

CERCETĂRI PRIVIND INFLUENȚA TENSIUNII MEDIE ȘI A GRADULUI DE ASIMETRIE ASUPRA VITEZEI DE PROPAGARE A FISURII PENTRU UN OȚEL CARBON

Teză destinată obținerii
titlului științific de doctor inginer
la
Universitatea "Politehnica" din Timișoara
în domeniul INGINERIA MECANICĂ
de către

Ing. Cernescu Anghel Vasile

Conducător științific: Prof. Dr. Ing. DUMITRU Ion
Referenți științifici: Prof. Dr. Ing. Dan CONSTANTINESCU
Prof. Dr. Ing. Nicușor AMARIEI
Prof. Dr. Ing. Nicolae FAUR

Ziua susținerii tezei: 30.09.2009

Seriile Teze de doctorat ale UPT sunt:

- | | |
|------------------------|---|
| 1. Automatică | 7. Inginerie Electronică și Telecomunicații |
| 2. Chimie | 8. Inginerie Industrială |
| 3. Energetică | 9. Inginerie Mecanică |
| 4. Ingineria Chimică | 10. Știința Calculatoarelor |
| 5. Inginerie Civilă | 11. Știința și Ingineria Materialelor |
| 6. Inginerie Electrică | |

Universitatea „Politehnica” din Timișoara a inițiat seriile de mai sus în scopul diseminării expertizei, cunoștințelor și rezultatelor cercetărilor întreprinse în cadrul școlii doctorale a universității. Seriile conțin, potrivit H.B.Ex.S Nr. 14 / 14.07.2006, tezele de doctorat susținute în universitate începând cu 1 octombrie 2006.

Copyright © Editura Politehnica – Timișoara, 2009

Această publicație este supusă prevederilor legii dreptului de autor. Multiplicarea acestei publicații, în mod integral sau în parte, traducerea, tipărirea, reutilizarea ilustrațiilor, expunerea, radiodifuzarea, reproducerea pe microfilme sau în orice altă formă este permisă numai cu respectarea prevederilor Legii române a dreptului de autor în vigoare și permisiunea pentru utilizare obținută în scris din partea Universității „Politehnica” din Timișoara. Toate încălcările acestor drepturi vor fi penalizate potrivit Legii române a drepturilor de autor.

România, 300159 Timișoara, Bd. Republicii 9,
tel. 0256 403823, fax. 0256 403221
e-mail: editura@edipol.upt.ro

Cuvânt înainte

Teza de doctorat a fost elaborată pe parcursul activității mele în cadrul Facultății de Mecanică, la Catedra de Rezistența Materialelor a Universității „Politehnica” din Timișoara.

Lucrarea se adresează problemelor ingineriei mecanice în care majoritatea echipamentelor sunt solicitate cu încărcări variabile în timp și pentru care un calcul de estimare a duratei de utilizare devine complicat și implică o serie de parametri și constante de material. De asemenea, lucrarea extinde metodologia de calcul a durabilității echipamentelor printr-o analiză bazată pe existența și propagarea unei fisuri de oboseală.

Studiul elaborat pe parcursul tezei abordează, pe baza celor mai noi concepte, particularitățile ruperii materialelor în directă dependență de tensiunile medii ale ciclurilor de solicitare, respectiv gradele de asimetrie ale acestora. Prin prezenta teză se deschid noi posibilități de aplicare a metodei tolerării defectelor pentru o evaluare cât mai corectă a durabilității, respectiv a rezervei de viață a unor piese cu fisuri de oboseală.

Consider că lucrarea este un suport științific de luat în seamă pentru cercetările viitoare care vor avea ca subiect de pornire tematica evaluării integrității structurilor și echipamentelor.

Timișoara, septembrie 2009

Cernescu Anghel Vasile

Destinatarii dedicației.

Alese mulțumiri și profundă recunoștință se cuvin adresate conducătorului de doctorat **prof.dr.ing. DUMITRU Ion** pentru consilierea permanentă și îndrumarea atentă pe tot parcursul realizării lucrării.

Adresez mulțumiri deosebite domnului **prof. dr. ing. Nicolae FAUR** atât pentru ajutorul competent și susținerea constantă pe parcursul elaborării acestui material, cât și pentru calitatea de referent al tezei de doctorat.

Mulțumesc, de asemenea membrilor comisiei de doctorat, în persoanele domnilor **prof. dr. ing. Dan CONSTANTINESCU** și **prof. dr. ing. Nicușor AMARIEI** în calitate de referenți ai lucrării și domnului decan **prof. dr. ing. Liviu BERETEU** în calitate de președinte al comisiei.

Cernescu Anghel Vasile

Cercetări privind influența tensiunii medii și a gradului de asimetrie asupra vitezei de propagare a fisurii pentru un oțel carbon

Teze de doctorat ale UPT, Seria 9, Nr. 65, Editura Politehnica, 2009, 154 pagini, 137 figuri, 10 tabele.

ISSN: 1842-4937

ISBN: 978-973-625-967-8

Cuvinte cheie: metoda tolerării defectelor, viteza de propagare a fisurii de oboseală, variația factorului de intensitate a tensiunii, grad de asimetrie al ciclului de solicitare, tensiune medie.

Rezumat,

Prezenta lucrare de doctorat abordează un subiect de mare actualitate în ceea ce privește modul de evaluare a durabilității structurilor și echipamentelor solicitate cu încărcări cu amplitudine variabilă. Studiul elaborat prezintă metodica evaluării duratei de viață a pieselor și echipamentelor pe baza tolerării defectelor, în care viteza de propagare a fisurilor de oboseală este parametrul de bază.

Cuprins

1. INTRODUCERE. IMPORTANȚA TEMEI.....	14
2. STADIUL ACTUAL AL CERCETĂRIILOR PRIVIND PROPAGAREA FISURILOR DE OBOSEALĂ	20
2.1. Introducere.....	20
2.2. Propagarea fisurilor de oboseală la solicitări cu amplitudine constantă.....	23
2.2.1. Corelații între viteza de propagare a fisurii și variația factorului de intensitate a tensiunii.....	25
2.2.2. Influența închiderii și deschiderii fisurii asupra vitezei de propagare a fisurilor de oboseală.....	27
2.3. Propagarea fisurilor de oboseală la solicitări cu amplitudine variabilă.....	32
2.3.1. Considerații generale privind propagarea fisurilor de oboseală la solicitări cu amplitudine variabilă.....	32
2.3.2. Efectul grosimii probei asupra propagării fisurilor de oboseală sub acțiunea solicitărilor cu amplitudine variabilă.....	36
2.3.3. Efectul blocurilor de cicluri de supraîncărcare asupra propagării fisurilor de oboseală.....	37
2.4. Stadiul actual al cercetărilor privind influența tensiunii medii și a gradului de asimetrie asupra vitezei de propagare a fisurilor de oboseală.....	38
2.4.1. Considerații generale privind influența tensiunii medii și a gradului de asimetrie asupra propagării fisurilor de oboseală.....	38
2.4.2. Influența gradului de asimetrie asupra propagării fisurilor de oboseală folosind doi parametri unitari ca forță de extindere a fisurii.....	42
2.4.3. Cercetări asupra unor corelații și predicții privind propagarea fisurii de oboseală pentru diferite grade de asimetrie folosind parametrii K_{max} și ΔK^+	53
2.5. Contribuții asupra predicției durabilității la solicitări variabile.....	62
2.5.1. Predicții asupra durabilității la solicitări variabile cu amplitudine constantă.....	62
2.5.2. Modele și programe de calcul a durabilității la solicitări cu amplitudine variabilă.....	64
2.5.3. Contribuții privind realizarea a două programe pentru calculul vitezei de propagare a fisurii la solicitări variabile.....	78
3. CERCETĂRI TEORETICE ASUPRA ELABORĂRII UNUI MODEL CARE CORELEAZĂ VITEZA DE PROPAGARE A FISURII ÎN FUNCȚIE DE GRADUL DE ASIMETRIE AL CICLULUI DE SOLICITARE.....	84
3.1. Considerații generale.....	84
3.2. Descrierea modelului propus.....	85
3.3. Verificarea și validarea modelului	89
4. CONTRIBUȚII EXPERIMENTALE PRIVIND INFLUENȚA GRADULUI DE ASIMETRIE ASUPRA VITEZEI DE PROPAGARE A FISURILOR. TEHNICI EXPERIMENTALE. MATERIALE. PROBE.....	94
4.1. Considerații generale.....	94

6 Cuprins

4.2.	Analiza compoziției chimice și determinarea tipului de oțel	95
4.3.	Determinarea caracteristicilor mecanice la tracțiune.....	96
4.4.	Determinarea tenacității prin încercări de încovoiere cu șoc.....	102
4.5.	Determinarea tenacității la rupere și deschiderea la vârful fisurii.....	103
4.6.	Cercetări experimentale privind influența gradului de asimetrie asupra vitezei de propagare a fisurilor de oboseală.....	112
5.	CONTRIBUȚII TEORETICE PRIVIND APLICAREA METODEI ELEMENTULUI FINIT PENTRU ANALIZA PROPAGĂRII FISURILOR DE OBOSEALĂ	118
6.	CERCETĂRI PRIVIND INFLUENȚA GRADULUI DE ASIMETRIE ASUPRA VITEZEI DE PROPAGARE A FISURILOR FOLOSIND UN NUMĂR REDUS DE PROBE.....	133
6.1.	Considerații generale.....	133
6.2.	Metoda Tesch.....	135
6.3.	Metoda Kujawski.....	137
6.4.	Contribuții privind determinarea vitezei de propagare a fisurilor de oboseală pentru diferite grade de asimetrie folosind un număr redus de probe.....	140
7.	CONCLUZII. CONTRIBUȚII PERSONALE.....	144
	Referințe.....	147

CUPRINSUL COMENTAT

Lucrarea este structurată pe șapte capitole, după cum urmează:

- **Capitolul 1 – Introducere. Importanța temei**

În acest capitol se încearcă o punere în temă asupra studiului dezvoltat pe parcursul tezei de doctorat, evidențiind importanța parametrului numit „viteza de propagare a fisurii de oboseală” în analiza și evaluarea durabilității structurilor și factorii ce influențează în mod direct acest parametru. Capitolul începe cu o scurtă prezentare a conceptelor de „durată de funcționare în siguranță” și „evaluarea structurilor pe baza tolerării defectelor”, concepte utilizate în analiza structurilor solicitate în încărcări variabile în timp, de asemenea, a fost prezentată o schemă reprezentând modul de aplicare a conceptului de evaluare pe baza tolerării defectelor. Prezentarea continuă cu definirea vitezei de propagare a fisurii de oboseală, da/dN și necesitatea determinării acestui parametru. O altă problemă prezentată în acest capitol este o descriere a factorilor ce pot influența viteza de propagare a fisurii, din care reiese că gradul de asimetrie este factorul cu o influență semnificativă asupra vitezei de propagare.

- **Capitolul 2 – Stadiul actual al cercetărilor privind propagarea fisurilor de oboseală**

În capitolul 2 se face o prezentare a stadiului actual al cercetării în domeniul propagării fisurilor de oboseală la solicitări cu amplitudine constantă și variabilă, precum și o descriere modelelor de predicție a duratei de viață pe baza vitezei de propagare a fisurii de oboseală. Capitolul este structurat pe subcapitole după cum urmează:

Subcapitolul 2.1 – Introducere – prezintă mecanismul de formare a fisurii de oboseală, cu descrierea celor trei stadii ale unei fisuri: inițiere, propagare stabilă și ruperea finală.

Subcapitolul 2.2 – Propagarea fisurilor de oboseală la solicitări cu amplitudine constantă – începe cu o prezentare a curbei de evoluție a unei fisuri de oboseală, $a = f(N)$ și modul de determinare a acesteia, după care se prezintă corelația dintre viteza de propagare a fisurii, da/dN și variația factorului de intensitate a tensiunii, ΔK , printr-o diagramă de formă celei din figura 1, în care este descris fiecare domeniu al diagramei împreună cu ecuațiile corespunzătoare pentru calculul vitezei de propagare.

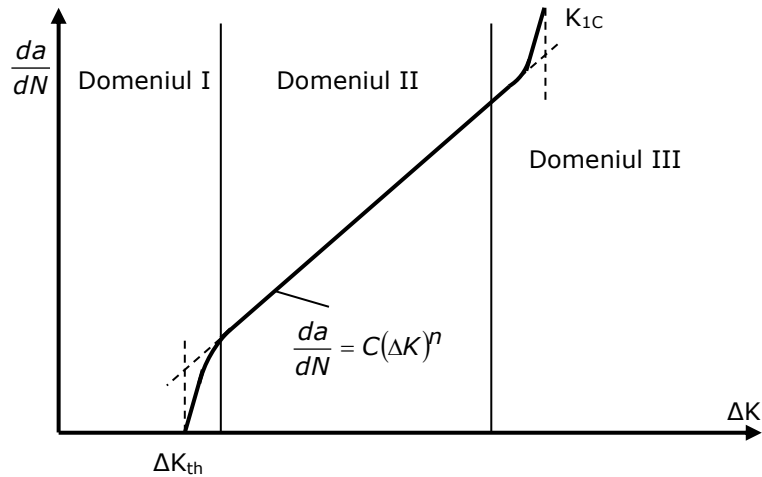


Fig. 1 – Diagramă de variație $da/dN = f(\Delta K)$

În cadrul acestui subcapitol este prezentată, de asemenea, influența închiderii și a deschiderii fisurii asupra calculelor de predicție a durabilității pe baza propagării fisurilor. Este descris conceptul lui Elber conform căruia în cadrul unui ciclu de solicitare există o tensiune de închidere, σ_{inch} , de la care fisura începe să se închidă. Deschiderea fisurii se produce aproximativ la același nivel al tensiunilor la care s-a produs închiderea.

Subcapitolul 2.3 – Propagarea fisurilor de oboseală la solicitări cu amplitudine variabilă

În acest subcapitol s-a făcut o prezentare a modului de propagare a fisurilor de oboseală în cazul sarcinilor cu amplitudine variabilă, exemplificând în acest sens cazul unui spectru cu un vârf de suprasolicitare descris de către Wheeler. Este explicat fenomenul de retardare a propagării fisurii datorată vârfurilor de supraîncărcare și accelerarea propagării datorată vârfurilor de subîncărcare. De asemenea, s-a prezentat efectul grosimii probei asupra propagării fisurii în cazul spectrelor cu vârfuri de suprasolicitare și efectul numărului de cicluri de supraîncărcare asupra perioadei de retardare a propagării fisurii de oboseală.

Subcapitolul 2.4 – Stadiul actual al cercetărilor privind influența tensiunii medii și a gradului de asimetrie asupra vitezei de propagare a fisurilor de oboseală

În cadrul acestui subcapitol sunt prezentate ecuațiile propuse de Elber (2), Schijve (3) și Walker (4), prin care este exprimat efectul tensiunii medii asupra vitezei de propagare a fisurilor de oboseală.

$$\Delta K_{eff, Elber} = K_{max} - K_{op} = (0,5 + 0,4 \cdot R) \cdot \Delta K \quad (2)$$

$$\Delta K_{eff, Schijve} = [0,55 + (0,45 - \alpha) \cdot R + \alpha \cdot R^2] \cdot \Delta K \quad (3)$$

$$\Delta \sigma_{Walker} = (1 - R)^\gamma \cdot \sigma_{max} \quad (4)$$

Este prezentat, de asemenea, un model de calcul a vitezei de propagare a fisurii care consideră ca forță de extindere a fisurii factorul maxim de intensitate a tensiunii aplicat, $K_{max,apl}$, și variația factorului de intensitate a tensiunii aplicat, ΔK_{apl}

și care evidențiază efectul gradului de asimetrie, R , asupra vitezei de propagare a fisurii de oboseală. Modelul se numește UniGrow, iar ecuația de calcul este:

$$\frac{da}{dN} = C \left[(K_{\max, tot})^p \cdot (\Delta K_{tot})^{0,5} \right]^\gamma \quad (5)$$

unde: $p = \frac{n'}{n'+1}$; $\gamma = -\frac{1}{b}$

Efectul gradului de asimetrie asupra propagării fisurii de oboseală este evidențiat în acest subcapitol și printr-un procedeu de corelare a vitezelor de propagare a fisurii pentru diferite grade de asimetrie, într-o singură curbă $da/dN = f(\Delta K)$ pentru un anumit grad de asimetrie, R . Metoda descrisă în această lucrare utilizează pentru corelarea vitezelor de propagare a fisurii un parametru K^* , propus de Kujawski, de forma:

$$K^* = (K_{\max})^\alpha \cdot (\Delta K^+)^{1-\alpha} \quad (6)$$

unde α este parametru de corelare și ΔK^+ este partea pozitivă a variației factorului de intensitate a tensiunii aplicat.

$$\Delta K^+ = \Delta K \text{ pentru } R \geq 0$$

$$\Delta K^+ = K_{\max} \text{ pentru } R \leq 0$$

Subcapitolul 2.5 – Contribuții asupra predicției durabilității la solicitări variabile – prezintă metode de calcul a numărului de cicluri necesar ca o fisură să se extindă de la lungimea detectabilă, a_d , careia îi corespunde N_d cicluri, la lungimea critică a_{cr} , la care se ajunge după N_f cicluri.

În cazul solicitărilor cu amplitudine constantă, sunt descrise două metode de calcul a numărului de cicluri până la ruperea instabilă, N_f : *metoda analitică*, în care N_f este calculat, în funcție de ecuația adoptată pentru determinarea vitezei de propagare a fisurii, prin integrarea între limitele, a_d , (lungimea detectabilă a fisurii) și a_{cr} (lungimea critică a fisurii; *metoda grafică*, în care numărul de cicluri N_f este determinat prin însumarea numerelor de cicluri ΔN_i rezultate prin împărțirea în intervale cât mai mici, a diagramei de variație a ratei de cumulare a numărului de cicluri pe unitatea de lungime a fisurii în extensie, dN/da , în funcție de lungimea fisurii a .

În cazul solicitărilor cu amplitudine variabilă, pe baza studiului bibliografic, s-a făcut o clasificare a modelelor de predicție a propagării fisurii, schematizată în figura 2, urmată de o descriere detaliată a acestora.

Au fost realizate, de asemenea, două programe pentru calculul vitezei de propagare a fisurii în cazul solicitărilor cu amplitudine constantă (MATH-CA) și amplitudine variabilă (MATH-VA). Cele două programe au fost realizate cu ajutorul pachetului software pentru calcul matematic MathCad și folosesc pentru determinarea vitezei de propagare a fisurii de oboseală ecuația lui Walker. Programul MATH-VA are încorporat modelul Wheeler pentru a lua în considerare efectul de întârziere a propagării datorat vârfurilor de supraîncărcare.

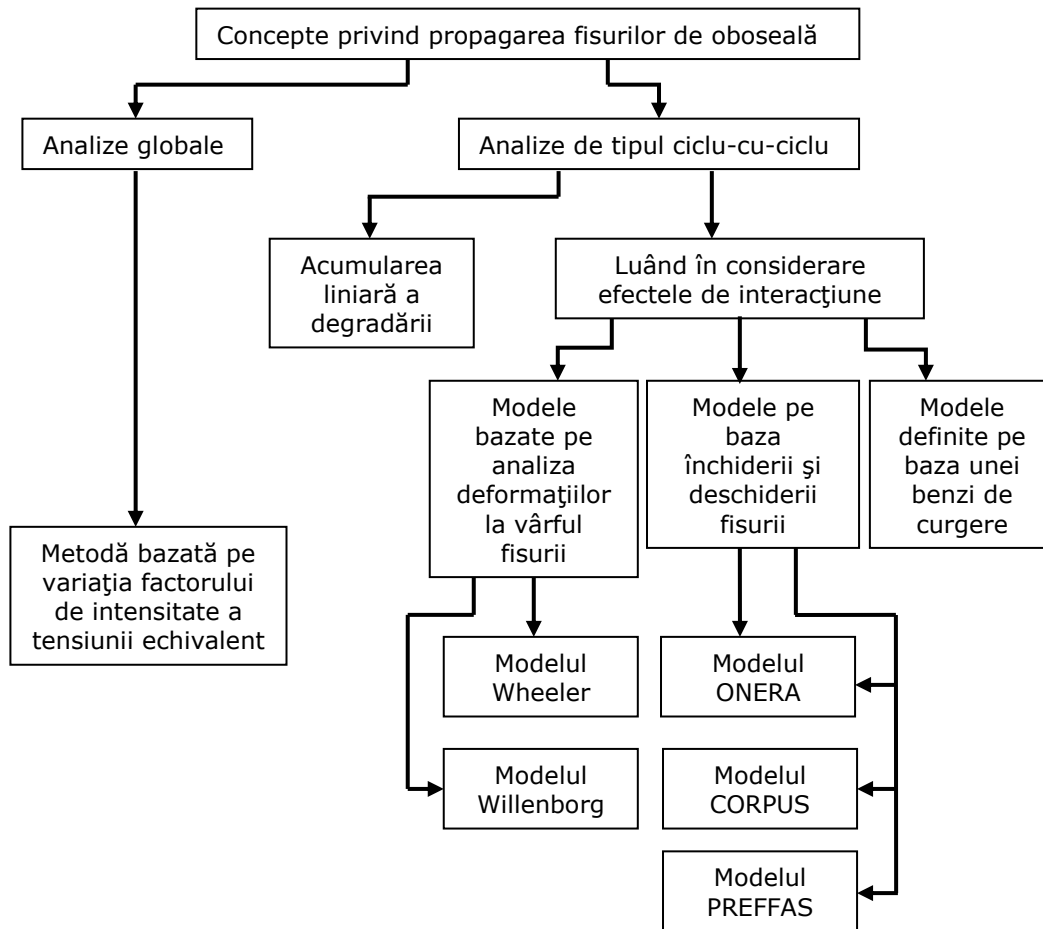


Fig. 2 – Clasificarea modelelor de predicție a propagării fisurilor la solicitări cu amplitudine variabilă

- Capitolul 3 – Cercetări teoretice asupra elaborării unui model care corelează viteza de propagare a fisurii în funcție de gradul de asimetrie al ciclului de solicitare

Degradarea prin oboseală este unul din cele mai importante modele de rupere a structurilor solicitate cu încărcări variabile în timp. Datorită complexității fenomenului de oboseală, un număr foarte mare de lucrări științifice legate de viteza de propagare a fisurilor de oboseală au fost publicate odată ce Paris și Erdogan au propus cea mai cunoscută ecuație de propagare a unei fisuri. Exprimând viteza de propagare a unei fisuri de oboseală în funcție de variația factorului de intensitate a tensiunii, ΔK , s-a arătat anterior că gradul de asimetrie al ciclului de solicitare este parametrul cu o influență considerabilă asupra propagării unei fisuri. Odată stabilită ecuația pe baza căreia se vor face calculele privind durata de propagare a unei fisuri de oboseală, o altă problemă întâlnită în practica inginerescă este determinarea constantelor de material din ecuația respectivă.

Acestă problemă poate fi rezolvată dacă curbele ce exprimă variația vitezei de propagare a fisurii, da/dN , în funcție de variația factorului de intensitate a tensiunii, ΔK , pentru diferite grade de asimetrie, R , pot fi condensate într-o singură diagramă. Având în vedere acest lucru, în capitolul 3 a fost elaborat un model de calcul pe baza căruia vitezele de propagare a fisurii pentru diferite grade de asimetrie pot fi corelate într-o singură diagramă de propagare, $da/dN = f(\Delta K)$, corespunzătoare unui anumit grad de asimetrie, R .

Modelul a fost elaborat plecând de la ipoteza că unei viteze de propagare a fisurii de oboseală dată îi corespunde o variație a factorului de intensitate a tensiunii corespunzătoare unui grad de asimetrie $R = 0$, dar și o variație a factorului de intensitate a tensiunii corespunzătoare unui grad de asimetrie $R = 0,1$.

Pentru elaborarea modelului s-au considerat diagrame de variație a vitezei de propagare în funcție de variația factorului de intensitate a tensiunii pentru diferite grade de asimetrie, determinate cu ajutorul programului NASGRO pentru aliajul de Al 2024-T3.

În vederea validării, modelul a fost verificat pe diferite date de propagarea fisurii atât în aliaje de Al cât și în oțel, luate din literatura de specialitate.

