA, Y., Life prediction technique for ratcheting fatigue, ASME Pres Vess Piping Div PVP, 1993, 266, p. 3
- 30.JINESCU, V. V., Energonica, Editura Semne, București, 1997
- 31.JINESCU, V. V., Principiul Energiei Critice, IV, Rev. Chim.(București), **40**, nr. 8, 1989, p. 677
- 32.JINESCU, V.V., Principiul energiei critice și aplicațiile sale, Ed. Academiei Române, București, 2005
- 33.JINESCU, V. V., The Superposition of Effects Produced by Buckling, Creep and Fatigue, Int. J. Pressure Vess & Piping, **53**, 1993, p. 377
- 34.JINESCU, V. V., Relație generalizată pentru calculul la oboseală și la solicitări compuse, Construcția de Mașini, **51**, 1999, p. 70
- 35.JINESCU, V. V., Fatigue Strength Calculation of Nonlinear and Cracked Materials, MOCM-6, Romanian Academy, Iași, 2000, p. 13
- 36.BUZDUGAN, Gh., O nouă metodă pentru calculul coeficientului de siguranță la solicitări variabile prin cicluri asimetrice, Studii și Cercetări de Mecanică Aplicată, 4, 1963, p. 827
- 37.SODERBERG, C.R., Factor of safety and working stress, Trans. American Society Mech. Eng., 52 (Past APM – 52 – 2), 1930, p. 13
- 38.SENDECKYJ, G. P., Constant life diagrams – a historical review, Int. J. Fatigue, 23, 2001, p. 347
- 39.MORROW, J.D., ASTM STP 378, American Society for testing and Materials, 1965, p. 45
- 40.GERBER, W.Z., Bestimmung der zulässigen Spannungen in Eisen – Constructionen, Z. Bayer Archit. Ing. Ver. **6**, 1874, p. 101
- 41.CIOCLOV, D. D., Rezistența și fiabilitate la solicitări variabile, Ed. Facla, Timișoara, 1975
- 42.CRAWFORD, R.J., BENHAM, P.P., Fatigue and Creep Rupture of an Acetal Copolymer, Journ. Mech. Eng. Sci., **16**, 1974, p. 178
- 43.JOSEPH, A. A., Evaluation of residual stresses in dissimilar weld joints, Int. J. Pressure Vess&Piping, **82**, 2005, p. 700
- 44.EDWARDS, L., A., Direct measurement of the residual stresses near a “boat – shaped” repair in a 20 mm thick stainless steel tube butt welded, Int. J. Pres Vess & Piping, **82**, 2005, p. 288
- 45.BUZDUGAN, G., BLUMENFELD M., Calculul de rezistență al pieselor de mașini, Editura Tehnică, București, 1979
- 46.BORONSKI, Cyclic material properties distribution in laser – welded joints, Int. J. Fatigue, **28**, 2006, p. 346

Întrât în redacție: 5.07.2007