- Capitolul 4 – Contribuții experimentale privind influența gradului de asimetrie asupra vitezei de propagare a fisurilor. Tehnici experimentale. Materiale. Probe

Aplicațiile experimentale prezentate în acest capitol au fost realizate pe două oțeluri la care nu se cunosc proprietățile de Mecanica Ruperii și viteza de propagare a fisurilor de oboseală (OL-M - S.C. MEVA S.A. Dr. Turnu Severin – companie producătoare de vagoane de cale ferată destinate transportului de marfă și OL-O - S.C. ȘANTIERUL NAVAL ORȘOVA S.A. – cu activități în construcția și reparația navelor fluviale și maritime). Cele două oțeluri au fost analizate după un program de încercări special stabilit pentru scopul acestei lucrări și constă în:

- Analiza compoziției chimice
- Determinarea proprietăților mecanice prin încercări de tracțiune
- Determinarea tenacității prin încercări de încovoiere cu șoc
- Determinarea tenacității la rupere
- Determinarea vitezei de propagare a fisurii pentru diferite grade de asimetrie

- Capitolul 5 – Contribuții teoretice privind aplicarea metodei elementului finit pentru analiza propagării fisurilor de oboseală

Capitolul prezintă o aplicație cu metoda elementului finit în vederea stabilirii vitezei de propagare la solicitări ciclice cu amplitudine constantă și numere mici de cicluri de solicitare. Analiza a fost efectuată pe modelul geometric din figura 3 și permite determinarea vitezei de propagare a fisurii printr-un model de degradare ductilă a materialului. De asemenea, pe baza modelului dezvoltat în acest capitol s-a realizat un studiu al durabilității la oboseală, Fig. 5, pentru un element de rezistență prezentat în Figura 4.

- Capitolul 6 – Cercetări privind influența gradului de asimetrie asupra vitezei de propagare a fisurilor folosind un număr redus de probe

Capitolul începe cu generalități privind modul de determinare a diagramelor de variație $da/dN = f(\Delta K)$, în care sunt prezentate procedurile prevăzute de standardul ASTM E647.

Sunt prezentate două metode de determinare a diagramelor de variație $da/dN = f(\Delta K)$ pentru diferite grade de asimetrie, folosind o singură probă: *metoda Tesch* care constă în efectuarea pe aceeași probă a unor teste de propagarea fisurii cu

procedura K_{\max} - constant; metoda Kujawski, care constă în aplicarea pe o probă a unei matrice de testare determinată pentru o serie de grade de asimetrie.

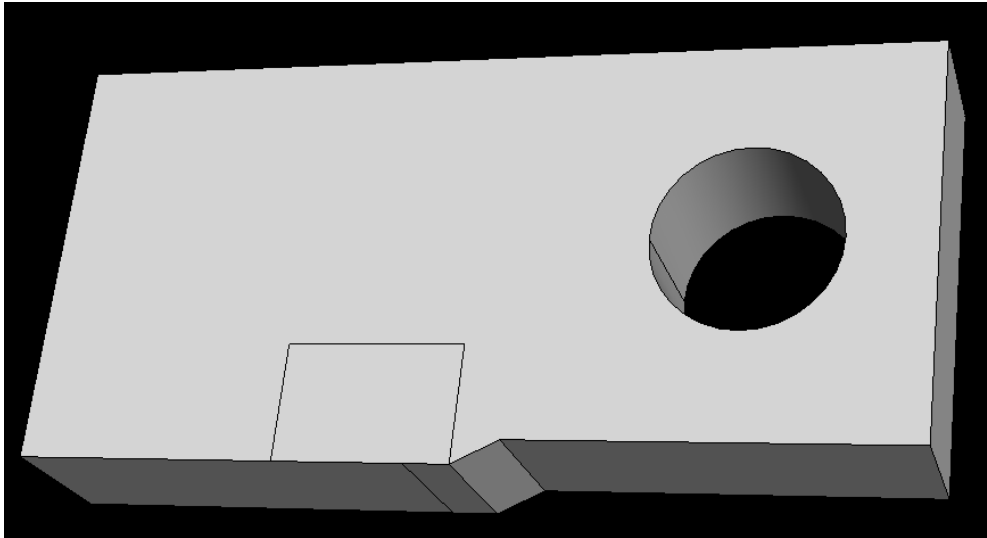


Fig. 3 – Modelul geometric considerat pentru analiza cu metoda elementului finit

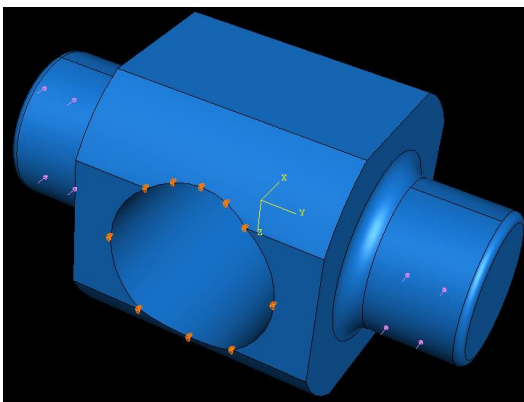


Fig. 4 – Elementul de rezistență analizat cu metoda elementului finit

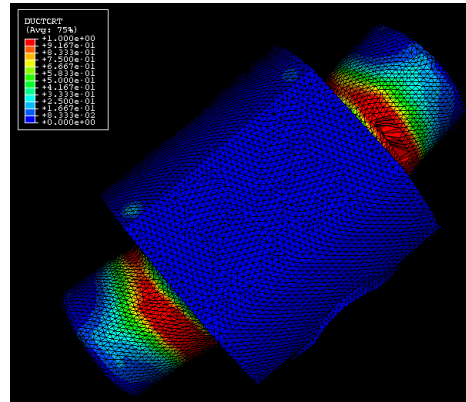


Fig. 5 – Distribuția degradării în momentul ruperii elementului analizat

De asemenea, în cadrul acestui capitol a fost propusă o metodă de determinare a diagramelor $da/dN = f(\Delta K)$ pentru diferite grade de asimetrie, folosind o singură probă. Metoda constă în aplicarea pe o probă a unui spectru de solicitare format din blocuri de cicluri la care tensiunea maximă rămâne constantă pe parcursul unui bloc iar tensiunea minimă crește în trepte, Fig. 6.

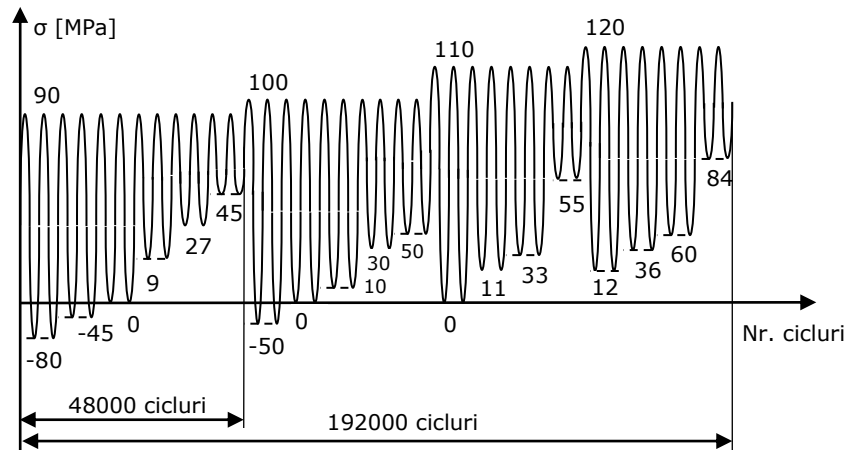


Fig. 6 - Spectrul de solicitare aplicat pentru calculul vitezei de propagare a fisurii

- **Capitolul 7 - Concluzii și contribuții personale**

În acest capitol sunt enumerate principalele concluzii ce se desprind în urma studiului efectuat, precum și contribuțiile aduse cercetării în acest domeniu.

1. INTRODUCERE. IMPORTANȚA TEMEI

Determinarea duratei de viață la oboseală a unei structuri este bazată în general pe două concepte: cunoașterea structurii în sine și cunoașterea modului de solicitare a structurii respective.

Procedurile de estimare a duratei de viață au evoluat de-a lungul timpului ca urmare a lecțiilor învățate din avariile înregistrate în domeniul ingineriei. Abordarea conceptului de funcționare în siguranță prin estimarea duratei de viață s-a dezvoltat încă din anii '50, ca răspuns la pierderea câtorva aeronave militare și comerciale, cu toate că ele au fost proiectate să îndeplinească cerințele de rezistență în regim static. Conceptul de funcționare în siguranță încearcă să mențină siguranța componentelor prin proiectarea în așa fel încât să aibă o rezistență la oboseală mai mare decât durata de utilizare estimată. Testele de oboseală pe diferite componente, în care este simulat spectrul de solicitare din serviciu, furnizează un număr de cicluri de solicitare până la rupere. Acest număr este împărțit la un factor de siguranță potrivit pentru a obține timpul de înlocuire a componentei respective. Pentru componentele aeronavelor cum ar fi trenurile de aterizare, suprafețele de control sau paletele rotorilor de la motoarele de acționare timpul de înlocuire este de obicei definit în termeni de ore de zbor sau aterizări, după care componenta trebuie înlocuită cu una nouă. Aparatele de zbor care au ajuns la limita de funcționare în siguranță sunt retrase din serviciu.

Abordarea „durată de funcționare în siguranță” se adresează multor probleme de oboseală dar are câteva deficiențe. Testele de oboseală pe componente sunt realizate în condiții vechi și prin urmare timpul de înlocuire a unei componente este bazat pe presupunerea că acea componentă nu conține defecte. În cazul în care o componentă prezintă un defect rezultat din prelucrare sau condițiile de întreținere, cum ar fi goluri de material, suprafețe zgâriate, durata de viață a componentei respective ar putea fi mai mică decât timpul de înlocuire indicat prin testele de oboseală. În ciuda abordării conceptului de funcționare în siguranță avaria catastrofală poate fi o posibilitate inerentă. Din punct de vedere economic acest concept de funcționare în siguranță este costisitor. Așa cum o componentă ar putea avea o durată de viață mai scurtă decât perioada de înlocuire indicată, tot așa o componentă ar putea avea o durată de viață mai mare. Din cauză că durata de viață a componentelor este împărțită prin factori de siguranță mari pentru a obține perioada de înlocuire, multe componente sunt înlocuite cu toate că ele nu prezintă nici o dovadă de fisurare prin oboseală.

Pe măsură ce deficiențele conceptului de funcționare în siguranță deveneau cunoscute, la începutul anilor '70 [1] Forțele Aeriene Americane au adoptat o nouă metodă de definire a avariilor componentelor bazată pe tolerarea defectelor (damage tolerance), care redefinea bazele protejării aeronavelor de catastrofe aeriene. Conceptul bazat pe tolerarea defectelor pornește de la premisa că fiecare componentă are un potențial defect iar durata de viață la oboseală este bazată pe numărul de cicluri de solicitare necesar ca o fisură inițiată să crească până la valoarea critică. Tipic, se presupune că aceste defecte sunt localizate în detalii structurale importante, cum ar fi găuri sau muchii ascuțite unde concentrarea de

tensiuni accelerează creșterea fisurii. Folosind o ecuație de propagare a fisurii corespunzătoare, fisura inițiată este propagată matematic prin calcule iterative care iau în considerare spectrul de solicitare, caracteristicile materialului și geometria componentei. Durata de viață estimată este raportată la un factor de siguranță (2 sau 3) pentru a obține intervalul de inspecție a componentei verificate. Raportarea la un factor de siguranță asigură faptul că acea componentă va fi verificată cel puțin o dată înainte ca un defect să atingă mărimea critică. Inspecția și detectarea fisurii reprezintă o parte obligatorie a conceptului de tolerarea defectelor. Este important ca metoda de inspecție aleasă să fie compatibilă cu mărimea inițială a defectului și detaliile geometrice ale componentei verificate. De exemplu cea mai mică lungime de fisură pe care tehnicile de inspecție pe bază de curenți turbionari, sunt capabile să o detecteze este de 0,1 mm. Dacă lungimea fisurii estimată la prima inspecție este mai mică decât această valoare, este puțin probabil ca o fisură existentă să fie găsită. Astfel că, mărimea inițială a defectului trebuie să fie suficient de mare pentru a fi detectat la prima inspecție. Este la fel de important ca o fisură să nu fie ratată datorită unei erori de inspecție. Din acest motiv, mărimile fisurilor la prima inspecție sunt de asemenea ajustate în vederea probabilității de detectare.

Conceptul de tolerarea defectelor are câteva avantaje față de conceptul de funcționare în siguranță. În timp ce componentele calculate pe baza conceptului de funcționare în siguranță sunt înlocuite indiferent dacă au sau nu fisuri, componentele proiectate pe baza tolerării defectelor sunt reparate sau înlocuite numai dacă la inspecție se constată existența unei fisuri. De asemenea, datorită faptului că inspecțiile se bazează pe modele de Mecanica Ruperii, care descriu comportamentul fizic al fisurilor, nu sunt necesari factorii de dispersie caracteristici conceptului de funcționare în siguranță. Combinate, aceste avantaje asigură o puternică stimulare economică în favoarea conceptului de tolerarea defectelor.

După cum a fost prezentat, conceptul de tolerarea defectelor presupune existența unei fisuri în structura verificată, iar estimarea duratei de viață a acesteia se face pe baza evoluției în timp a fisurii până la lungimea critică.

Parametrul prin care este descrisă propagarea fisurii de la lungimea inițială până la lungimea critică este viteza de propagare a fisurii, da/dN , care reprezintă creșterea fisurii pe parcursul unui ciclu de solicitare.

În figura 1 este prezentată o schemă simplificată privind aplicarea conceptului de tolerarea defectelor în evaluarea și estimarea duratei de viață a componentelor.

Viteza de propagare a fisurii de oboseală, factor determinant în evaluarea structurilor pe baza conceptului de tolerarea defectelor, a făcut subiectul multor studii și lucrări științifice, rezultând o serie de modele și ecuații de calcul. Dintre acestea, cea mai reprezentativă este ecuația lui Paris (1).

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K)^n \quad (1)$$

Având în vedere importanța acestui parametru, o problemă atent studiată în literatura de specialitate a fost determinarea factorilor care influențează în mod direct viteza de propagare a unei fisuri:

1. Efectul tensiunii medii asupra vitezei de propagare a fisurii

Efectul tensiunii medii a ciclului de solicitare asupra inițierii și propagării fisurii de oboseală este de obicei studiat pe baza gradului de asimetrie, R , definit ca raportul $P_{\min}/P_{\max} = K_{\min}/K_{\max}$. Rezultatele experimentale cu privire la efectul tensiunii medii și a gradului de asimetrie asupra vitezei de propagare a fisurii în oțelul de tip Grade B – ASTM A514 nu au arătat o modificare semnificativă a vitezei de propagare odată

cu variația gradului de asimetrie în intervalul (0; 0,82), (Fig. 2). Pe de altă parte, Crooker [2] a observat că partea de compresiune a unui ciclu de solicitare alternant simetric ($R = -1$) crește viteza de propagare a fisurii cu aproape 50% în comparație cu un ciclu de solicitare pulsant ($R = 0$). În același timp rezultate experimentale privind propagarea fisurii de oboseală în oțel martensitic de rezistență medie [3] au arătat o creștere semnificativă a vitezei de propagare, da/dN , odată cu creșterea gradului de asimetrie de la 0 la 0,75, aceeași concluzie fiind raportată și în alte studii prezentate în capitolele următoare.

Crooker [2], [3] a studiat efectul gradului de asimetrie asupra vitezei de propagare a fisurii în intervalul $-2 \leq R \leq 0,75$, folosind probe cu fisură centrală solicitate axial. Datorită dificultății întâlnite în măsurarea lungimii fisurii la aceste probe, viteza de propagare a fisurii a fost calculată măsurând creșterea fisurii pe suprafețele exterioare ale probei și presupunând că fisura se propagă uniform pe toată grosimea probei. În figura 3 sunt prezentate rezultatele publicate de Crooker cu privire la efectul gradului de asimetrie asupra vitezei de propagare a fisurii în oțel martensitic de rezistență medie.

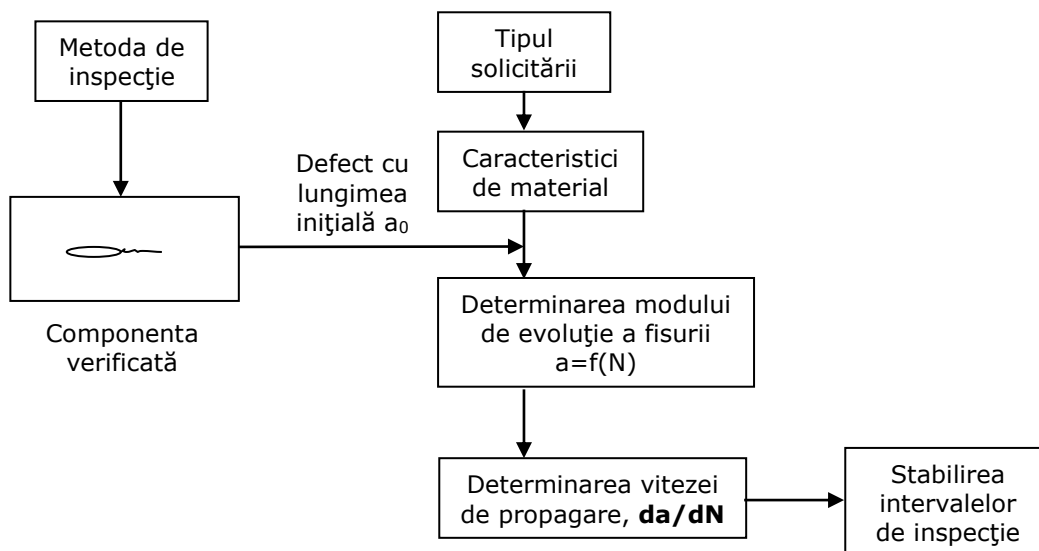


Fig. 1 – Schemă privind aplicarea conceptului de tolerarea defectelor în evaluarea structurilor mecanice

2. Efectul frecvenței de solicitare și a formei ciclurilor

În figura 4 este dată viteza de propagare a fisurii de oboseală în oțelul A36 pentru frecvențe de solicitare cuprinse în intervalul 6 – 3000 cicluri/min. Similar, au fost obținute date de propagarea fisurii în oțelul aliat 12Ni-5Cr-3Mo pentru frecvențe de solicitare în intervalul 6 – 600 cicluri/min. Rezultatele au arătat că viteza de propagare a fisurii de oboseală, la temperatura mediului ambiant, nu este influențată de frecvența ciclurilor de solicitare. De asemenea au fost obținute date despre propagarea fisurii de oboseală în oțelul 12Ni-5Cr-3Mo [4], la temperatura mediului ambiant, în cazul solicitării cu cicluri în formă sinusoidală, triunghiulară, patrată. Concluzia fiind că nici forma ciclului de solicitare nu influențează viteza de propagare a fisurii.

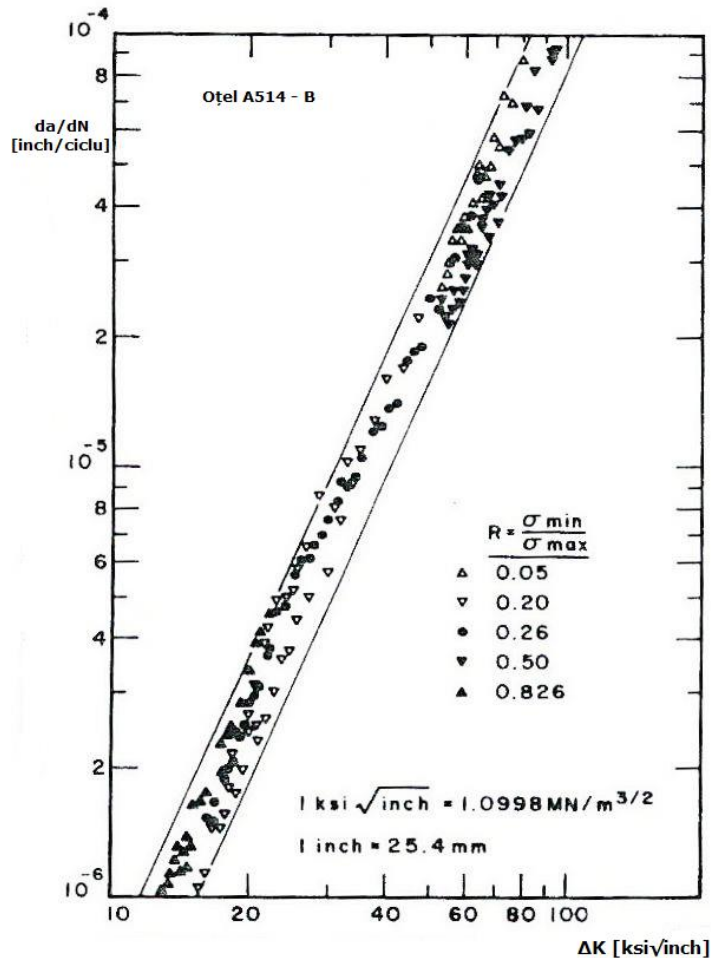


Fig. 2 – Viteza de propagare a fisurii de oboseală în funcție de variația factorului de intensitate a tensiunii pentru oțelul A514 – B, [2]

3. Efectul concentrării tensiunilor asupra vitezei de propagare a fisurii

Deoarece, forța de extindere a fisurii este reprezentată prin starea de tensiune de la vârful fisurii și factorul de intensitate a tensiunii, se poate presupune că viteza de propagare a fisurii de oboseală este controlată de variația factorului de intensitate a tensiunii. Prin urmare, viteza de propagare a fisurii în apropierea unei creștături poate fi calculată cu relația:

$$\frac{da}{dN} = A \cdot (\Delta K_{eff})^m \quad (2)$$

Unde: A și m – sunt constante de material

$$\Delta K_{eff} = k_t(a) \cdot \Delta \sigma \cdot \sqrt{a}$$

$\Delta \sigma$ – variația tensiunii

a – lungimea fisurii

$k_t(a)$ – factor de concentrare a tensiunii și este în funcție de lungimea fisurii

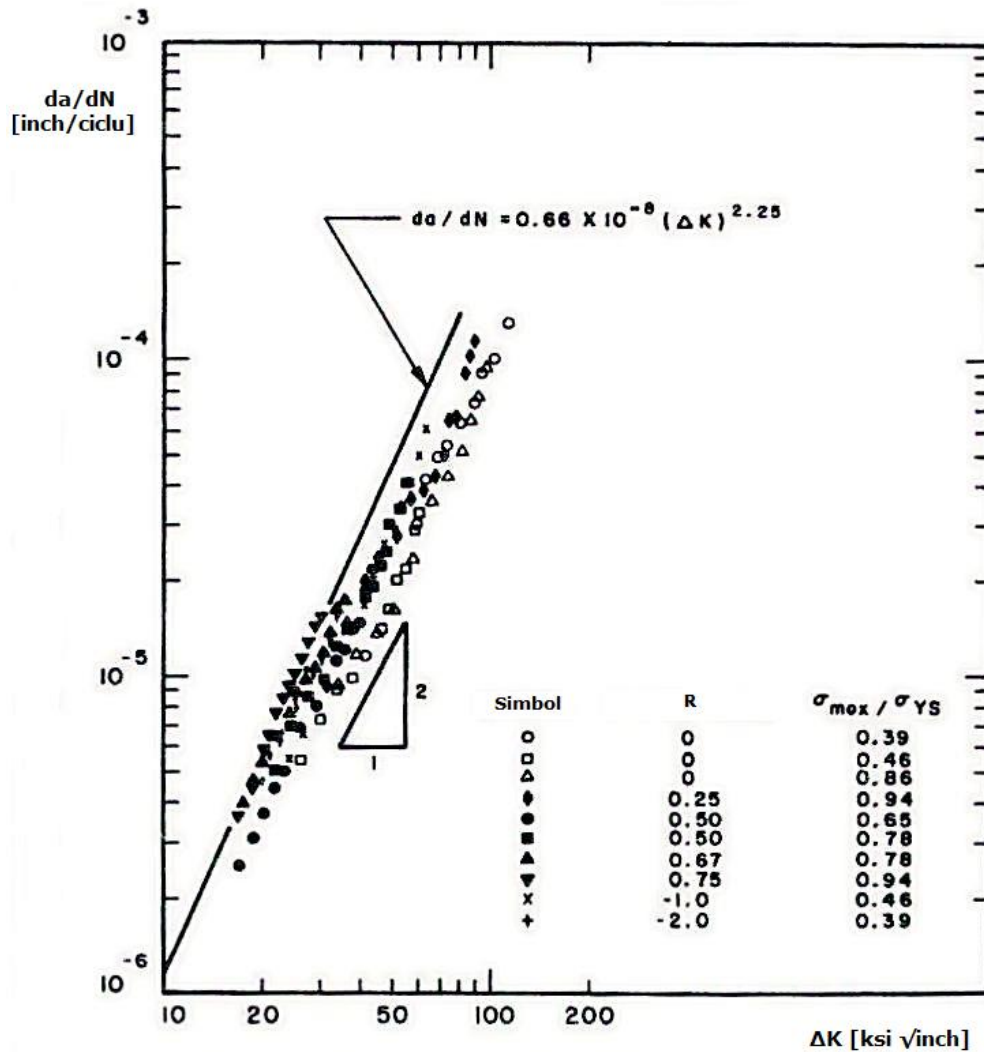


Fig. 3 – Efectul gradului de asimetrie asupra vitezei de propagare a fisurii în oțel martensitic de rezistență medie [3]

Pe baza a ceea ce s-a prezentat anterior cu privire la parametrii ce influențează în mod direct viteza de propagare a fisurii și ținând cont de faptul că propagarea fisurilor de oboseală este controlată de solicitarea aplicată componentelor, lucrarea de față dezvoltă în următoarele capitole un studiu amplu legat de **efectul tensiunii medii și a gradului de asimetrie, R, asupra vitezei de propagare a fisurii, da/dN.**

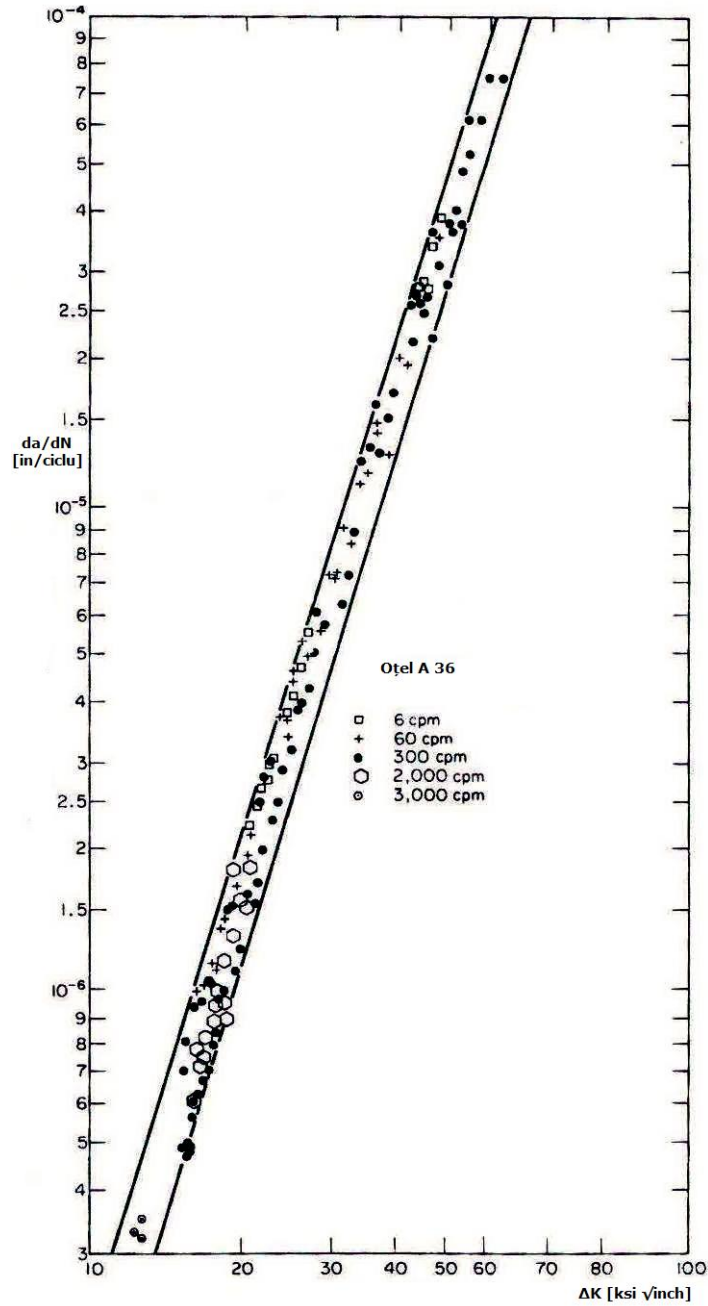


Fig. 4 – Efectul frecvenței de solicitare asupra vitezei de propagare a fisurii (cpm = cicluri/minut), [4]

2. STADIUL ACTUAL AL CERCETĂRILOR PRIVIND PROPAGAREA FISURILOR DE OBOSEALĂ

2.1. Introducere

Ruperile prin oboseală în structurile mecanice constituie o reală problemă tehnică. Începând cu secolul XIX au fost raportate o serie de avarii datorate oboselii materialelor și totodată au început primele investigații ale fenomenului de oboseală de către August Wöhler. Acesta a ajuns la concluzia că o sarcină, de valoare mult mai mică decât rezistența la rupere a materialului, aplicată unei structuri nu produce nici o degradare, dar aceeași sarcină dacă se repetă în timp poate conduce la o degradare a structurii. Cercetările în domeniu au evoluat, astfel că în secolul XX au fost propuse teorii pornind de la observația că repetarea unei sarcini aplicate poate duce la un mecanism de oboseală a materialului descris prin nucleația unei fisuri, urmată de propagarea fisurii până la ruperea finală (Fig. 1). De-a lungul timpului istoria structurilor ingineresti a fost marcată de numeroase avarii prin oboseală (explozia unor vase sub presiune, prăbușirea unor poduri, etc.) care deși nu au fost mediatizate au avut un impact economic răsunător.

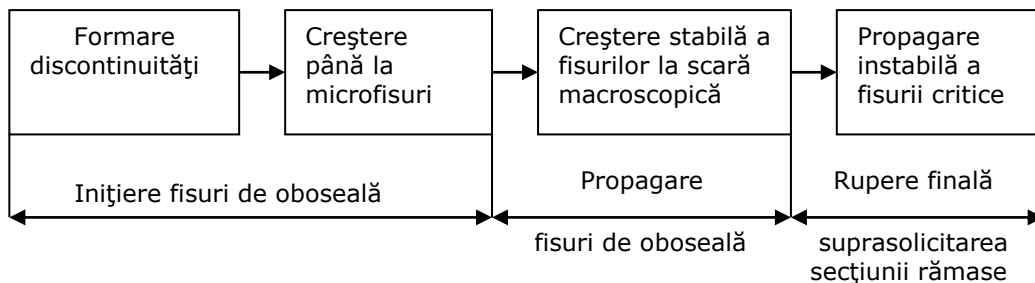


Fig. 1 – Procesul de inițiere și propagare a fisurii de oboseală

Inițierea fisurii trebuie înțeleasă ca un proces de rupere locală apărut, după aplicarea unui număr suficient de cicluri de solicitare, ca urmare a unor modificări structurale succesive ale metalului din zona respectivă. Procesul se dezvoltă sub acțiunea tensiunilor tangențiale maxime. El începe la nivelul rețelei cristaline și apoi în subzone ale graunților cristalini prin acumularea de defecte în linii și plane de alunecare. Evoluția se continuă la scara grăunțului cristalin, acolo unde unele dintre acumulările de defecte determină formarea de discontinuități și apoi creșterea acestora ca microfisuri. De-a lungul timpului s-au dezvoltat mai multe modele care explică inițierea fisurilor sub acțiunea solicitărilor variabile. Unul dintre acestea este modelul propus de Woods, [5] (Fig. 2). Conform acestui model în cursul fazei de încărcare se produc lunecări în anumite plane de lunecare preferențiale. La descărcare lunecarea are loc în sens invers, în alte plane paralele cu primele,

deoarece lunecarea din planele corespunzatoare încărcării este inhibată datorită ecrisării materialului și oxidării suprafețelor nou create. După anumite cicluri de solicitare se produc, în lungul planelor de lunecare extruziuni și intruziuni. Intruziunile se dezvoltă sub acțiunea solicitărilor variabile în microfisuri.

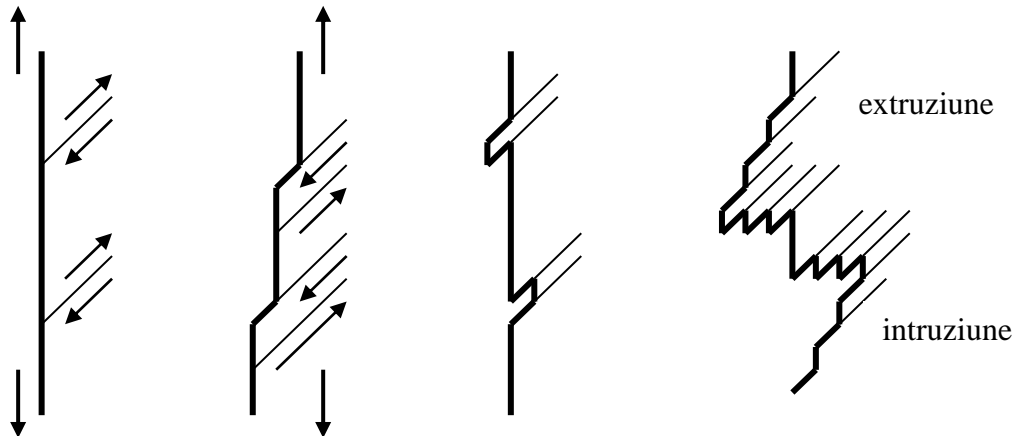


Fig. 2 – Procesul de inițiere a fisurii de oboseală

Ulterior, Kramer [6] a propus un alt mecanism de inițiere a fisurii de oboseală bazat pe ipoteza formării la suprafața piesei solicate ciclic a unui strat de înaltă densitate de dislocații în care, peste un anumit nivel de solicitare, se produce o suprapunere ar determina inițierea unei fisuri în stratul ecrisat. Teoria este în măsură să ofere o explicație pentru observațiile privind creșterea duratei de viață a pieselor solicate ciclic atunci când acestea sunt supuse unor polizări repetate ale suprafeței prin care se elimină straturile superficiale ecrisate.

În urma unor studii la nivel macroscopic privind condițiile de inițiere ale microfisurilor din creștături ascuțite având la vârf o rază de curbură ρ , foarte mică, Creager și Paris au stabilit expresiile tensiunilor din vecinătatea unei astfel de creștături pentru modul I de solicitare [7]:

$$\begin{aligned}\sigma_x &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos\frac{\theta}{2} \cdot \left(1 - \sin\frac{\theta}{2} \cdot \sin\frac{3\theta}{2}\right) - \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \frac{\rho}{2r} \cdot \cos\frac{3\theta}{2} \\ \sigma_y &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos\frac{\theta}{2} \cdot \left(1 + \sin\frac{\theta}{2} \cdot \sin\frac{3\theta}{2}\right) + \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \frac{\rho}{2r} \cdot \cos\frac{3\theta}{2} \\ \tau_{xy} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \sin\frac{\theta}{2} \cdot \cos\frac{\theta}{2} \cdot \cos\frac{3\theta}{2} - \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \frac{\rho}{2r} \cdot \sin\frac{3\theta}{2}\end{aligned}\quad (1)$$

Coordonatele r și θ precum și tensiunile care acționează pe un element de suprafață sunt indicate în Figura 3. În ecuațiile (1), K_I reprezintă factorul de intensitate a tensiunii existent la vârful unei fisuri având aceeași lungime cu creștătura considerată, pentru modul I de solicitare.

Tensiunea σ_y atinge valoarea maximă pentru $\theta=0$ și $r=\rho/2$, când devine:

$$\sigma_{\max} = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot \frac{K_I}{\sqrt{\rho}} \quad (2)$$

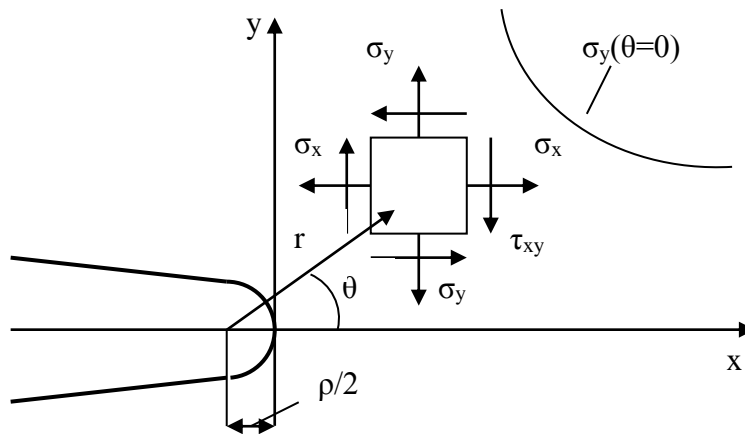


Fig. 3 – Reprezentarea în coordonate polare a stării de tensiune pentru un element de la vârful unei fisuri

Relația de mai sus sugerează că un parametru prin care se poate aprecia inițierea unei fisuri de oboseală poate fi raportul $K_I / \sqrt{\rho}$. Barteley consideră că există o valoare critică a acestui raport, $(K_I / \sqrt{\rho})_c$ sub care nu se poate iniția o fisură dintr-o creștătură sau un defect dat.

Propagarea fisurii este controlată de tensiunea normală maximă și are loc printr-un proces de deformare repetată și rupere în imediata vecinătate a vârfului fisurii. Rezultă o creștere lentă a fisurii, din aproape în aproape, numită propagare stabilă. Asemănător situației de la inițierea fisurilor, și în cazul procesului de propagare a fisurilor au putut fi identificate anumite etape, și anume: a) dezvoltarea microfisurilor până la dimensiuni comparabile cu ale unui grăunte sau grup de grăunți cristalini adiacenți; b) coalescența microfisurilor în macrofisuri și propagarea propriu-zisă a uneia sau mai multor macrofisuri până când una dintre acestea atinge dimensiunea critică.

Propagarea fisurilor rezultă prin formarea, creșterea și coalescența de microfisuri în cadrul unui proces care se desfășoară continuu în zona frontului fisurii principale de oboseală. Microfisurile se pot forma la vârful fisurii principale de oboseală sau în avans față de acesta; ele pot sau nu fi coplanare cu fisura principală de oboseală. De aceea, în concordanță cu observațiile experimentale, însuși frontul fisurii este privit ca o sumă de microfronturi cu poziții și orientări dependente atât de geometria și solicitarea corpului, cât și de mărimea și orientarea grăunților cristalini și de rezistența la propagare opusă de rosturile intercrystaline.

De regulă creșterea lungimii fisurii determină accelerarea procesului de fisurare. Există situații în care, datorită nivelului scăzut al solicitării, regimul de deformare de la vârful fisurii se stabilizează, iar procesul de propagare încetează. În general astfel de situații apar în cazul unor fisuri de dimensiuni mici, chiar microfisuri a căror oprire din propagare este favorizată de existența unor obstacole, cum ar fi limitele unor grăunți în care planele de alunecare au orientări nefavorabile.

Se definește astfel pragul de nepropagare a fisurii de oboseală, respectiv condiția de solicitare corespunzător căreia durata de viață la solicitări variabile este practic nelimitată, ΔK_{th} .

Ruperea finală are loc la atingerea de către una dintre fisuri a dimensiunii critice, moment în care se declanșează o rupere fragilă sau o rupere prin suprasolicitarea materialului din secțiunea rămasă.

2.2. Propagarea fisurilor de oboseală la solicitări cu amplitudine constantă

Evoluția unei fisuri în cursul propagării ei poate fi urmărită pe baza diagramei: lungimea fisurii, a – numărul de cicluri aplicat, N (Fig. 4).

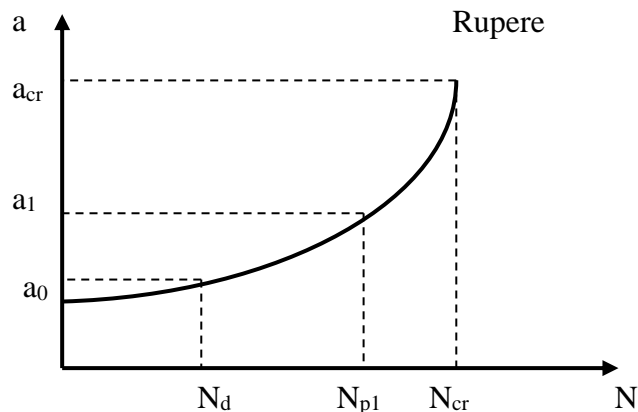


Fig. 4 – Diagrama de variație $a=f(N)$

Trasarea diagramei $a=f(N)$ constituie o problemă de bază în Mecanica Ruperii, deoarece pe baza acesteia se poate aprecia durata de viață a unui element de rezistență, sau a unei structuri în care s-a inițiat o fisură detectabilă. Astfel, pentru propagarea unei fisuri având lungimea inițială a_0 până la lungimea a_1 , numărul de cicluri necesar este N_{p1} . În funcție de tehnica experimentală folosită, lungimea fisurii inițiale, a_0 , poate să corespundă sau nu cu lungimea minimă a fisurii care poate fi detectabilă prin metode nedistructive, a_d .

Curbele de variație ale lungimii fisurii în funcție de numărul de cicluri se pot trasa pentru mai multe nivele ale tensiunii maxime la aceeași lungime a fisurii inițiale (Fig. 5) sau pentru mai multe lungimi ale fisurii inițiale la același nivel al tensiunii maxime (Fig. 6).

Parametrul de bază prin care se apreciază ruperea la oboseală este viteza de propagare a fisurii, da/dN , care reprezintă lungimea cu care se propagă fisura pe un ciclu de solicitare.

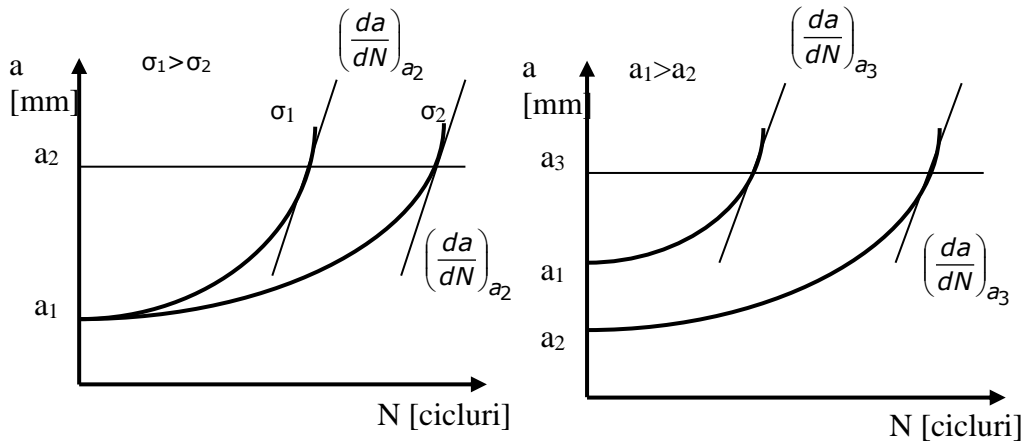


Fig. 5 – Diagrama $a=f(N)$ pentru $\sigma_1 > \sigma_2$

Fig. 6 – Diagrama $a=f(N)$ pentru $a_1 > a_2$

Pentru diferite lungimi ale fisurii viteza de propagare a acesteia se poate obține calculând panta diagramei $a=f(N)$. Din Figurile 5 și 6 se evidențiază că viteza de propagare a fisurii da/dN depinde de lungimea fisurii inițiale și de nivelul sau amplitudinea tensiunii aplicate, mărimi care intervin în expresia factorului de intensitate a tensiunii K . În principiu odată cu creșterea lungimii fisurii inițiale respectiv cu creșterea nivelului de solicitare crește viteza de propagare a fisurii de oboseală. Pe baza observației făcute anterior a apărut ideea că viteza de propagare a fisurii de oboseală poate fi corelată cu variația factorului de intensitate a tensiunii ΔK :

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K) \quad (3)$$

2.2.1. Corelații între viteza de propagare a fisurii și variația factorului de intensitate a tensiunii

Corelațiile între viteza de propagare a fisurii și variația factorului de intensitate a tensiunii se reprezintă la scară logaritmică sub forma unor diagrame $da/dN = f(\Delta K)$, (Fig. 7):

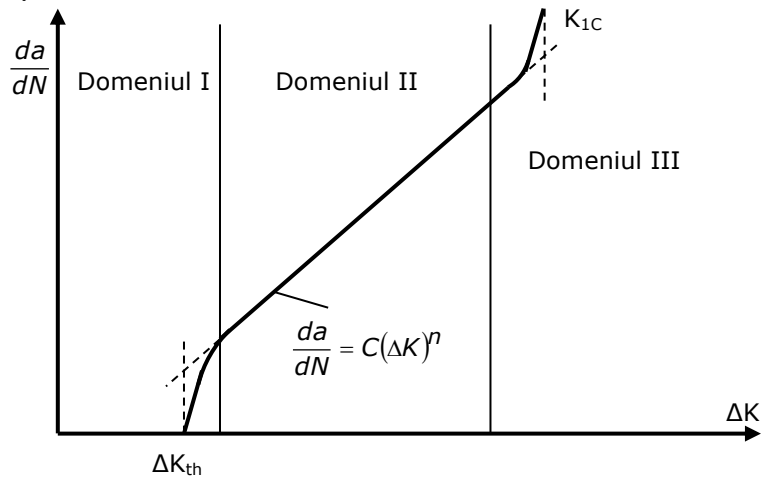


Fig. 7 – Diagrama de variație a vitezei de propagare a fisurii în funcție de variația factorului de intensitate a tensiunii

Diagrama din Figura 7 prezintă trei domenii sau trei stadii de propagare a fisurii de oboseală:

- Domeniul I care corespunde unor viteze de propagare de până la 10^{-8} m/ciclu. Viteza de propagare a fisurii scade, în acest domeniu, pe măsură ce se micșorează variația factorului de intensitate a tensiunii, până la valoarea lui ΔK_{th} . Pentru amplitudini ale solicitării sub valoarea lui ΔK_{th} , fisura nu se mai propagă. Factorii principali care influențează direct procesul de propagare a fisurii în acest domeniu sunt: microstructura, tensiunea medie a ciclului de solicitare precum și mediul de lucru. Corelația dintre viteza de propagare a fisurii și variația factorului de intensitate a tensiunii în acest domeniu este dată de ecuația lui Klesnil [8]:

$$\frac{da}{dN} = C_1 \cdot (\Delta K - \Delta K_{th})^{m_1} \quad (4)$$

unde C_1 și m_1 sunt constante de material.

În ceea ce privește valoarea lui ΔK_{th} în literatură sunt indicate o serie de relații de calcul după cum urmează:

a) după Barsom: $\Delta K_{th} = 7,03 \cdot (1 - 0,85 \cdot R)$

R – gradul de asimetrie al ciclului de solicitare

b) după Mc Evily: $\Delta K_{th} = \frac{1,2 \cdot \Delta K_{th0}}{1 + 0,2 \cdot \frac{1+R}{1-R}}$

unde ΔK_{th0} – este valoarea lui ΔK_{th} pentru $R=0$

c) după Klesnil și Lukas: $\Delta K_{th} = \Delta K_{th0} \cdot (1 - R)^{\gamma_0}$

γ_0 – constantă de material

- Domeniul II în care viteza de propagare este de ordinul $10^{-8} - 10^{-6}$ m/ciclu. Acesta se caracterizează prin faptul că propagarea fisurii de la un ciclu la altul are un caracter stabil. Pe acest domeniu microstructura are o influență redusă asupra vitezei de propagare a fisurii de oboseală, în schimb crește influența efectului combinat al tensiunii medii, frecvenței și mediului de lucru. În acest domeniu viteza de propagare a fisurii este corelată cu variația factorului de intensitate a tensiunii prin cunoscuta relație denumită „legea lui Paris”:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K)^n \quad (5)$$

unde $\Delta K = K_{\max} - K_{\min} = K(\sigma_{\max}) - K(\sigma_{\min})$ reprezintă variația factorului de intensitate a tensiunii

C, n – constante de material

Relația de mai sus utilizată pentru calculul vitezei de propagare pe domeniul I a fost contestată de critici întrucât nu lua în considerare gradul de asimetrie al ciclului de solicitare, R . În aceste condiții ecuația lui Paris capătă forma:

$$\frac{da}{dN} = C_1 \cdot [K_{\max} \cdot f(R)]^{n_1} \quad (6)$$

în care forma generală a funcției $f(R)$ este: $f(R) = 1 - R$, întrucât

$\Delta \sigma = \sigma_{\max} \cdot (1 - R)$

și deci $\Delta K = K_{\max} \cdot (1 - R)$. În literatura de specialitate sunt date mai multe expresii pentru funcția $f(R)$.

Walker introduce o funcție $f(R) = (1 - R)^\gamma$ în ipoteza conform căreia un ciclu de solicitare cu un grad de asimetrie oarecare R și K_{\max} poate fi înlocuit cu un ciclu pulsant care conduce la aceeași viteză de propagare a fisurii și pentru care: $\Delta K_{th0} = K_{\max} \cdot (1 - R)^\gamma$

unde γ este un coeficient de corecție care depinde de material.

Ținând cont de această ipoteză ecuația lui Paris devine:

$$\frac{da}{dN} = C_1 \cdot [\Delta K_{th0}]^{n_1} \quad (7)$$

Dacă se are în vedere expresia lui K_{\max} pentru un ciclu de solicitare

oarecare: $K_{\max} = \frac{\Delta K}{1 - R}$, ecuația capătă forma:

$$\frac{da}{dN} = C_1 \cdot \left[\frac{\Delta K}{(1 - R)^{1 - \gamma}} \right]^{n_1} = \frac{C_1}{(1 - R)^{n_1(1 - \gamma)}} \cdot \Delta K^{n_1} \quad (8)$$

notând $C = \frac{C_1}{(1 - R)^{n_1(1 - \gamma)}}$ și având în vedere că pantele curbelor da/dN

sunt aproximativ aceleași ($n_1 = n$) se ajunge la forma generală a ecuației lui Paris:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K)^n$$

- Domeniul III se caracterizează prin viteze de propagare mari ale fisurii de oboseală, fapt ce conduce la o extindere instabilă a acesteia. Fisura crește rapid de la un ciclu la altul până la atingerea lungimii critice a fisurii când se produce ruperea finală. În acest domeniu viteza de propagare a fisurii de oboseală este corelată cu variația factorului de intensitate a tensiunii prin ecuația propusă de Forman [8]:

$$\frac{da}{dN} = \frac{C \cdot (\Delta K)^n}{(1-R) \cdot K_C - \Delta K} \quad (9)$$

$\Delta K = K_{\max} - K_{\min}$ variația factorului de intensitate a tensiunii

K_C factorul critic de intensitate a tensiunii

R reprezintă gradul de asimetrie al ciclului de solicitare

2.2.2. Influența închiderii și deschiderii fisurii asupra vitezei de propagare a fisurilor de oboseală

Pentru calculul durabilității la solicitări variabile trebuie luat în considerare și efectul de închidere și respectiv deschidere a fisurii în cursul alternanței tensiunilor din cadrul unui spectru de solicitare. Pentru înțelegerea celor două aspecte, ce pot să apară în cursul propagării unei fisuri de oboseală, se analizează starea de tensiune și deformație la vârful fisurii pentru două valori extreme ale tensiunilor dintr-un ciclu, σ_{\max} și σ_{\min} (Fig. 8). Când tensiunea atinge valoarea maximă corespunzătoare punctului A, fisura este deschisă iar starea de tensiune este indicată în Fig. 9. În această situație la vârful fisurii predomină o stare de solicitare caracterizată prin tensiuni de întindere. La descărcare, atunci când tensiunea atinge valoarea minimă, datorită caracterului reversibil al deformațiilor elastice, enclava plastică de la vârful fisurii este supusă la compresiune de către materialul solicitat elastic din zona adiacentă, Fig. 10. Ca urmare a acestui fapt fisura se închide total sau parțial.

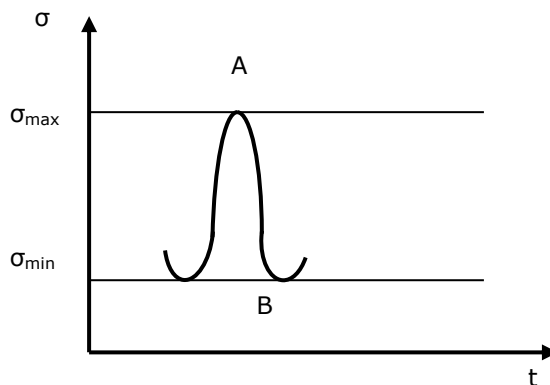


Fig. 8 – Ciclu de solicitare

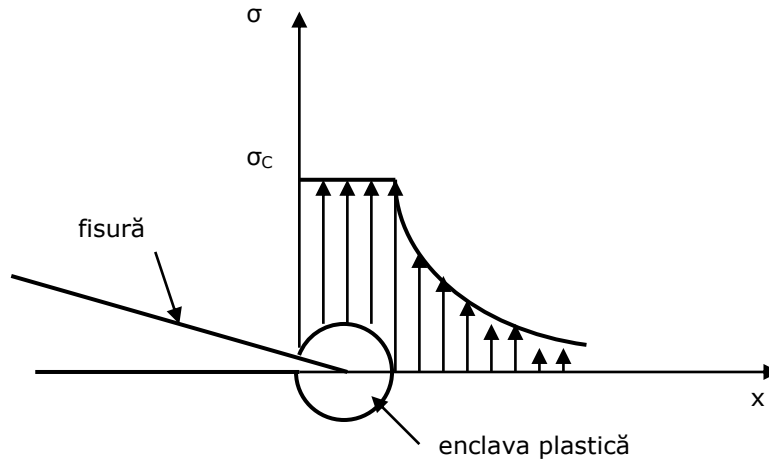


Fig. 9 – Starea de tensiune când fisura este deschisă

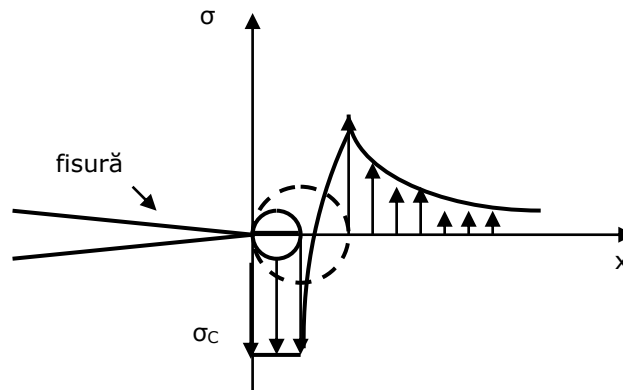


Fig. 10 – Starea de tensiune când fisura este închisă

În jurul anului 1970 Elber a sesizat că în cadrul unui ciclu de solicitare există o tensiune de închidere σ_{inch} de la care fisura începe să se închidă. Deschiderea fisurii se produce aproximativ la același nivel al tensiunilor la care s-a produs închiderea. Elber a observat închiderea fisurii măsurând deschiderea de la vârful fisurii (crack opening displacement - COD) între două puncte A și B pe o probă cu fisură centrală (Fig. 11). El a măsurat COD în funcție de tensiunea aplicată σ . Graficul COD- σ începe cu o porțiune neliniară până când $\sigma = \sigma_{op}$. Începând de la acest nivel graficul are o variație liniară. La descărcare de la σ_{max} la $\sigma = 0$ graficul COD- σ are aceeași variație ca și la încărcare. În cazul în care pe o probă se realizează o crestatură în schimbul unei fisuri de oboseală, nu mai apare zona deformată plastic iar graficul COD- σ are o variație liniară. Dacă fisura de oboseală și crestătura au aceeași lungime cele două porțiuni liniare ale graficului COD- σ sunt paralele, având aceeași pantă ceea ce indică aceeași rigiditate, Fig. 11. Fisura de oboseală trebuie să fie deschisă pe porțiunea liniară a graficului COD- σ . Pentru tensiuni σ mai mici decât σ_{op} panta porțiunii neliniare a graficului este mai mare, rigiditatea este mai mare iar proba se comportă ca și când fisura este mai

scurtă. Prin urmare are loc o închidere a fisurii dată de alungirea plastică în exces a materialului de la vârful fisurii.

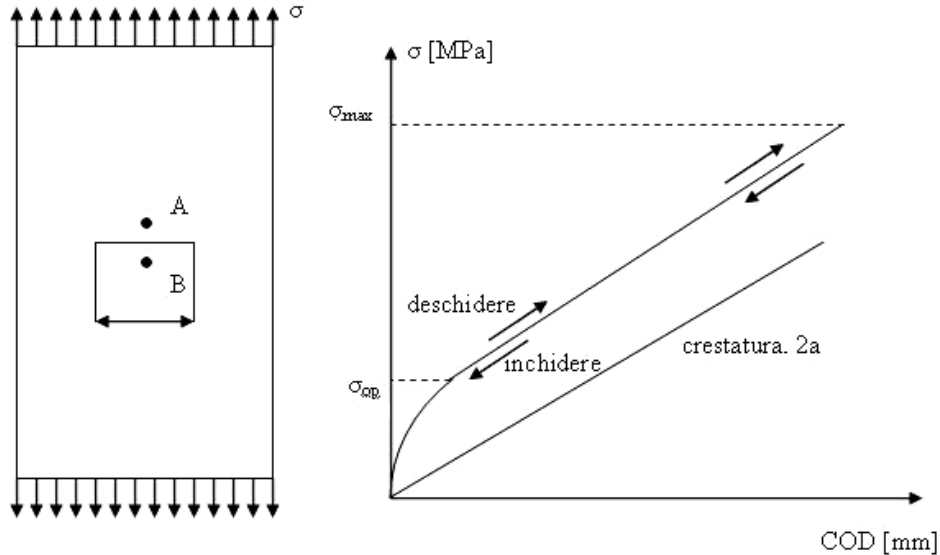


Fig. 11 – Măsurarea deschiderii la vârful fisurii

În timpul solicitării ciclice închiderea fisurii apare dacă $\sigma_{\min} < \sigma_{op}$, Fig. 12. Fisura este parțial sau total închisă la σ_{\min} și începe să se deschidă odată cu tensiunea $\sigma = \sigma_{op}$. Tensiunea la care fisura începe să se închidă, σ_{cl} , este aproximativ egală cu tensiunea la care fisura începe să se deschidă, σ_{op} . Diferența dintre cele două tensiuni poate să apară datorită acurateții măsurătorilor deoarece cele două nivele ale tensiunii se află la tranziția de la porțiunea neliniară la cea liniară a graficului COD- σ , Fig. 11. Un aspect important de reținut este faptul că starea de tensiune de la vârful fisurii definită prin factorul de intensitate K este prezentă atâta timp cât fisura este deschisă. Odată cu închiderea fisurii starea de tensiune de la vârful fisurii nu mai este așa de mult prezentă. Cu alte cuvinte are loc o variație a stării de tensiune pe durata deschiderii fisurii. Elber a propus că variația încărcării probei determină o deschidere a fisurii numai dacă fisura este deschisă. Astfel, el definește o variație efectivă a stării de tensiune, $\Delta\sigma_{eff}$, Fig. 12.

$$\Delta\sigma_{eff} = \sigma_{\max} - \sigma_{op} \quad (10)$$

Prin urmare variația factorului de intensitate a tensiunii efectiv va fi:

$$\Delta K_{eff} = \beta \cdot \Delta\sigma_{eff} \cdot \sqrt{\pi a} \quad (11)$$

Conform conceptului lui Elber viteza de propagare a fisurii depinde de ΔK_{eff} :

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K_{eff}) \quad (12)$$

Această relație include efectul gradului de asimetrie, R , deoarece revenirea zonei deformată plastic depinde de σ_{\min} și în consecință zona deformată plastic de la vârful fisurii depinde de R . Elber a efectuat încercări pe un aliaj de Al (2024-T3) și a observat faptul că σ_{op} este aproximativ constant pe durata unei încercări de oboseală. Observațiile experimentale implică faptul că σ_{op} este independentă de

lungimea fisurii, a , și este dependentă doar de ciclul de solicitare aplicat. În urma perfectării încercărilor, Elber a definit un raport U :

$$U = \frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K} \quad (13)$$

în care ΔK este o parte din variația factorului de intensitate a tensiunii care contribuie la deschiderea fisurii. Încercările de închidere a fisurii realizate de Elber pe probe din aliaj de Al au indicat faptul ca raportul U depinde de gradul de asimetrie R . Încercările au fost făcute pentru cicluri de solicitare cu grade de asimetrie, R , cuprinse între valorile $-0,1$ și $0,7$ și a descris rezultatele încercărilor printr-o ecuație de forma:

$$U = 0,5 + 0,4 \cdot R \quad (14)$$

$$\Delta K_{eff} = (0,5 + 0,4 \cdot R) \cdot \Delta K \quad (15)$$

Ecuția dată de Elber nu poate fi valabilă pentru valori negative ale gradului de asimetrie, R , sub valoarea -1 . Acest lucru poate fi arătat considerând raportul σ_{op}/σ_{max} .

$$\frac{\sigma_{op}}{\sigma_{max}} = \frac{\sigma_{max} - \Delta\sigma_{eff}}{\sigma_{max}} = 1 - \frac{U \cdot \Delta\sigma}{\sigma_{max}} = 1 - \frac{U \cdot (\sigma_{max} - \sigma_{min})}{\sigma_{max}} = 1 - U \cdot (1 - R) \quad (16)$$

$$\frac{\sigma_{op}}{\sigma_{max}} = 0,5 + 0,1 \cdot R + 0,4 \cdot R^2 \quad (17)$$

Raportul σ_{op}/σ_{max} este reprezentat în figura 12 în funcție de R . Graficul indică faptul că σ_{op} crește pentru valori negative ale lui R ceea ce este fizic ireal. Pentru $R=-1$ ecuația lui Elber conduce la $\sigma_{op}/\sigma_{max}=0,8$ și $U=0,1$. Fisura va fi deschisă doar pe 10% din ciclul de solicitare și $\Delta\sigma_{eff}$ va fi foarte mic ceea ce nu este adevărat. Prin urmare a fost propusă în Referința [12] o funcție cu o comportare mai reală a tensiunii σ_{op} pentru valori negative ale lui R :

$$U = 0,55 + 0,33 \cdot R + 0,12 \cdot R^2 \quad (18)$$

$$\frac{\sigma_{op}}{\sigma_{max}} = 0,45 + 0,22 \cdot R + 0,21 \cdot R^2 + 0,12 \cdot R^3 \quad (19)$$

Această ecuație este de asemenea reprezentată în Figura 12 care arată o continuă scădere a tensiunii σ_{op} odată cu scăderea gradului de asimetrie, R . Această tendință de scădere are loc datorită faptului că pentru o anumită valoare a tensiunii σ_{max} , o valoare mică a gradului de asimetrie implică o tensiune σ_{min} mai mică și de asemenea o tensiune medie mai mică, σ_m . Ecuția a fost verificată prin încercări de propagare a fisurilor în Referința [13] pentru valori ale lui R cuprinse în intervalul -1 și $0,54$.

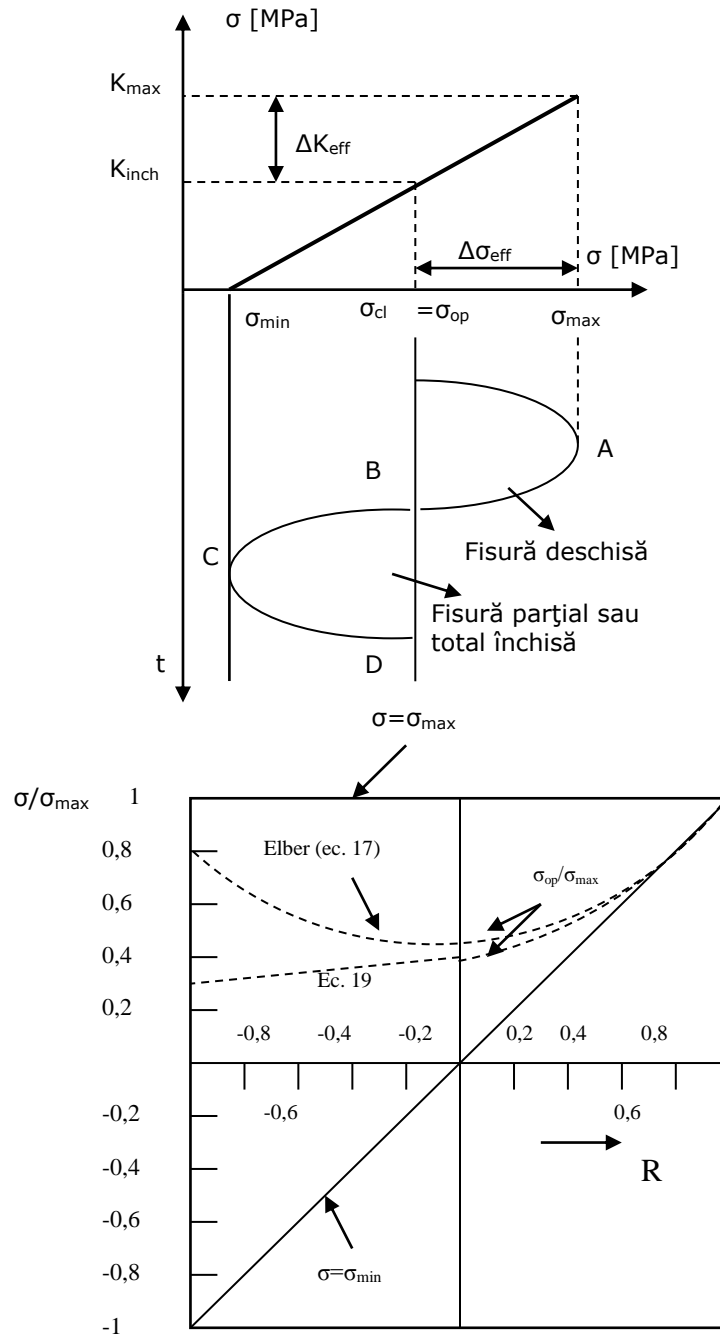


Fig. 12 – Procesul de închidere și deschiderea fisurii

2.3. Propagarea fisurilor de oboseală la solicitări cu amplitudine variabilă

2.3.1. Considerații generale privind propagarea fisurilor de oboseală la solicitări cu amplitudine variabilă

Cele mai multe elemente și structuri din ingineria mecanică sunt supuse la solicitări variabile cu amplitudine variabilă în timp, Fig. 13.

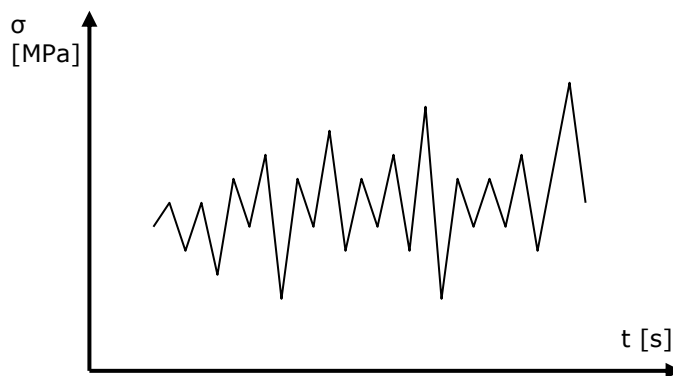


Fig. 13 - Spectru de solicitare cu amplitudine variabilă

La asemenea solicitări trebuie știut faptul că ΔK nu prezintă o creștere continuă odată cu creșterea lungimii fisurii. Interacțiunea alternanței tensiunilor dintr-un asemenea ciclu de solicitare are o influență deosebită asupra vitezei de propagare a fisurii de oboseală. Modificarea, în unele cazuri, foarte rapidă a sarcinilor are ca efect o variație aproape instantanee a lui ΔK între niște limite extrem de largi.

Cel mai simplu spectru cu amplitudine variabilă este spectrul la care apare un vârf de sarcină (Fig. 14).

În Fig. 14 se prezintă influența unei suprasolicitări asupra extinderii unei fisuri de oboseală curba 2, comparativ cu spectrul care are amplitudinea constantă, curba 1. Zona deformată plastic de la vârful fisurii induce un câmp de tensiuni remanente a căror tendință constă într-o retardare a deschiderii fisurii la o solicitare crescătoare.

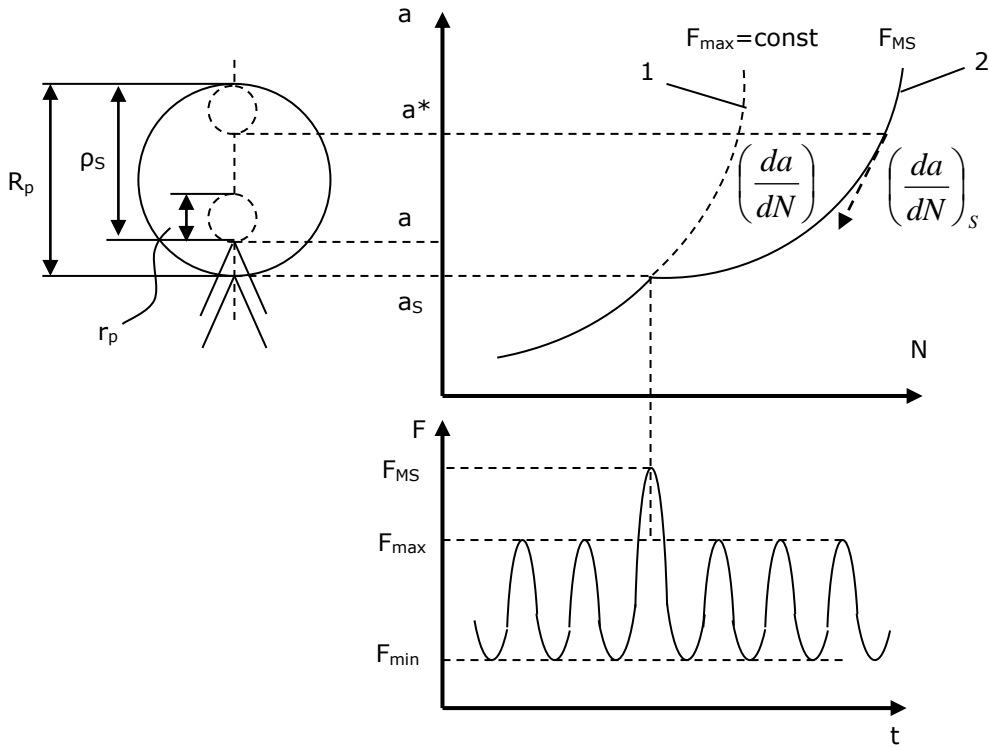


Fig. 14 - Spectru de solicitare la care apare un vârf de tensiune

Dacă solicitarea nu este periodică acest efect este puternic influențat de starea deformațiilor plastice localizate la vârful fisurii. Wheeler a demonstrat că o suprasarcină are ca efect o retardare a fisurii de oboseală (curba 2 din Figura 14). Astfel prezența unui vârf de solicitare conduce la o diminuare importantă a vitezei de propagare a fisurii, comparativ cu situația în care acest vârf de solicitare nu ar exista. În condițiile în care vârful de solicitare nu ar exista, fisura progresa în prezența unei enclave plastice cu raza r_p , egală cu:

$$r_p = \frac{K_{\max}^2}{2\pi\sigma_C^2} \quad (20)$$

K_{\max} – factorul de intensitate a tensiunii calculat pentru forța maximă, F_{\max} .
În momentul aplicării suprasarcinii, având intensitatea F_{MS} , raza enclavei plastice devine:

$$R_p = \frac{K_{MS}^2}{2\pi\sigma_C^2} \quad (21)$$

O fisură pe lungime arbitrară a , trebuie să înainteze de această dată printr-o zonă deformată plastic de rază: $\rho_s = R_p - (a - a_s)$ până când $\rho_s = r_p$ și când lungimea fisurii devine:

$$a = a_S + \frac{K_{MS}^2 - K_{\max}^2}{2\pi\sigma_C^2} \quad (22)$$

Când fisura atinge lungimea a , calculată cu relația de mai sus, viteza de propagare a acesteia nu mai este influențată de stările anterioare produse de vârful de solicitare. Efectul de întârziere se explică astfel prin existența unei zone deformată plastic cu dimensiuni mult mai mari din cauza vârfului de solicitare care modifică esențial nivelul tensiunilor remanente de compresiune de la vârful fisurii.

Pornind de la acest aspect Wheeler aduce o altă corecție ecuației lui Paris:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K)^n \cdot \left(\frac{r_p}{\rho_S}\right)^\beta \quad (23)$$

Întârzierile în propagarea fisurilor au fost observate în încercări cu spectre de solicitare cu amplitudine constantă dar cu vârfuri de solicitare. Vârfurile de solicitare ce apar într-un spectru de încărcare se mai numesc și supraîncărcări (overloadings, OL). În Figura 15 este prezentată o curbă de propagare a fisurii pentru un spectru de solicitare cu trei vârfuri de supraîncărcare. După fiecare vârf de supraîncărcare apare o întârziere semnificativă a propagării fisurii de oboseală.

Durata de propagare a fisurii pentru spectrul de solicitare cu amplitudine constantă considerat a fost stabilită la un număr de 100 kc. Pentru același spectru de solicitare dar cu prezența celor trei vârfuri de supraîncărcare durata de propagare a fisurii a fost de aproape 500 kc. Aceste întârzieri ale propagării fisurii sunt în general atribuite plasticității induse de închiderea fisurii. Fenomenul de închidere a fisurii este o consecință a alungirii plastice a materialului din spatele frontului fisurii. Acest fenomen induce închiderea fisurii pentru tensiuni pozitive destul de mari. O creștere a tensiunii de deschidere a fisurii, σ_{op} , reduce variația efectivă a factorului de intensitate a tensiunii, ΔK_{eff} . O valoare mică a lui ΔK_{eff} explică întârzierea propagării fisurii. Vârfurile de încărcare prezente în spectrul din Fig. 15 produc zone deformate plastic relativ mari și ca rezultat apar mai multe închideri ale fisurii în momentul în care vârful fisurii penetrează aceste zone.

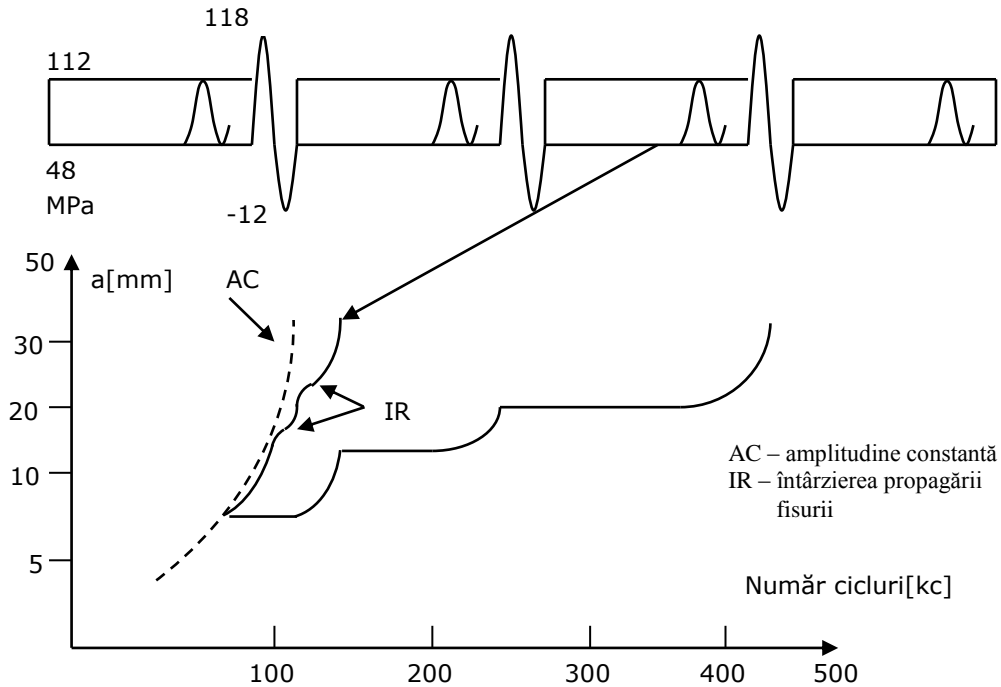


Fig. 15 – Efectul vârfurilor de supraîncărcare asupra propagării fisurii de oboseală pe probe din aliaj de Al – 2024-T3

Acest concept a fost confirmat prin încercări efectuate de către Arkema [14]. Măsurările închiderii fisurii au fost făcute pentru spectre de solicitare cu amplitudine constantă ($R=0,67$) cu un singur vârf de supraîncărcare, Figura 16. Întârzierea cauzată de vârful de supraîncărcare poate fi ușor observată pe curba de propagare a fisurii. Măsurările de închidere a fisurii au fost făcute înainte de aplicarea vârfului de supraîncărcare și au indicat o tensiune $\sigma_{op}=62$ MPa. Imediat după aplicarea vârfului de tensiune, σ_{op} a fost redus la aproximativ 45 MPa deoarece vârful de încărcare deschide fisura prin plasticitatea de la vârful fisurii. Măsurările de închidere a fisurii au fost făcute după o perioadă de propagare a fisurii indicând o semnificativă creștere a tensiunii σ_{op} peste tensiunea σ_{min} a spectrului de solicitare cu amplitudine constantă. Ca rezultat, reducerea variației tensiunii efective, $\Delta\sigma_{eff}$, determină întârzierea propagării fisurii. Scăzând gradual σ_{op} spre valoarea σ_{min} , întârzierea propagării fisurii dispăre deoarece nu mai are loc închiderea fisurii pe parcursul solicitării cu amplitudine constantă.

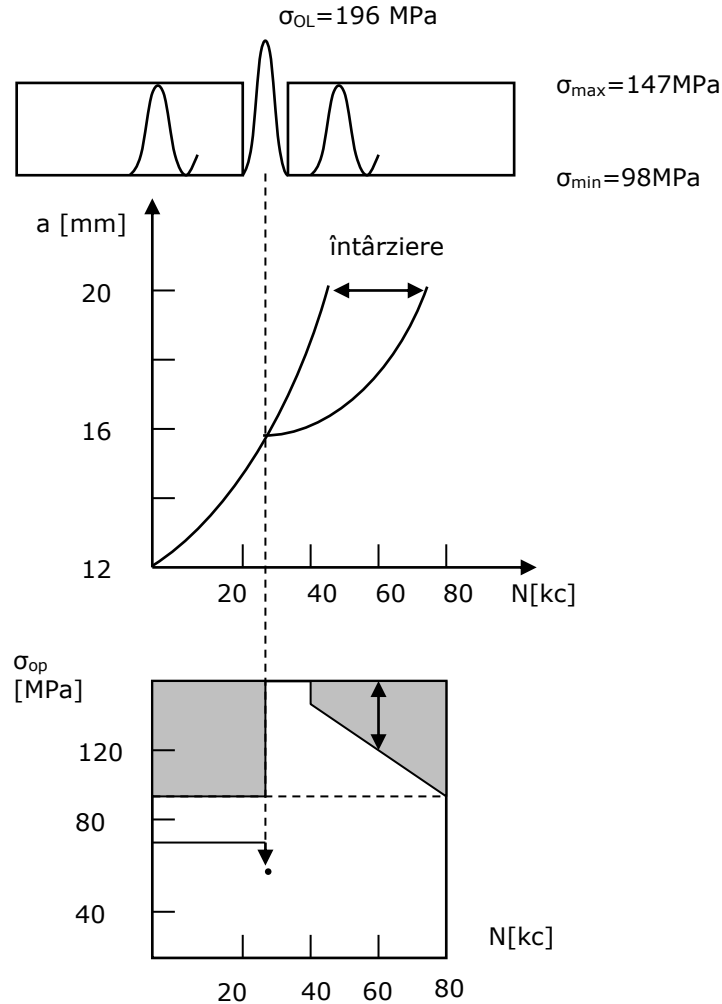


Fig. 16 – Întârzierea propagării fisurii după un vârf de supraîncărcare și relația cu σ_{op} [14]

2.3.2. Efectul grosimii probei asupra propagării fisurilor de oboseală sub acțiunea solitărilor cu amplitudine variabilă

Întârzierea propagării fisurii după un vârf de supraîncărcare depinde de mărimea zonei deformată plastic deoarece închiderea fisurii este indusă de plasticitatea de la vârful fisurii datorată vârfului de supraîncărcare. Mărimea zonei deformată plastic este diferită pentru starea plană de deformare față de starea plană de tensiune. Într-o placă subțire starea de tensiune de la vârful fisurii este predominant o stare plană de tensiune, pe când, într-o placă groasă predomină o

stare plană de deformare. Prin urmare, este de așteptat ca efectele de întârziere să fie diferite pentru fisuri de oboseală într-o placă subțire și una groasă. Acest lucru a fost confirmat de Mills și Hertzberg [15] (Fig. 17).

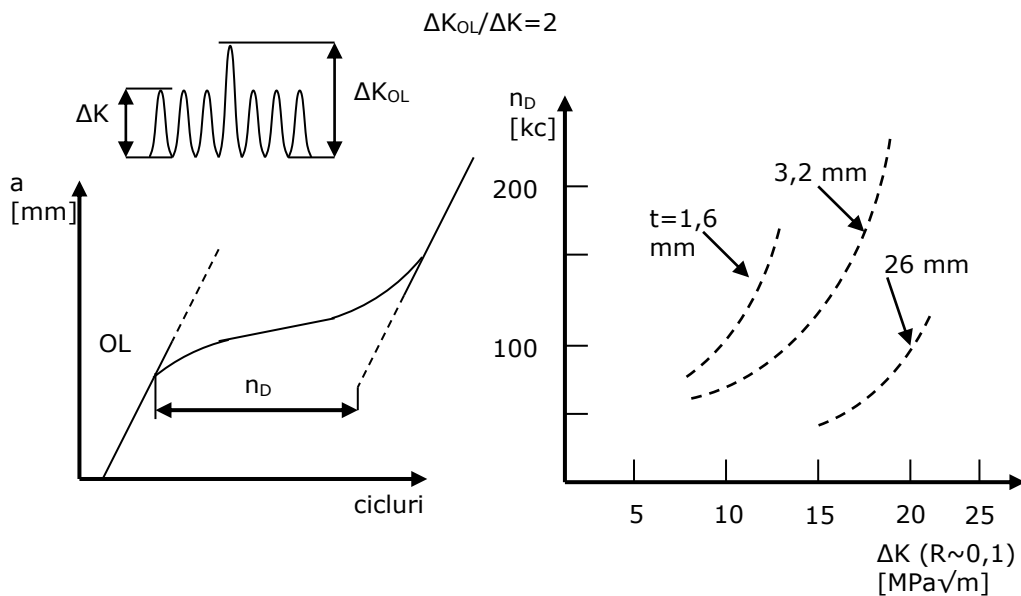


Fig. 17 – Efectul grosimii materialului asupra întârzierii propagării fisurii după un singur vârf de supraîncărcare

Aceștia au făcut încercări de propagare a fisurilor pentru cicluri de solicitare cu $R=0,1$ și păstrând constant ΔK și de asemenea $\Delta\sigma$. Aceasta implică faptul că σ_{\max} și σ_{\min} sunt reduse continuu simultan în timpul propagării fisurii păstrând constantă valoarea R . Ca rezultat al păstrării ΔK constant se observă o viteză de propagare a fisurii de oboseală constantă iar curba de propagare a fisurii, $a(N)$, este o linie dreaptă. Introducerea în spectrul de solicitare cu ΔK constant a unui vârf de supraîncărcare determină o reducere a propagării fisurii pe perioada cât durează întârzierea fisurii. Perioada de întârziere a propagării fisurii de oboseală poate fi definită prin numărul de cicluri n_D , (Fig. 17). În urma interpretării rezultatelor se pot desprinde două tendințe: a) Perioada de întârziere pentru un ΔK dat este mai mare cu cât proba este mai subțire. b) Perioada de întârziere crește odată cu creșterea vârfurilor de supraîncărcare.

2.3.3. Efectul blocurilor de cicluri de supraîncărcare asupra propagării fisurilor de oboseală

Așa cum s-a arătat, un vârf de supraîncărcare determină o considerabilă întârziere a propagării fisurii. Prin urmare s-a observat că mai multe cicluri cu vârfuri de supraîncărcare determină o întârziere mai mare în propagarea fisurii de oboseală. Pentru a arăta acest lucru Dahl și Roth [16] au făcut mai multe încercări

cu ΔK constant adoptând aceeași perioadă de întârziere a propagării fisurii definită de Mills și Hertzberg (Fig. 18). Rezultatele au arătat că perioada de întârziere a propagării fisurii este cu atât mai mare cu cât vârfurile de tensiune sunt mai mari. Important de reținut este faptul că un număr mai mare de cicluri cu vârfuri de tensiune determină o creștere a perioadei de întârziere a propagării fisurii. Mai multe cicluri cu vârfuri de tensiune vor determina o zonă deformată plastic mai mare în jurul fisurii. Explicația este bazată pe mecanismul de închidere a fisurii (Elber).

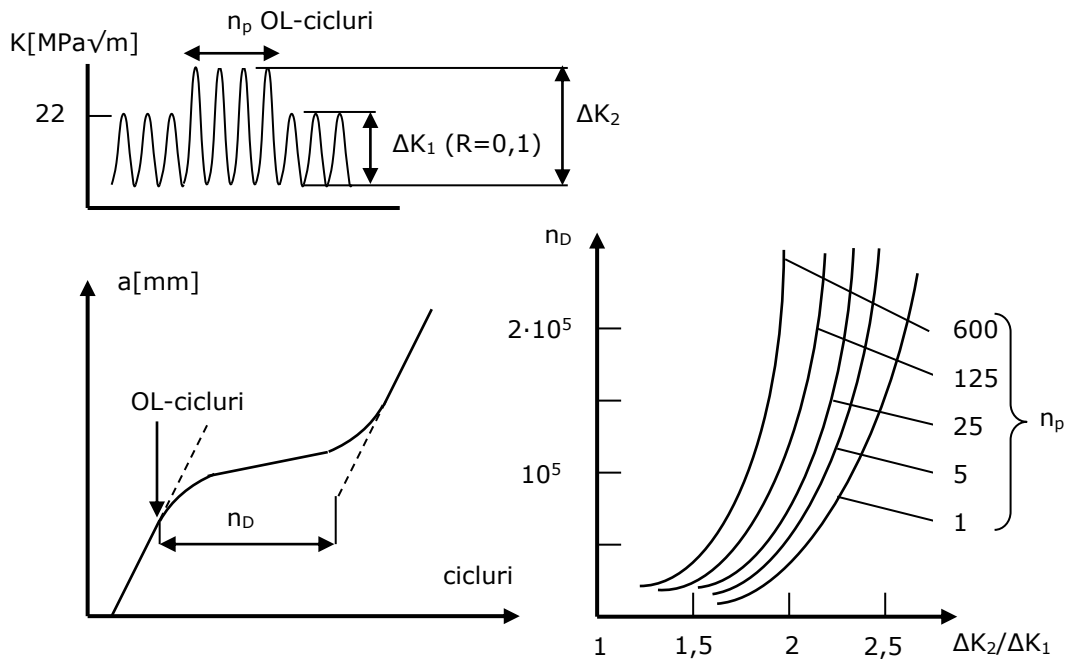


Fig. 18 – Efectul numărului de cicluri de supraîncărcare asupra perioadei de întârziere a propagării fisurii de oboseală

2.4. Stadiul actual al cercetărilor privind influența tensiunii medii și a gradului de asimetrie asupra vitezei de propagare a fisurilor de oboseală

2.4.1. Considerații generale privind influența tensiunii medii și a gradului de asimetrie asupra propagării fisurilor de oboseală

Viteza de propagare a fisurii este influențată de valoarea tensiunii medii. Particularitățile generale ale influenței tensiunii medii asupra propagării fisurii de

oboseală rezultă din figura 19. Gradul de asimetrie definit în acest caz prin factorii de intensitate a tensiunii $R=K_{\min}/K_{\max}=\sigma_{\min}/\sigma_{\max}$ devine parametru principal astfel încât dacă factorul mediu de intensitate a tensiunii crește, crește și viteza de propagare a fisurii în toate cele trei domenii ale diagramei; curba sigmoidă este deplasată la stânga și totodată se restrânge porțiunea dreaptă reprezentată prin domeniul II. Creșterea vitezei de propagare este relativ mică pe domeniul II în timp ce ea devine importantă pe domeniul III, fiind controlată de tenacitatea la rupere, K_C . Efectul tensiunii medii modifică și valoarea de prag, ΔK_{th} , care scade pe măsură ce R crește.

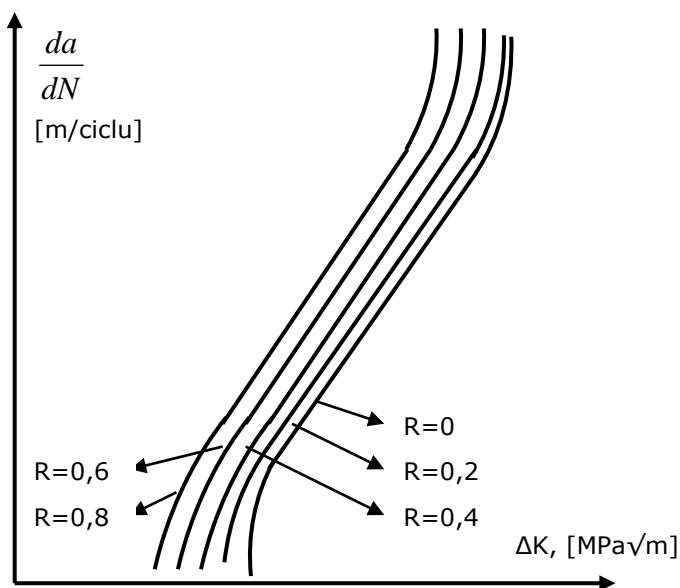


Fig. 19 – Influența gradului de asimetrie asupra vitezei de propagare a fisurii

Cercetările cu privire la efectul tensiunii medii asupra propagării fisurilor de oboseală descrise în literatură, pot fi împărțite în două categorii. Cercetări din prima categorie care atribuie o legătură între apariția închiderii fisurii și viteza de propagare a fisurii și aici se poate aminti cea mai cunoscută ecuație ce descrie efectul tensiunii medii asupra propagării fisurilor propusă de Elber. Cea de-a doua categorie constă din ecuații rezultate direct din date de propagare a fisurilor pentru diferite tensiuni medii. Un exemplu în acest caz este ecuația lui Walker [17]. Nivelul tensiunii medii este deseori asociat cu propagarea fisurii și este caracterizat prin gradul de asimetrie, R , definit ca:

$$R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} = \frac{K_{\min}}{K_{\max}} \quad (24)$$

Prin urmare deseori se folosește termenul de „efectul gradului de asimetrie” și atunci când se face referire la efectul tensiunii medii asupra propagării fisurilor de oboseală.

Elber a observat că închiderea fisurii poate fi principalul motiv pentru care viteza de propagare a fisurii variază odată cu gradul de asimetrie al ciclului, R .

Închiderea fisurii poate fi cauzată de tensiuni de compresiune, rugozitatea suprafețelor fisurii sau deformațiile plastice de la vârful fisurii. La un nivel ridicat al tensiunii medii, cu un grad de asimetrie mare, cea mai mare parte a fisurii este deschisă pe durata ciclului de solicitare, astfel că o mare parte a ciclului de solicitare contribuie la propagarea fisurii. Referitor la acest lucru Elber propune pentru aliajul de Al 2024-T3 o variație efectivă a factorului de intensitate a tensiunii, dată de relația:

$$\Delta K_{eff, Elber} = K_{max} - K_{op} = (0,5 + 0,4 \cdot R) \cdot \Delta K \quad (25)$$

pentru $-0,1 \leq R \leq 0,7$. K_{max} și K_{op} sunt factorul maxim de intensitate a tensiunii și respectiv factorul de intensitate a tensiunii corespunzător tensiunii de deschidere a fisurii. Pentru $R = -0,1$, Schijve [12] a modificat relația dată de Elber:

$$\Delta K_{eff, Schijve} = [0,55 + (0,45 - \alpha) \cdot R + \alpha \cdot R^2] \cdot \Delta K \quad (26)$$

Pentru $\alpha = 0,12$ ecuația lui Schijve poate fi aplicată la aliajul de Al 2024-T3 pentru $-1 \leq R \leq 1$.

Din ecuația (25) rezultă $\Delta K(R=0) = 2K_{eff, Elber}$. Folosind această relație în ecuația (25) pentru a elimina $K_{eff, Elber}$, se obține $\Delta K/\Delta K (R=0) = 0,5/(0,5+0,4R)$.

Presupunând $\Delta K (R=0) = \Delta K_{Walker}$, ecuația poate fi reprezentată în Fig. 20.

O altă abordare ce descrie efectul tensiunii medii asupra propagării fisurilor de oboseală a fost sugerată de Walker [17]. El a propus o variație efectivă a tensiunii la $R = 0$, $\Delta \sigma_{walker}$, pentru propagarea fisurii iar ruperea prin oboseală a componentelor nefisurate depinde de tensiunea maximă, σ_{max} , și gradul de asimetrie al ciclului de solicitare, R :

$$\Delta \sigma_{Walker} = (1 - R)^\gamma \cdot \sigma_{max} \quad (27)$$

Exprimând σ_{max} în funcție de variația tensiunii și gradul de asimetrie al ciclului se obține:

$$\sigma_{max} = \frac{\Delta \sigma}{1 - R},$$

iar ecuația (27) devine:

$$\Delta \sigma_{Walker} = \frac{\Delta \sigma}{(1 - R)^\gamma} \quad (28)$$

sau folosind variația factorului de intensitate a tensiunii:

$$\Delta K_{Walker} = \frac{\Delta K}{(1 - R)^\gamma} \quad (29)$$

Pentru valori pozitive ale gradului de asimetrie, R , exponentul γ are valori cuprinse între 0,3 și 0,8. Când o fisură este închisă, o parte din ciclul de solicitare ce acționează pe durata cât fisura este închisă nu contribuie la propagarea acesteia. Presupunând că închiderea fisurii se datorează tensiunilor de compresiune, doar K_{max} produce propagarea fisurii pentru $R \leq 0$. Acest comportament este obținut considerând exponentul Walker (γ) ca fiind zero:

$$\Delta K_{Walker} = \frac{\Delta K}{1 - R} = K_{max} \quad (30)$$

Pentru a raporta datele la grade de asimetrie arbitrare, ecuația Walker trebuie aplicată de două ori ca și cum ΔK_{Walker} ar fi substituit:

$$\Delta K(R) = \left(\frac{1-R}{1-R_1} \right)^{1-\gamma} \cdot \Delta K(R_1) \quad (31)$$

unde R este gradul de asimetrie la care au fost obținute datele de propagare a fisurii, R₁ este gradul de asimetrie al ciclului de solicitare considerat. În această formă Ecuația (31) poate fi aplicată doar dacă ambele grade de asimetrie, R și R₁, sunt ≥ 0 sau dacă ambele sunt ≤ 0. Această restricție este dată de schimbarea lui γ la R = 0. Scriind Ec. (31) într-o formă mai generală se obține:

$$\Delta K(R) = \begin{cases} \left(\frac{1-R}{1-R_1} \right)^{(1-\gamma)} \cdot \Delta K(R_1) & \text{dacă } R_1 > 0 \text{ și } R > 0 \\ \frac{1-R}{(1-R_1)^{(1-\gamma)}} \cdot \Delta K(R_1) & \text{dacă } R_1 > 0 \text{ și } R < 0 \\ \frac{(1-R)^{1-\gamma}}{1-R_1} \cdot \Delta K(R_1) & \text{dacă } R_1 < 0 \text{ și } R > 0 \\ \frac{1-R}{1-R_1} \cdot \Delta K(R_1) & \text{dacă } R_1 < 0 \text{ și } R < 0 \end{cases} \quad (32)$$

unde se presupune că γ(R < 0) = 0.

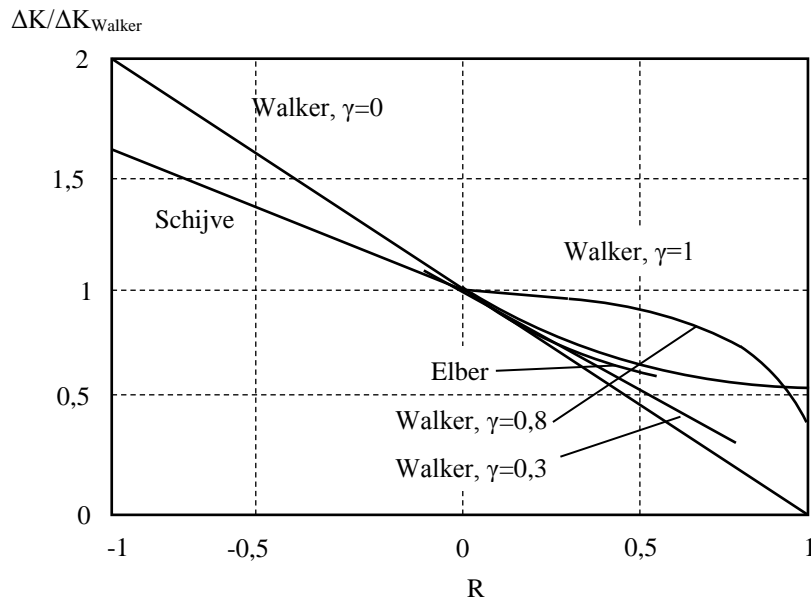


Fig. 20 – Reprezentarea grafică a ecuațiilor lui Elber și Schijve

Metodă de determinare a exponentului lui Walker prin regresie liniară

Dacă efectul tensiunii medii asupra vitezei de propagare a fisurii de oboseală este exprimat prin ecuația lui Walker, este necesar determinarea exponentului Walker. Acesta poate fi calculat cunoscând modul de propagare a fisurii pentru cel puțin două nivele diferite ale tensiunii medii. Totuși, datorită benzii largi de

dispersie a datelor este recomandabil a se cunoaște date de propagare a fisurii pentru mai multe nivele ale tensiunii medii.

Prin logaritizarea ecuației (29) se obține următoarea relație liniară:

$$\log \Delta K(R) = \log \Delta K_{Walker} + (1 - \gamma) \cdot \log(1 - R) \quad (33)$$

$$\text{sau} \\ \gamma(x) = a + b \cdot x \quad (34)$$

în care $\gamma = \log \Delta K(R)$, $x = \log(1 - R)$, $a = \log \Delta K_{Walker}$ și $b = (1 - \gamma)$. Dacă se cunoaște propagarea fisurii pentru $R \geq 0$ sau $R \leq 0$, exponentul γ poate fi determinat aplicând metoda mediei pătratice. Întrucât $\Delta K(R)$ se modifică când R devine negativ și exponentul Walker trebuie modificat. Prin urmare metoda mediei pătratice trebuie modificată pentru a obține o curbă continuă. Pentru o mai bună precizie este necesar determinarea a două curbe de interpolare, una pentru $R \geq 0$ și una pentru $R \leq 0$, care se intersectează la $R = 0$ [18]. Acest lucru poate fi realizat prin îndeplinirea următoarei condiții:

$$\sum_i^n [y_i - y_1(x_i)]^2 + \sum_j^n [y_j - y_2(x_j)]^2 = \min \quad (35)$$

în care $y_1(x) = a + b \cdot x$ și $y_2(x) = a + c \cdot x$, indicele i se aplică pentru $R \leq 0$ și indicele j se aplică pentru $R \geq 0$. Prin derivare parțială în raport cu a , b și c se obține un sistem de ecuații liniare din care se poate determina a , b și c și deci ΔK_{Walker} , $\gamma(R \leq 0)$ și $\gamma(R \geq 0)$.

$$\begin{bmatrix} n+m & \sum_i^n x_i & \sum_j^m x_j \\ \sum_i^n x_i & \sum_i^n x_i^2 & 0 \\ \sum_j^m x_j & 0 & \sum_j^m x_j^2 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} a \\ b \\ c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sum_i^n y_i + \sum_j^m y_j \\ \sum_i^n x_i y_i \\ \sum_j^m x_j y_j \end{bmatrix} \quad (36)$$

2.4.2. Influența gradului de asimetrie asupra propagării fisurilor de oboseală folosind doi parametri unitari ca forță de extindere a fisurii

Pe parcursul ultimelor patru decenii un real efort a fost depus cu privire la studiul propagării fisurilor de oboseală și dezvoltarea unor modele de predicție în acest sens. Cea mai utilizată relație în calculele de estimare a duratei de viață pe baza propagării fisurilor de oboseală, este ecuația lui Paris. Cu toate acestea o problemă de bază a ecuației lui Paris este cuantificarea efectului tensiunii medii, sau cu alte cuvinte, eficacitatea aparentă pe baza variației factorului de intensitate a tensiunii aplicat, ΔK_{apl} , este influențată de gradul de asimetrie al ciclului de solicitare, R .

În anul 1971, Elber a modificat variația factorului de intensitate a tensiunii aplicat, ΔK_{apl} , introducând mecanismul de închidere a fisurii pentru a caracteriza efectul gradului de asimetrie asupra propagării fisurilor de oboseală. Convingerea

contemporană este că mecanismul de închidere a fisurii poate explica efectul tensiunii medii asupra propagării fisurilor de oboseală. Rezultatele experimentale au arătat că forța de deschidere a fisurii, F_{op} , depinde de locația măsurării raportată la vârful fisurii și de tehnica aplicată. În general, măsurătorile închiderii fisurii în puncte îndepărtate de vârful fisurii dau o valoare mai mică a forței de deschidere a fisurii în comparație cu măsurătorile efectuate în puncte din apropierea vârfului fisurii. Kujawski, Donald și Paris au observat că folosind un model pe baza închiderii fisurii, diagramele de propagare a fisurilor de oboseală nu pot fi corelate în apropierea regiunii de prag, în cazul aliajelor de Al. Prin urmare, cercetările în domeniu au încercat utilizarea unor metode alternative, cum ar fi utilizarea a doi parametri de extindere a fisurii, factorul maxim de intensitate a tensiunii aplicat, $K_{max,apl}$, și variația factorului de intensitate a tensiunii aplicat, ΔK_{apl} , pentru analiza propagării fisurilor de oboseală. Cei doi parametri de extindere a fisurii explică efectul gradului de asimetrie, R , asupra vitezei de propagare a fisurii. Totuși, modelele ce iau în considerare acești doi parametri de extindere a fisurii pot fi aplicate doar pentru grade de asimetrie ridicate și nu pot explica influența solicitărilor de compresiune ale spectrului de încărcare asupra vitezei de propagare a fisurilor.

Unul din modelele de calcul pe baza celor doi parametri de extindere a fisurilor de oboseală este modelul UniGrow, prezentat de G. Glinka și S. Mikheevskiy. Modelul a fost realizat pe baza conceptului lui Neuber, prin care materialul real poate fi modelat ca un ansamblu de blocuri de materiale sau particule elementare de o dimensiune finită, ρ^* . Ideea de blocuri de materiale elementare a fost adoptată și de Forsyth [19] în urma observațiilor microscopice ale frontului fisurii de oboseală. Potrivit lui Forsyth "caracteristicile micro-structurale ale metalelor cauzează ruperea fisurii de front în segmente asociate blocurilor elementare, având un anumit grad de independență, dar aflându-se sub influența generală a fisurii macroscopice din care fac parte". Ipoteza materialului elementar presupune ca reacția efectivă la oboseală a materialului, precum și starea de tensiune/deformație de la vârful fisurii să corespundă situației în care fisura ar avea un vârf tocit cu raza la vârf ρ^* . Prin urmare se poate face o modelare a fisurii acceptând că aceasta ar fi o creastătură cu raza la vârf ρ^* așa cum apare în Fig. 21:

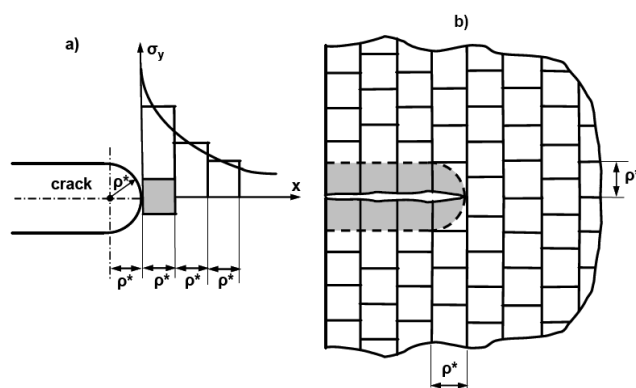


Fig. 21 - Geometria la vârful fisurii și modelul materialului eterogen; a) geometria vârfului fisurii și distribuțiile continue și eterogene ale tensiunii; b) modelul materialului eterogen

Modelul propus are la bază următoarele ipoteze:

- Materialul este alcătuit din blocuri elementare de o dimensiune finită ρ^* . Dimensiunea ρ^* reprezintă o dimensiune a blocului elementar de material sub care materialul nu mai poate fi considerat continuu, Fig. 21.
- Fisura de oboseală este considerată o creștătură având raza la vârf ρ^* .
- Proprietățile macroscopice ale materialului utilizate în model sunt: curba ciclică a tensiunii - deformației - Ramberg-Osgood [20] și curba rezistenței deformației la oboseală - Manson-Coffin [21].
- Propagarea fisurii de oboseală este cauzată de creșteri succesive ale fisurii ce pot fi considerate ca reinițieri ale fisurii de oboseală pe distanța ρ^* .
- Numărul de cicluri N_f necesare deteriorării materialului pe distanța ρ^* poate fi obținut din curba lui Manson-Coffin combinată cu parametrul de degradare la oboseală Smith-Watson-Topper (SWT) [22] în condițiile unei stări de tensiune maximă la vârful fisurii:

$$D = \sigma_{\max} \cdot \frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{(\sigma_f')^2}{E} (2N)^{2b} + \sigma_f' \cdot \varepsilon_f' (2N)^{b+c} \quad (37)$$

- Viteza de propagare a fisurii de oboseală poate fi determinată prin relația:

$$\frac{da}{dN} = \frac{\rho^*}{N} \quad (38)$$

Pentru determinarea vitezei de propagare a fisurii de oboseală este necesar să se determine tensiunea maximă la vârful fisurii σ_{\max} și variația deformației specifice $\Delta \varepsilon$.

Datorită complexității analizei tensiunilor și deformațiilor elasto-plastice produse de o sarcină ciclică, întregul proces a fost realizat utilizând o abordare în două etape. În prima fază s-a făcut o analiză linear-elastică a stării de tensiune și deformație utilizând soluții de Mecanica Ruperii pentru fisuri tocite, iar în cea de-a doua fază rezultatele analizei linear-elastice a stării de tensiune/deformație de la vârful fisurii au fost folosite pentru a determina starea elasto-plastică a tensiunilor respectiv deformațiilor din zona vârfului fisurii.

În analiza linear-elastică a fost utilizată o soluție generală obținută de Creager și Paris [23], ce ia în calcul sarcina aplicată, geometria și dimensiunea fisurii. Soluția Creager - Paris [23] a fost obținută pentru așa numitele fisuri tocite având raza la vârful fisurii ρ^* mai mică decât adâncimea fisurii 'a'. Tensiunea medie asupra fiecarui bloc elementar (Fig. 22), determinată utilizând soluția Creager - Paris poate fi exprimată prin:

$$\sigma_{y,i}^{-e} = \frac{K \cdot \psi_{y,i}}{\sqrt{2\pi\rho^*}} \quad (39)$$

$\psi_{y,1}=1,633$, $\psi_{y,2}=0,8967$, $\psi_{y,3}=0.6773$, $\psi_{y,4}=0,5641$

O expresie asemănătoare poate fi obținută pentru tensiunea σ_x :

$$\sigma_{x,i}^{-e} = \frac{K \cdot \psi_{x,i}}{\sqrt{2\pi\rho^*}} \quad (40)$$

$\psi_{x,1}=0,4376$, $\psi_{x,2}=0,5287$, $\psi_{x,3}=0.4814$, $\psi_{x,4}=0,4378$

Se observă că tensiunea medie $\sigma_{x,1}^e$ de la vârful fisurii, corespunzătoare primului bloc de material este de aproape patru ori mai mică decât tensiunea medie $\sigma_{y,1}^e$. Prin urmare tensiunea medie în apropierea vârfului fisurii într-un corp în care predomină o stare plană de tensiune, este aproape monoaxială.

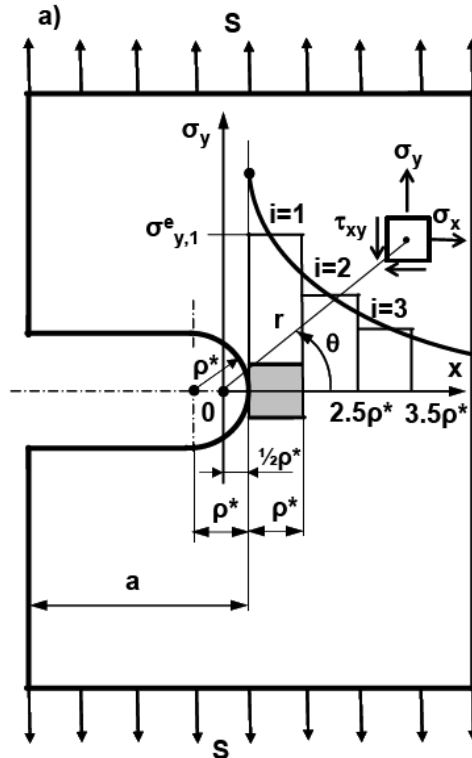


Fig. 22 – Model de fisură pentru tensiunile și deformațiile liniar – elastice din apropierea vârfului fisurii

Tensiunea maximă $\sigma_{\max,1}^e$ și variația tensiunii $\Delta\sigma_1^e$ asupra primului bloc de material elementar, necesare analizelor ulterioare, au fost stabilite utilizând formulele:

$$\sigma_{\max,1}^e = \frac{1,633 \cdot K_{\max}}{\sqrt{2\pi\rho^*}} \quad \text{și} \quad \Delta\sigma_1^e = \frac{1,633 \cdot \Delta K}{\sqrt{2\pi\rho^*}} \quad (41)$$

Tensiunea teoretică sau pseudo liniar-elastică $\sigma_{\max,1}^e$ și variația tensiunii $\Delta\sigma_1^e$ au fost utilizate în determinarea stării elasto-plastice efectivă a tensiunii/deformației de la vârful fisurii pentru primul bloc de material elementar.

Scopul analizei elasto-plastice a tensiunii/deformației este de a determina tensiunile reziduale cauzate de deformația plastică reversibilă din zona vârfului

46 Stadiul actual al cercetărilor privind propagarea fisurilor de oboseală - 2

fisurii și tensiunea/deformația efectivă rezultată asupra primului material elementar ($i=1$) produsă de sarcina externă. Tensiunea și deformația maximă la vârful fisurii cauzate de tensiunile pseudo elastice din ecuațiile (41) pot fi stabilite din legea Neuber și graficul tensiunii – deformației Ramberg-Osgood.

$$\begin{cases} \frac{1}{E} \left(\frac{K_{\max,1} \cdot 1,633}{\sqrt{2\pi\rho^*}} \right)^2 = \sigma_{\max,1} \cdot \varepsilon_{\max,1} \\ \varepsilon_{\max,1} = \frac{\sigma_{\max,1}}{E} + \left(\frac{\sigma_{\max,1}}{K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \end{cases} \quad (42)$$

Variațiile tensiunilor și deformațiilor la vârful fisurii pot fi stabilite de asemenea din legea lui Neuber.

$$\begin{cases} \frac{1}{E} \left(\frac{\Delta K \cdot 1,633}{\sqrt{2\pi\rho^*}} \right)^2 = \Delta\sigma_1 \cdot \Delta\varepsilon_1 \\ \frac{\Delta\varepsilon_1}{2} = \frac{\Delta\sigma_1}{2E} + \left(\frac{\Delta\sigma_1}{2K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \end{cases} \quad (43)$$

Ecuațiile de mai sus permit determinarea tensiunilor și deformațiilor elasto-plactice la vârful fisurii cauzate de o inversiune a sarcinii reprezentată de variația

factorului de intensitate a tensiunii ΔK . Tensiunea efectivă locală maximă $\sigma_{\max,1}$ și

coeficientul deformației ε_1 permit stabilirea din ecuația (37) a numărului de cicluri N necesare ruperii materialului pe distanța ρ^* , iar din ecuația (38) putem determina viteza de propagare instantanee a fisurii de oboseală, da/dN . Formula finală a vitezei de propagare a fisurii de oboseală este exprimată în ecuația următoare:

$$\frac{da}{dN} = C \left[(K_{\max,tot})^p \cdot (\Delta K_{tot})^{1-p} \right]^\gamma \quad (44)$$

$$\text{unde: } C = 2\rho^* \left[\frac{1,633^2}{2^{\frac{n'+1}{n'}} \cdot \sigma_f \varepsilon_f \pi E \rho^*} \right]^{\left(\frac{1}{b+c} \right)} ; \quad p = \frac{n'}{n'+1} ; \quad \gamma = -\frac{2}{b+c} \text{ - departe de zona}$$

ΔK_{th} .

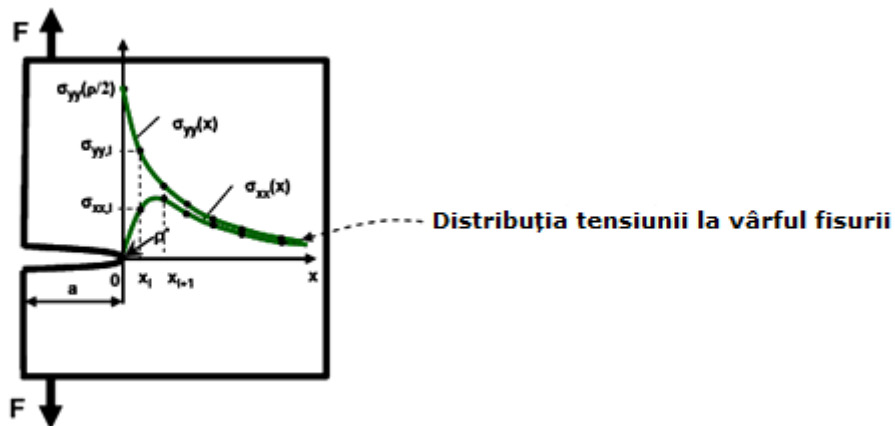
$$C = 2\rho^* \left[\frac{1,633^2}{4 \cdot \sigma_f^2 \pi \rho^*} \right]^{\left(\frac{1}{2b}\right)} ; \rho = 0,5 ; \gamma = -\frac{1}{b} - \text{în apropierea zonei } \Delta K_{th}$$

Din păcate, parametrul 'p' nu este constant și variază între cele două limite menționate anterior. Mărimea sa depinde de nivelul deformației plastice dinaintea vârfului fisurii. Cu toate acestea, s-a constatat că deformațiile maxime dinaintea unui vârf de fisură în extindere, ce corespund unei sarcini maxime erau predominant plastice, pe când variațiile deformației au o influență semnificativă asupra deformațiilor elastice. În consecință, a fost testat un amestec de exponenți, cu scopul de a obține un set de valori ale exponenților care să reprezinte întregul, chiar dacă acest lucru ar presupune aproximarea curbei de propagare a fisurii de oboseală. Următoarea formulă de propagare a fisurii de oboseală a fost utilizată, în final, în analizele privind propagarea fisurilor de oboseală:

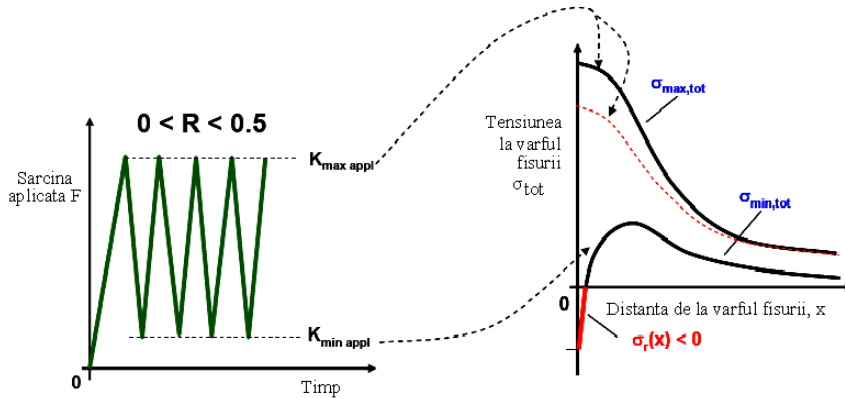
$$\frac{da}{dN} = C \left[(K_{max,tot})^p \cdot (\Delta K_{tot})^{0,5} \right]^\gamma \quad (45)$$

$$\text{unde: } \rho = \frac{n'}{n'+1} ; \gamma = -\frac{1}{b}$$

Ecuatiile (44) și (45) sunt valabile atâ timp cât factorii de intensitate a tensiunii sunt legați în mod unic de tensiunile și deformațiile la vârful fisurii. Din păcate, deformațiile elasto-plastice ciclice ale materialului în zona vârfului fisurii cauzează tensiuni reziduale de compresiune $\sigma_r(x)$ care trebuie explicate utilizând formulele (44) și (45). În Fig. 23 - a,b sunt prezentate diagrame schematice ce arată distribuția tensiunii înaintea vârfului fisurii ce corespunde nivelurilor de sarcină maximă, respectiv minimă. S-a descoperit că explicarea efectului tensiunilor reziduale de compresiune din zona vârfului fisurii era echivalentă cu reducerea tensiunilor maxime la vârful fisurii, așa cum arată linia punctată din Fig. 23 - b.



a)



b)

Fig. 23 – a,b - Distribuțiile liniar elastice ale tensiunii dinaintea unui vârf de fisură tocită, sarcina ciclică aplicată și reacția simulată a tensiunii elasto-plastice dinaintea vârfului fisurii.

Prin urmare, factorii de intensitate a tensiunii ce explică existența tensiunilor reziduale de compresiune, au fost utilizați în final sub forma ecuațiilor (46):

$$K_{max, tot} = K_{max, appl} - K_r \quad (46)$$

$$\Delta K_{tot} = \Delta K_{appl} - K_r$$

Efectul tensiunii reziduale de compresiune trebuie exprimat prin prisma factorului de intensitate a tensiunii K_r calculat pentru distribuția tensiunii reziduale $\sigma_r(x)$ (Fig. 23 - b) prin aplicarea metodei funcției greutate.

$$K_r = \int_0^a \sigma_r(x) \cdot m(a, x) dx \quad (47)$$

Metoda funcției greutate pentru calculul factorilor de intensitate a tensiunii și funcțiile de greutate relevante sunt discutate în Referința [24].

Astfel, singurul parametru necunoscut în formula (44) îl reprezintă mărimea blocului materialului elementar ρ^* .

Pentru a determina mărimea materialului elementar ρ^* sunt necesare date privind creșterea limitată a fisurii de oboseală. Acestea sunt: variația factorului de intensitate a tensiunii de prag, ΔK_{th} , și variația tensiunii corespunzătoare nivelului de prag, $\Delta \sigma_{th}$. Se înțelege că fisura de oboseală nu se propagă pentru o variație a factorului de intensitate a tensiunii egală cu valoarea de prag, ΔK_{th} , deoarece variația tensiunii la vârful fisurii este egală sau mai mică decât $\Delta \sigma_{th}$. Datorită faptului că $\Delta \sigma_{th}$ este mai mică decât limita de elasticitate a materialului, poate fi aplicată analiza elastică a tensiunii/deformației. Astfel, cele două proprietăți ale materialului pot fi exprimate folosind soluția Creager - Paris sub forma relației (48):

$$\frac{-a}{\Delta\sigma_{th}} = \frac{\Delta K_{th} \cdot 1,633}{\sqrt{2\pi\rho^*}} \quad (48)$$

Dimensiunea blocului de material elementar poate fi determinată ulterior ca:

$$\rho^* = \frac{1,633^2}{2\pi} \cdot \left(\frac{\Delta K_{th}}{-a} \right)^2 \quad (49)$$

Dimensiunea blocului de material elementar din ecuația (49) este în acest caz apropiată de bine-cunoscutul parametru ce rezultă din diagrama Kitagawa [25]. Dacă se dă curba experimentală $da/dN=f(\Delta K)$ pentru un anumit grad de asimetrie al ciclului, R, parametrul ρ^* poate fi determinat prin găsirea unei relații (49) valabilă pentru setul de date experimentale.

Curba ce exprimă propagarea fisurii de oboseală, determinată pe baza ecuației (45), teoretic este valabilă pentru toate gradele de asimetrie, prin urmare, datele de propagare a fisurii de oboseală obținute pentru diferite grade de asimetrie sau diferite valori ale tensiunii medii ar trebui să formeze o singură curbă atunci când sunt exprimate în funcție de parametrul de extindere a fisurii dat de relația:

$$\Delta K = K_{max,tot}^D \cdot \Delta K_{tot}^{0,5} \quad (50)$$

Verificarea modelului UniGrow prezentat s-a făcut pe mai multe date de propagare a fisurilor de oboseală în aliajul de Al, 2024-T351 [26-27] și oțelul aliat 4340 [28-29], prezentate în diagrame $da/dN = f(\Delta K_{apl})$ (Fig. 24 și 26). Toate datele au fost reanalizate folosind ecuațiile (42), (43), (45), (46) și (47) și au fost reprezentate folosind ecuația (45).

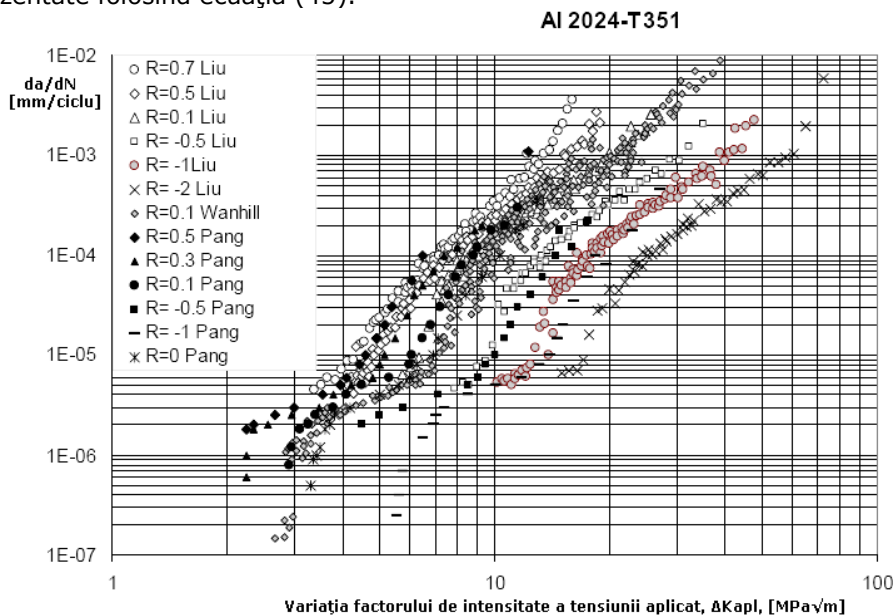


Fig. 24 - Date privind propagarea fisurii de oboseală pentru aliajul de Al 2024-T351 obținute la diferite grade de asimetrie $-2 \leq R \leq 0,7$

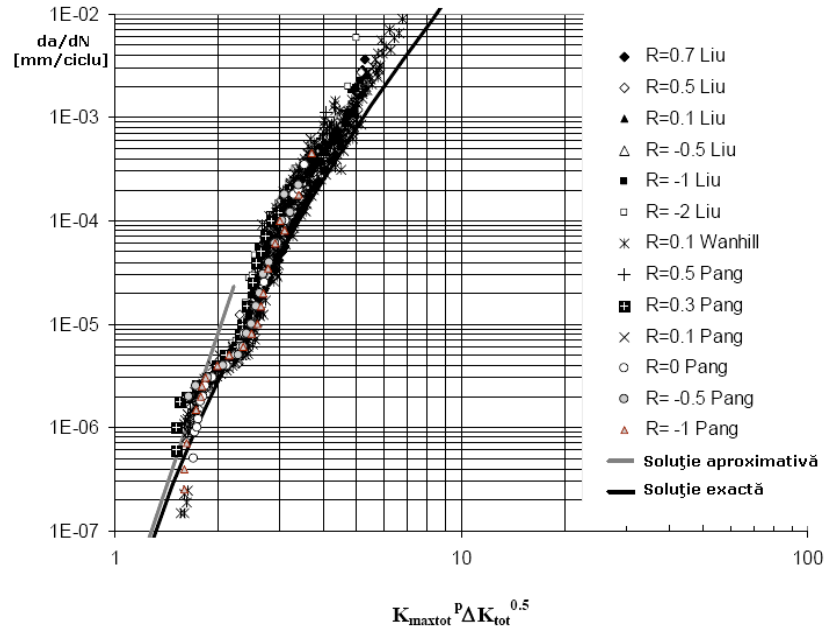


Fig. 25 - Propagarea fisurii de oboseală în funcție de cei doi parametri de extindere a fisurii, exprimați prin $K_{max,tot}$ și ΔK_{tot} , ce explică efectul tensiunii reziduale de compresiune din apropierea vârfului de fisură.

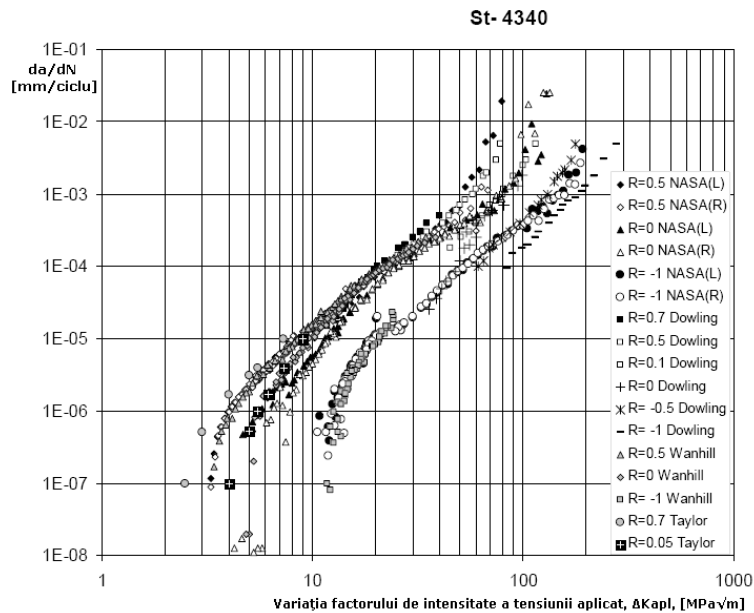


Fig. 26 – Viteza de propagare a fisurii de oboseală în oțel St 4340 obținută pentru diferite grade de asimetrie, $-1 \leq R \leq 0,7$

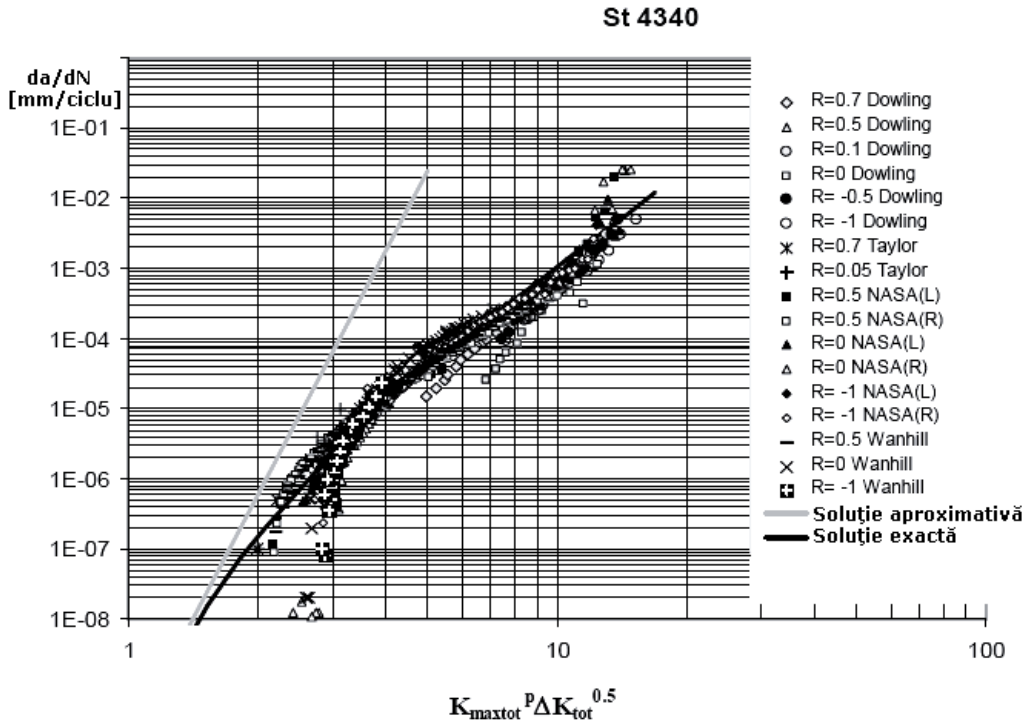


Fig. 27 - Propagarea fisurii de oboseală în funcție de cei doi parametri de extindere a fisurii, exprimați prin $K_{\max,tot}$ și ΔK_{tot} , ce explică efectul tensiunii reziduale de compresiune din apropierea vârfului de fisură.

Indiferent de gradul de asimetrie toate datele converg într-o singură curbă, confirmând validitatea celor doi parametri ca forță de conducere a fisurii și efectul tensiunii reziduale. Liniile îngroșate, de culoare neagră (soluția exactă) din Fig. 25 și Fig. 27 au fost obținute prin rezolvarea numerică a ecuațiilor (37), (38), (42), (43), (46) și (47) și calculul vitezei de propagare a fisurii de oboseală pentru fiecare pereche de $K_{\max,apl}$ și ΔK_{apl} . Liniile gri denotă soluția aproximativă obținută prin neglijarea deformațiilor elastice sau plastice în ecuațiile (37- 38, 42 - 43 și 46 - 47).

Datele cu privire la ciclul de solicitare și caracteristici de material pentru Al 2024-T351 sunt: $E = 70000$ MPa, $\nu = 0,32$, $K' = 751,5$ MPa, $n' = 0,1$, $\sigma'_f = 909,5$ MPa, $b = -0,1$, $\varepsilon'_f = 0,36$, $c = -0,65$, $\rho^* = 8 \times 10^{-6}$ m, iar pentru oțel (St 4340): $E = 200000$ MPa, $\nu = 0,3$, $K' = 1910$ MPa, $n' = 0,123$, $\sigma'_f = 1875$ MPa, $b = -0,0859$, $\varepsilon'_f = 0,64$, $c = -0,636$, $\rho^* = 2 \times 10^{-6}$ m.

Buna concordanță dintre prezicerea teoretică/numerică a vitezei de propagare a fisurii de oboseală pe baza comportării materialului la oboseală produsă de numere mici de cicluri de solicitare și datele experimentale sprijină validitatea unificării teoriilor de durabilitate în domeniul deformațiilor specifice și de propagare a fisurilor de oboseală. Modelul permite de asemenea o cuantificare importantă a

efectului gradului de asimetrie al ciclului de solicitare sau tensiunii medii asupra vitezei de propagare a fisurii.

Pentru a utiliza modelul propus în analiza propagării fisurii de oboseală sub acțiunea solicitărilor cu amplitudine variabilă sunt necesare modificări suplimentare constând în adăugarea a încă unei caracteristici numită "efect de memorie". Este bine cunoscut faptul că suprasolicitările și subsolicitările afectează în mod semnificativ viteza de propagare a fisurii de oboseală. Totuși, efectul suprasolicitării sau subsolicitării scade pe măsură ce vârful fisurii înainteză. Prin urmare, este necesar introducerea unei componente de memorie care să permită modelului să "uite" sau să ignore efectul suprasarcinii după ce vârful fisurii s-a îndepărtat suficient de locul unde a fost aplicată suprasarcina.

Pentru a explica efectul diferitelor grade de asimetrie ale ciclurilor și efectul suprasarcinii și subsarcinii în procesul de prezicere a propagării fisurii de oboseală supusă spectrelor de solicitare cu amplitudine variabilă, au fost formulate următoarele legi:

- Doar partea de compresiune a distribuției tensiunii minime corespunzând sarcinii minime, afectează viteza de propagare a fisurii de oboseală. Partea de compresiune a distribuției tensiunii minime indusă de primul ciclu de sarcină formează câmpul de tensiune inițială minimă utilizat pentru stabilirea factorului de intensitate a tensiunii reziduale.
- Dacă partea de compresiune a distribuției tensiunii minime indusă de ciclul actual de solicitare se află în întregime în limitele câmpului de tensiune rezultantă minimă de la ciclul de solicitare anterior, materialul nu o va "simți", iar distribuția tensiunii curente minime trebuie neglijată.
- Dacă partea de compresiune a distribuției tensiunii minime a ciclului de solicitare curent este total sau parțial în afara limitei câmpului de tensiune generală minimă, indusă anterior, atunci cele două distribuții ale tensiunii de compresiune minimă trebuie combinate.
- Toate distribuțiile ulterioare ale tensiunii minime trebuie luate în considerare și incluse în câmpul rezultat atât timp cât vârful fisurii este localizat în interiorul zonelor tensiunii de compresiune, ceea ce înseamnă că în momentul în care vârful fisurii s-a propagat în întreaga zonă a tensiunii de compresiune a unui câmp dat de tensiune minimă trebuie exclus din analizele următoare.

Conceptul este prezentat în Fig. 28.

Diagrama centrală indică partea de compresiune a fiecărui câmp de tensiune reziduală generată de cicluri de solicitare ulterioare. Segmentul umbrit al câmpurilor de tensiune suprapuse este cel utilizat pentru calculul factorului de intensitate a tensiunii reziduale K_r ce corespunde poziției vârfului fisurii în punctul A. Ultima diagramă ilustrează modificarea factorului de intensitate a tensiunii reziduale ca funcție a poziției vârfului fisurii.

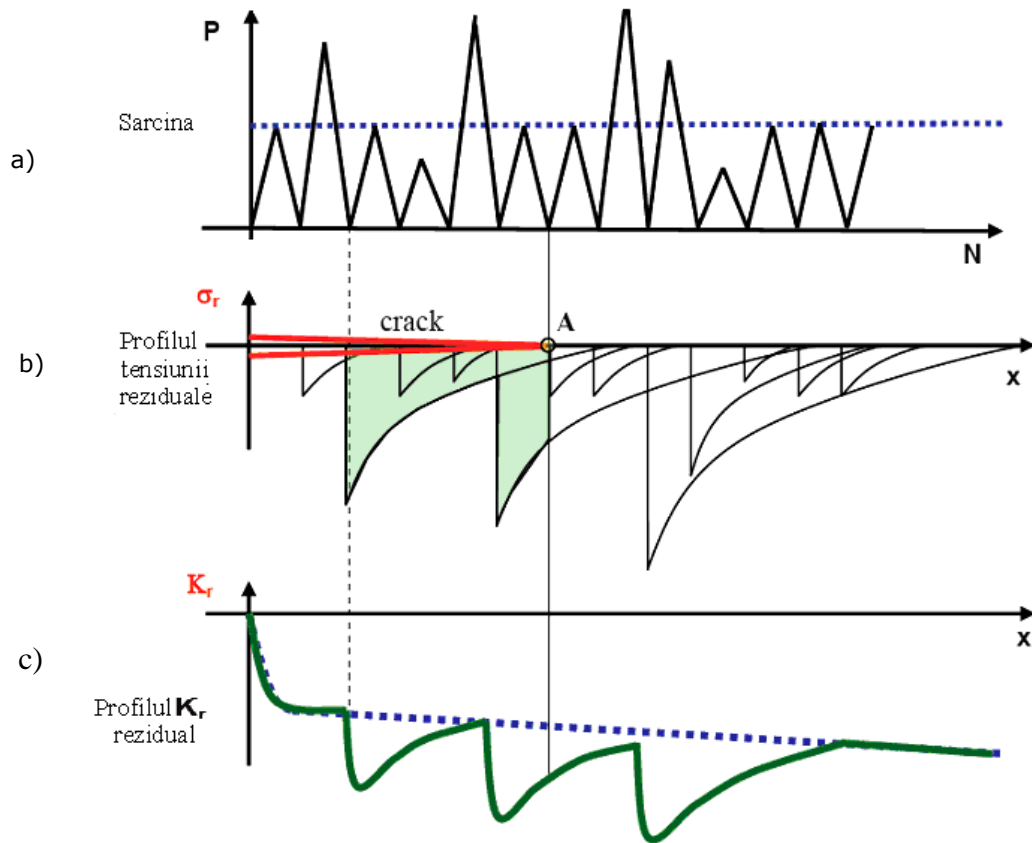


Fig. 28 - Câmpurile tensiunii reziduale de compresiune cauzate de alternanța ulterioară a sarcinii ciclice; a) Sarcina, b) Câmpurile de tensiune reziduală minimă, c) Profilul factorului de intensitate a tensiunii reziduale în funcție de poziția vârfului fisurii

2.4.3. Cercetări asupra unor corelații și predicții privind propagarea fisurii de oboseală pentru diferite grade de asimetrie folosind parametrii K_{max} și ΔK^+

Efectul gradului de asimetrie asupra vitezei de propagare a fisurilor este un aspect important în estimarea lungimii critice a fisurii și așa cum a fost precizat deseori este explicat pe baza conceptului de închidere a fisurii introdus de Elber și acceptat ca și mecanism critic responsabil pentru aceste efecte în materialele metalice. Este cunoscut faptul că închiderea fisurii se bazează pe variația efectivă a intensității tensiunii, definită prin relația:

$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{op} \quad (51)$$

Unde K_{max} este factorul maxim de intensitate a tensiunii, calculat pentru forța maximă a ciclului de solicitare, P_{max} , iar K_{op} este factorul de intensitate a tensiunii corespunzător forței de deschidere a fisurii, P_{op} . În general variația efectivă a factorului de intensitate a tensiunii, ΔK_{eff} , este estimată pe baza prescripțiilor standard ASTM E647. Conform acestui standard se determină P_{op} ca fiind încărcarea corespunzătoare unei devieri de 2% de la panta curbei Forță – Deplasarea flancurilor fisurii. Având K_{op} , pe baza ecuației (51) se poate calcula ΔK_{eff} . Conform lui Elber ΔK_{eff} și ΔK pot fi exprimate printr-o relație de forma:

$$U = \frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K} \quad (52)$$

Pe baza unei verificări riguroase, McClung [30] a demonstrat că există trei regiuni de închidere a fisurii iar raportul U diferă în toate aceste regiuni:

1. În zona de prag U scade odată cu creșterea lui K_{max}
2. În domeniul II de propagare stabilă a fisurii (domeniul Paris) U este independent de K_{max}
3. La valori mari ale lui ΔK , U scade odată cu creșterea lui K_{max}

Pe baza celor de mai sus McClung a concluzionat că nu există o ecuație care poate să descrie de una singură închiderea fisurii în toate cele trei regiuni. Această limitare este un inconvenient semnificativ al presupunerii lui Elber asupra închiderii fisurii potrivit căreia U ar trebui să depindă numai de gradul de asimetrie, R .

Recent, Donald [31] a arătat că viteza de propagare a fisurii nu depinde numai de ΔK_{eff} , ci depinde și de K_{max} . Dificultățile suplimentare asociate cu metodologia de închidere a fisurii au fost discutate de Sadananda și Vasudevan [32] și Kujawski [33].

Folosind transformări matematice simple a ecuației lui Paris, $da/dN = C \cdot (\Delta K)^m$, se pot corela datele de propagare a fisurii pentru diferite grade de asimetrie într-o singură tendință, fără a implica efectele de închidere a fisurii.

Pentru a arăta acest lucru se consideră în Figura 29 câteva diagrame de variație a vitezei de propagare a fisurii în funcție de variația factorului de intensitate a tensiunii, ΔK , pentru diferite grade de asimetrie la un oțel carbon de rezistență medie și pentru care ecuația lui Paris se poate scrie:

$$da/dN = C_r \cdot (\Delta K_r)^m \quad (53)$$

în care ΔK_r și C_r sunt variația factorului de intensitate a tensiunii de referință și respectiv constanta de material determinată pe baza diagramei $da/dN = f(\Delta K)$ care rezultă prin corelarea datelor de propagare a fisurii pentru valori diferite ale gradului de asimetrie al ciclului de solicitare, R .

Pentru o viteză de propagare constantă se poate scrie relația:

$$C \cdot (\Delta K)^m = C_r \cdot (\Delta K_r)^m \quad (54)$$

din care rezultă:

$$\Delta K_r = \Delta K \cdot \left(\frac{C}{C_r} \right)^{1/m} \quad (55)$$

Folosind relația (55), datele de propagare a fisurii pentru toate gradele de asimetrie vor fi corelate într-o curbă corespunzătoare unui grad de asimetrie de referință, $R_r = 0$.

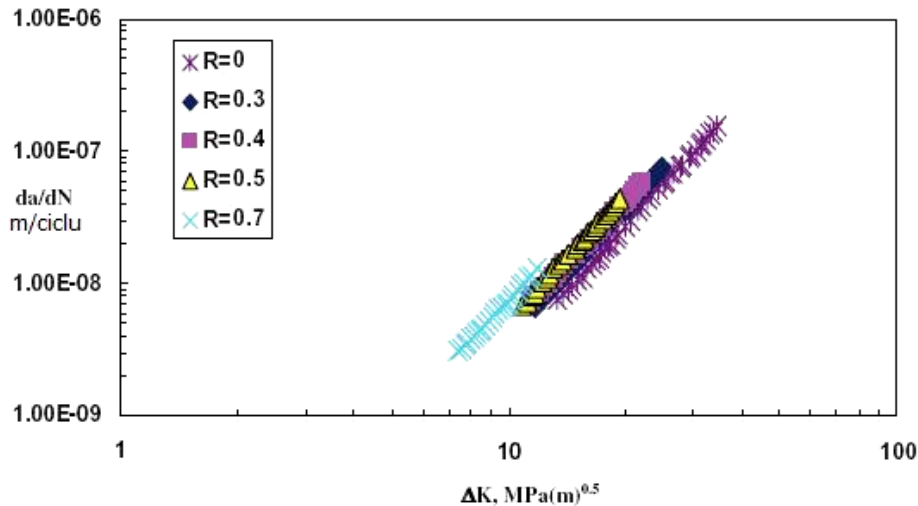


Fig. 29 – Date de propagare a fisurilor de oboseală în funcție de ΔK , la un oțel carbon de rezistență medie

Figura 30 prezintă corelarea obținută folosind relația (55) pentru $R_r = 0$ și Figura 31 prezintă corelarea obținută folosind ΔK_{eff} . Comparând Figurile 30 și 31 se observă că ambele metode efectiv consolidează datele de propagare a fisurii pentru diferite grade de asimetrie într-o singură curbă. Prin urmare, se poate spune că prin consolidarea datelor experimentale pentru diferite grade de asimetrie într-o bandă de dispersie limitată, demonstrează că metoda bazată pe închiderea fisurii și ΔK_{eff} corespunzător, nu este singura metodă de corelare a datelor de propagare a fisurilor de oboseală.

Discuțiile prezentate indică o nevoie practică de dezvoltare a unor studii simplificate ce evidențiază efectele gradului de asimetrie în estimarea vitezei de propagare a fisurilor de oboseală.

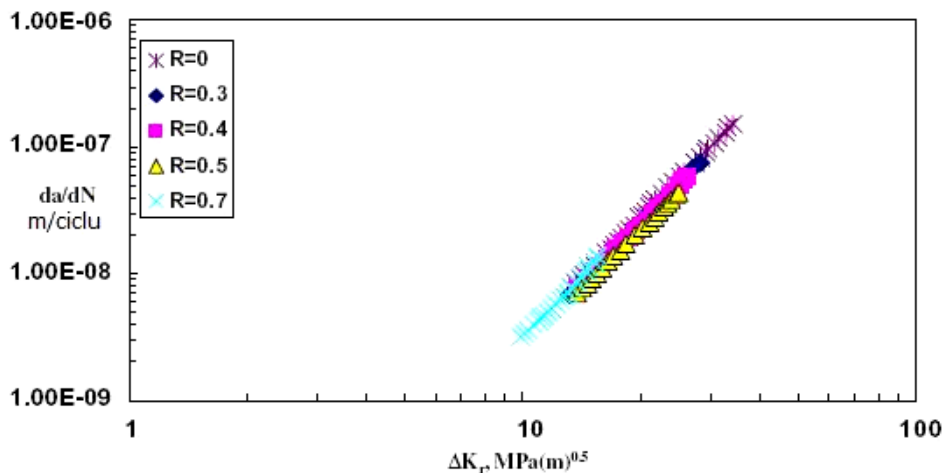


Fig. 30 – Viteza de propagare a fisurii în funcție de ΔK_r la un oțel carbon de rezistență medie

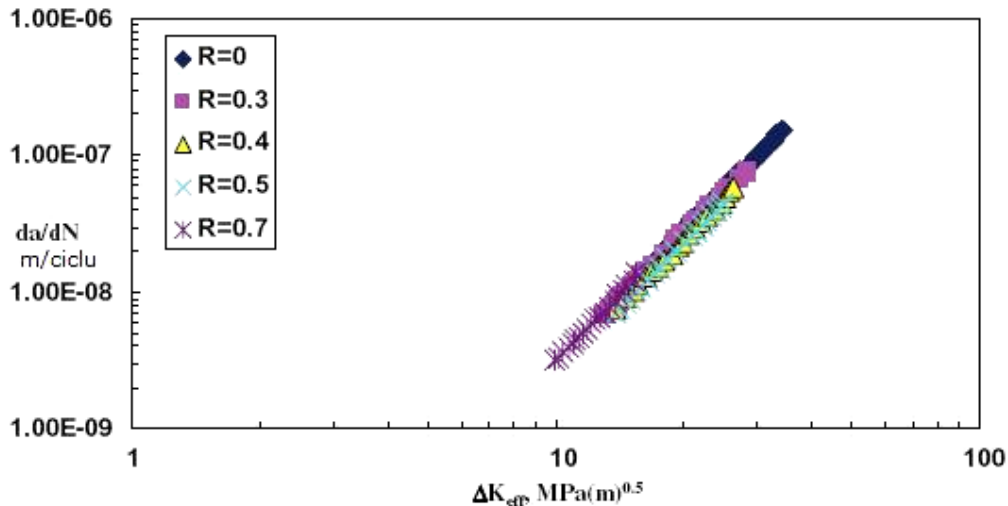


Fig. 31 – Viteza de propagare a fisurii în funcție de ΔK_{eff} la un oțel carbon de rezistență medie

Parametru K^* pentru corelarea efectelor gradului de asimetrie, R , asupra propagării fisurilor de oboseală

Este cunoscut faptul că în cazul materialelor ductile forța de extindere a fisurii este dominată de ΔK , iar la materialele fragile parametrul ce controlează propagarea fisurii este K_{max} [34]. De fapt, contribuția lui ΔK și K_{max} asupra forței de conducere a fisurii de oboseală poate depinde de proprietățile ciclice ale materialului, temperatură sau mediul de lucru.

Pe baza considerațiilor precedente, a fost propus un nou parametru ca forță de conducere a fisurii de oboseală (K^*) [34] sub forma:

$$K^* = (K_{\text{max}})^\alpha \cdot (\Delta K^+)^{1-\alpha} \quad (56)$$

unde α este parametru de corelare și ΔK^+ este partea pozitivă a variației factorului de intensitate a tensiunii aplicat.

$$\Delta K^+ = \Delta K \text{ pentru } R \geq 0$$

$$\Delta K^+ = K_{\text{max}} \text{ pentru } R \leq 0$$

Se pleacă de la premisa că pentru R negativ, partea negativă a lui ΔK nu contribuie la propagarea fisurii. Cu alte cuvinte, degradarea ciclică a materialului este asociată cu plasticitatea indusă de ΔK^+ , în timp ce extinderea fisurii actuale este dependentă de K_{max} .

Parametrul K^* este similar cu parametrul Walker [17] dat de relația:

$$K_w = K_{\text{max}}^{(1-m)} \cdot \Delta K^m \quad (57)$$

unde m este parametru de corelare. Totuși, rezultatele experimentale arată că ecuația (57) corelează datele de propagare a fisurii doar pentru grade de asimetrie pozitive, în timp ce, ecuația (56) și parametru de extindere a fisurii corespunzător, K^* , corelează datele de propagare a fisurii atât pentru grade de asimetrie pozitive cât și negative.

Derivarea parametrului K^* s-a bazat pe următoarele presupuneri:

1. Degradarea la vârful fisurii se datorează interacțiunii a două procese de degradare, o degradare monotonă dată de K_{\max} și o degradare datorată plasticității induse de ΔK^+
2. Câmpul elastic din jurul fisurii controlează procesul de degradare din înaintea vârfului fisurii.
3. Existența tensiunilor de întindere la vârful fisurii ($K_{\max} > 0$) este o condiție absolută pentru propagarea fisurilor de oboseală.

Metode de determinare a parametrului de corelare α

Prin logaritizarea ecuației (56) în ambele părți, se obține:

$$\log K^* = \alpha \cdot \log K_{\max} + (1 - \alpha) \cdot \log(\Delta K^+) \quad (58)$$

$$\log K_{\max} = \frac{-(1 - \alpha)}{\alpha} \log(\Delta K^+) + (1/\alpha) \cdot \log K^* \quad (59)$$

Ecuația (59) este ecuația unei drepte de forma $y = mx + c$ (la scară logaritmică) în care panta m este egală cu :

$$m = -\frac{1 - \alpha}{\alpha} \quad (60)$$

Valorile lui K_{\max} și ΔK^+ pot fi calculate cu relațiile:

$$\text{pentru } R \geq 0, K_{\max} = \frac{\Delta K}{1 - R} \text{ și } \Delta K^+ = \Delta K \quad (61)$$

$$\text{pentru } R \leq 0, K_{\max} = \frac{\Delta K}{1 - R} \text{ și } \Delta K^+ = K_{\max} \quad (62)$$

Valoarea parametrului α este determinată de panta diagramei la scară logaritmică $K_{\max} = f(\Delta K^+)$, pentru o viteză de propagare a fisurii constantă, $da/dN = \text{const}$. Parametru de corelare α este folosit în ecuația (100) pentru calculul lui K^* .

Predictii ale vitezei de propagare a fisurii de oboseală folosind K^*

Odată ce datele de propagare a fisurii pentru diferite grade de asimetrie sunt corelate folosind K^* , se pot face predicții asupra vitezei de propagare pentru orice grad de asimetrie al ciclului de solicitare.

Ecuația dreptei obținută prin corelarea datelor de propagare a fisurii se determină folosind puncte de coordonate da/dN și K^* și pe baza acestora se pot face predicții pentru diferite grade de asimetrie prin convertirea lui K^* în ΔK corespunzător pentru o viteză de propagare a fisurii constantă, folosind formula:

$$\Delta K = K^* \cdot (1 - R)^\alpha \quad (63)$$

Ecuația de mai sus se poate aplica pentru $R > 0$ unde R este gradul de asimetrie al ciclului pentru care se face predicția. Pentru $R < 0$, $\Delta K^+ = K_{\max}$ iar:

$$\Delta K = K^* \cdot (1 - R) \quad (64)$$

Figura 32a, prezintă rezultate experimentale pe aliajul Ti-6Al-4V [35] iar în Figura 32b sunt prezentate aceleași date experimentale corelate folosind parametrul K^* . Se poate spune că în general, rezultatele corelate sunt mai degrabă neliniare, așa cum sunt prezentate datele experimentale pe aliajul de Al, 7075-T651, [36], în Figura 33a. În acest caz se poate folosi o reprezentare polinomială de gradul trei a

ecuației de corelare a datelor. Mărimile de intrare pentru determinarea ecuației polinomiale de ordinul trei sunt:

- Mărimea de intrare X este considerată ca fiind $\log(K^*)$, $\log(K^*)^2$, $\log(K^*)^3$ și gradul de asimetrie R.
- Mărimea de intrare Y este considerată ca fiind $\log(da/dN)$.

Motivul pentru care se introduce $\log(K^*)$ la puterea a treia este de a descrie cât mai precis dreapta de corelare a datelor printr-o ecuație polinomială de ordinul trei.

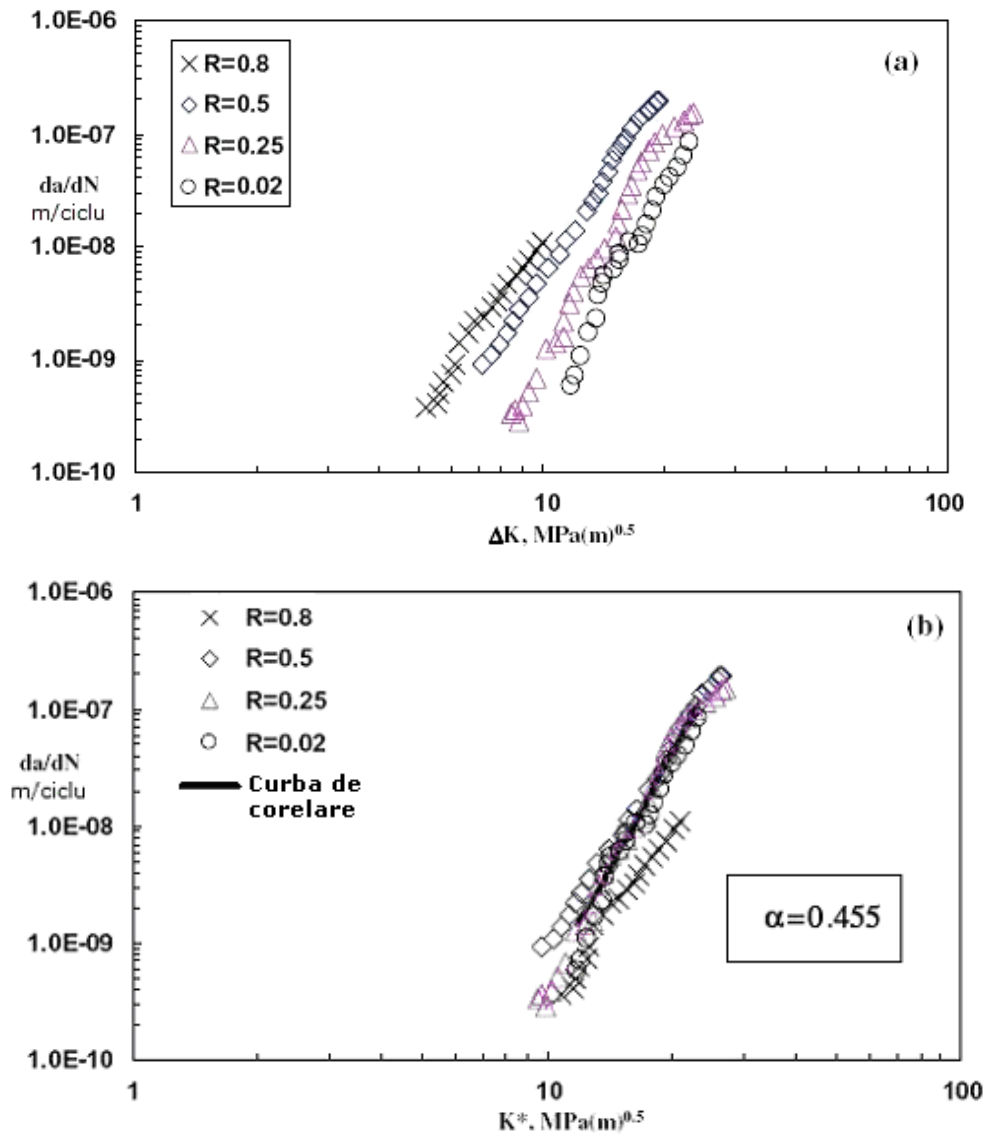


Fig. 32 – Viteza de propagare a fisurii [35] în aliajul Ti-6Al-4V în funcție de: a) ΔK și b) K^*

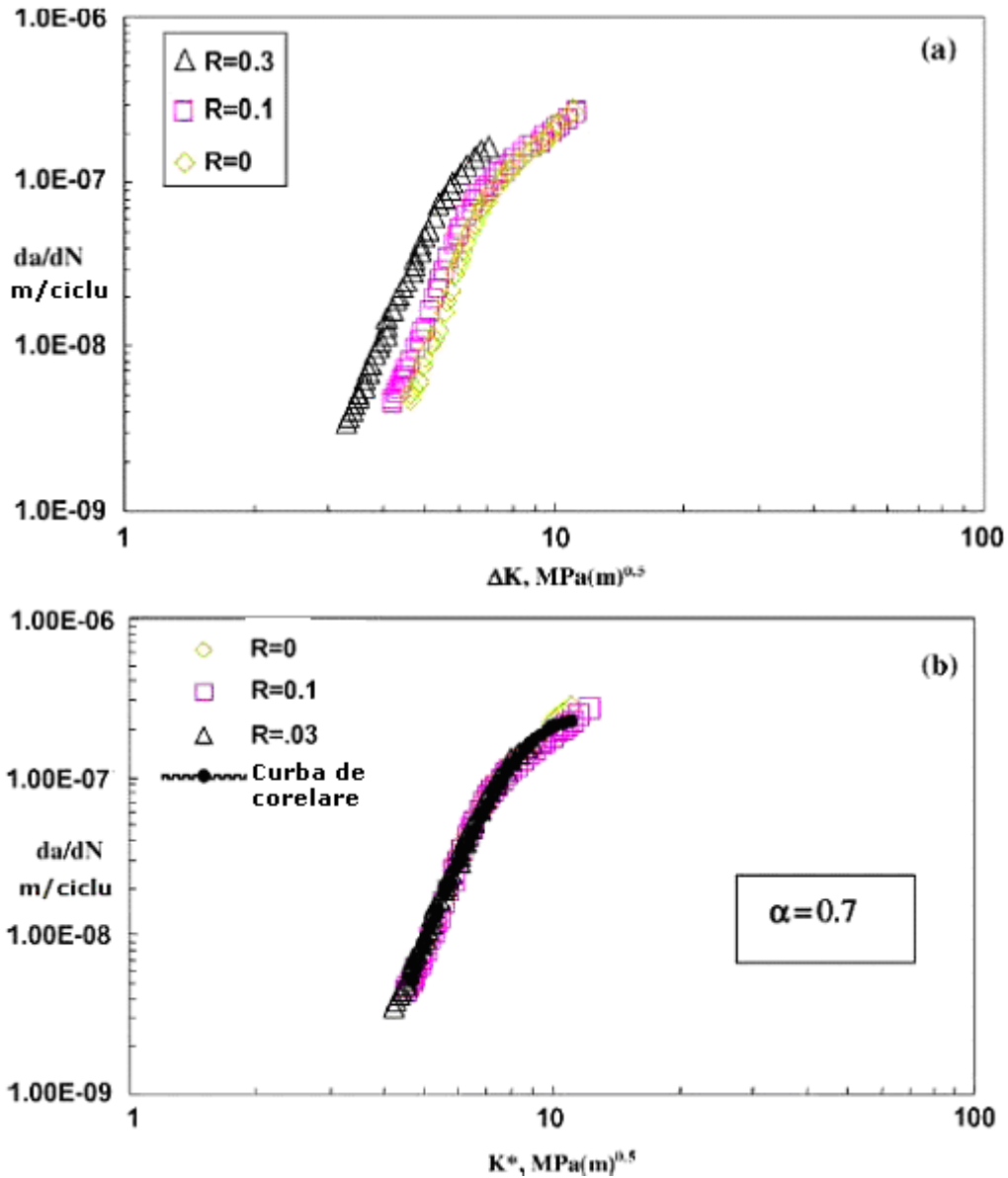


Fig. 33 – Viteza de propagare a fisurii [36] pentru aliajul de Al 7075-T651 în funcție de: a) ΔK și b) K^*

Precizia predicției vitezei de propagare a fisurii de oboseală cu metoda K^* , pentru diferite grade de asimetrie poate fi validată prin predicția vitezei de propagare a fisurii pentru un grad de asimetrie ales și compararea rezultatelor cu rezultatele experimentale existente pentru acel grad de asimetrie. Acest lucru este demonstrat de următoarele exemple.

Figura 34 prezintă date experimentale ale vitezei de propagare a fisurii de oboseală pentru oțel carbon de rezistență medie [37], din cele cinci grade de asimetrie s-a aplicat metoda corelării cu parametrul K^* doar pentru patru grade de asimetrie, $R = 0; 0,4; 0,5$ și $0,7$, după care pe baza curbei corelate rezultată s-a făcut o predicție a vitezei de propagare pentru $R = 0,3$ comparându-se cu rezultatele experimentale pentru $R = 0,3$.

De asemenea, în Figurile 35 și 36 în care sunt prezentate date experimentale de propagarea fisurilor de oboseală pentru aliajul de Al, 7075-T451, [38] și aliajul Ti-10V-2Fe-3Al [39], vitezele de propagare a fisurii pentru $R = -1$ și $R = 0,5$ au fost prezise prin metoda corelării și comparate cu rezultatele experimentale.

În predicții parametrul K^* s-a determinat pe baza curbei de corelare și folosit în calculul valorilor lui ΔK cu ecuațiile (58) și (59) corespunzătoare gradelor de asimetrie pentru care s-au făcut predicțiile.

Figurile 34 – 36 demonstrează validitatea metodei de corelare cu K^* în predicțiile efectelor gradului de asimetrie, R , asupra vitezei de propagare a fisurii de oboseală.

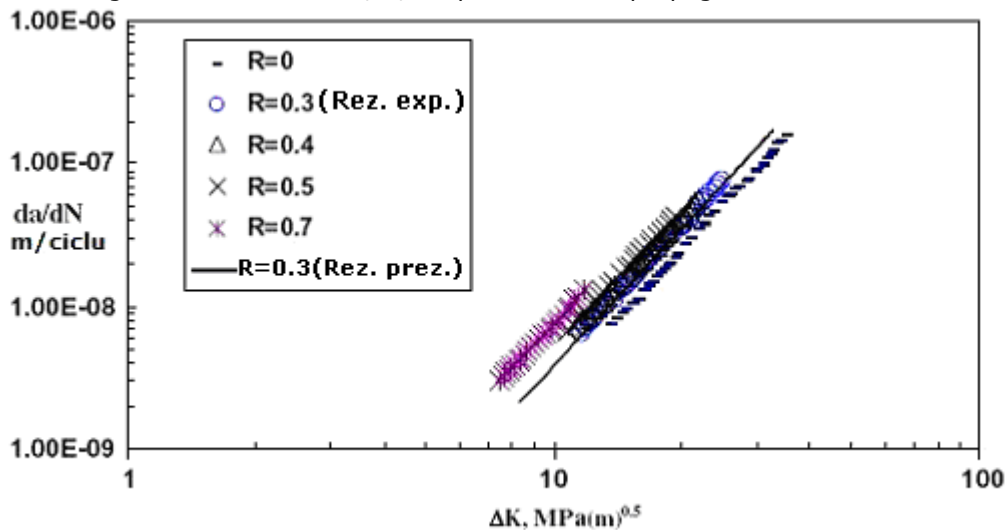


Fig. 34 – Viteza de propagare a fisurii pentru un oțel carbon de rezistență medie în care se arată rezultatele prezise și cele experimentale pentru $R = 0,3$

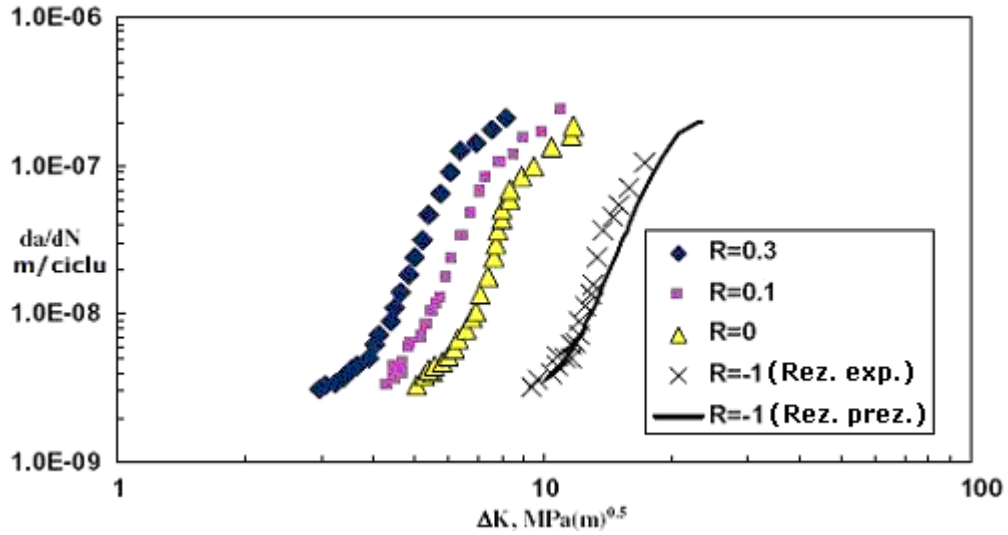


Fig. 35 – Date privind viteza de propagare a fisurii de oboseală în aliaj de Al, 7075-T7451, împreună cu viteza de propagare a fisurii prezisă pentru R = -1

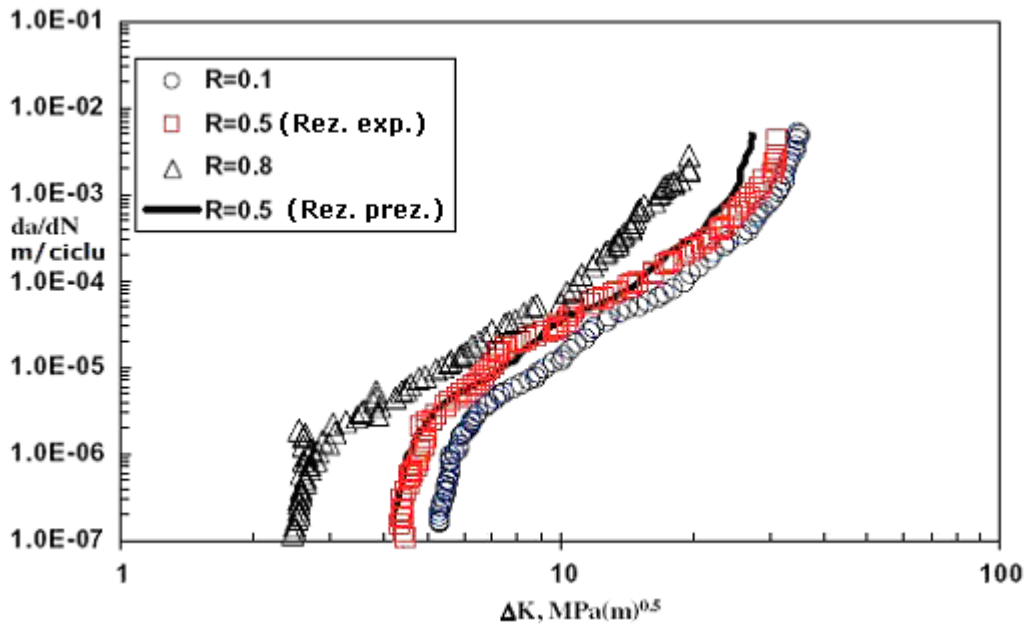


Fig. 36 - Date privind viteza de propagare a fisurii de oboseală în aliajul Ti-10V-2Fe-3Al, împreună cu viteza de propagare a fisurii prezisă pentru R = 0,5

2.5. Contribuții asupra predicției durabilității la solicitări variabile

2.5.1. Predicții asupra durabilității la solicitări variabile cu amplitudine constantă

După cum s-a prezentat anterior viteza de propagare a fisurii pentru un anumit material este o funcție de ΔK și R și are forma generală:

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K, R) \quad (65)$$

în care influența mediului, a frecvenței ciclurilor de solicitare și a altor factori este inclusă în constantele de material.

Durata de viață exprimată prin numărul de cicluri necesar pentru ca o fisură să se extindă se poate obține rezolvând ecuația de mai sus în raport cu dN .

Prin integrarea ambilor membri ai ecuației rezultă:

$$\int_{N_d}^{N_f} dN = N_f - N_d = N_r = \int_{a_d}^{a_{cr}} \frac{da}{f(\Delta K, R)} \quad (66)$$

Pe baza acestei ecuații se calculează numărul de cicluri N_r necesar pentru ca o fisură să se extindă de la lungimea detectabilă, a_d , careia îi corespunde N_d cicluri, la lungimea critică, a_{cr} , la care se ajunge după N_f cicluri. Calculul se poate face grafic, analitic sau numeric.

Metoda analitică

Această metodă se pretează la un număr limitat de cazuri în care factorul de intensitate a tensiunii se corelează cu lungimea fisurii și factorii geometrici de corecție nu se schimbă între limitele integralelor.

Luându-se în considerare ecuația lui Paris:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K)^n \quad (67)$$

în cazul unei plăci cu o fisură centrală pentru care $\Delta K = \alpha \cdot \Delta \sigma \cdot \sqrt{\pi a}$ rezultă:

$$N_r = \int_{a_d}^{a_{cr}} \frac{da}{C \cdot (\Delta K)^n} = \int_{a_d}^{a_{cr}} \frac{da}{C \cdot (\alpha \cdot \Delta \sigma \cdot \sqrt{\pi a})^n} = \int_{a_d}^{a_{cr}} \frac{1}{C \cdot (\alpha \cdot \Delta \sigma \cdot \sqrt{\pi})^n} \cdot \frac{da}{a^{n/2}} \quad (68)$$

Dacă se acceptă că α și $\Delta \sigma$ sunt constante se obține:

$$N_r = \frac{1}{C \cdot (\alpha \cdot \Delta \sigma \cdot \sqrt{\pi})^n} \cdot \int_{a_d}^{a_{cr}} \frac{da}{a^{n/2}} \quad (69)$$

$$N_r = \frac{1}{C \cdot \alpha^n \cdot (\Delta \sigma)^n \cdot \pi^{n/2}} \cdot \frac{a_d^{(1-n/2)} - a_{cr}^{(1-n/2)}}{\frac{n}{2} - 1} \quad (70)$$

Pentru aceeași placă luând în considerare ecuația lui Forman:

$$\frac{dA}{dN} = \frac{C \cdot (\Delta K)^n}{(1-R) \cdot K_C - \Delta K} \quad (71)$$

se obține:

$$N_r = \frac{1}{C} \cdot \int_{a_d}^{a_{cr}} \frac{(1-R) \cdot K_C - \Delta K}{(\Delta K)^n} da \quad (72)$$

$$\Delta K = \alpha \cdot \Delta \sigma \cdot \sqrt{\pi a}$$

Pentru R = constant și α = constant se obține:

$$N_r = \frac{1}{C} \cdot \left[\frac{2A}{2-n} \cdot \left(a_{cr}^{(2-n)/2} - a_d^{(2-n)/2} \right) - \frac{2B}{3-n} \cdot \left(a_{cr}^{(3-n)/2} - a_d^{(3-n)/2} \right) \right] \quad (73)$$

$$A = \frac{(1-R) \cdot K_C}{(\alpha \cdot \Delta \sigma \cdot \sqrt{\pi})^n} ; B = (\alpha \cdot \Delta \sigma \cdot \sqrt{\pi})^{1-n}$$

Metode numerice

În cele mai multe situații în locul metodei analitice sau grafice se aplică metode numerice pentru care se pot întocmi programe de calcul.

Dintre metodele numerice folosite se va prezenta în continuare metoda Barsom.

Metoda se aplică luând în considerare diagrama de variație a ratei de cumulare a numărului de cicluri pe unitatea de lungime a fisurii în extensie, dN/da, în funcție de lungimea fisurii a (Fig. 37).

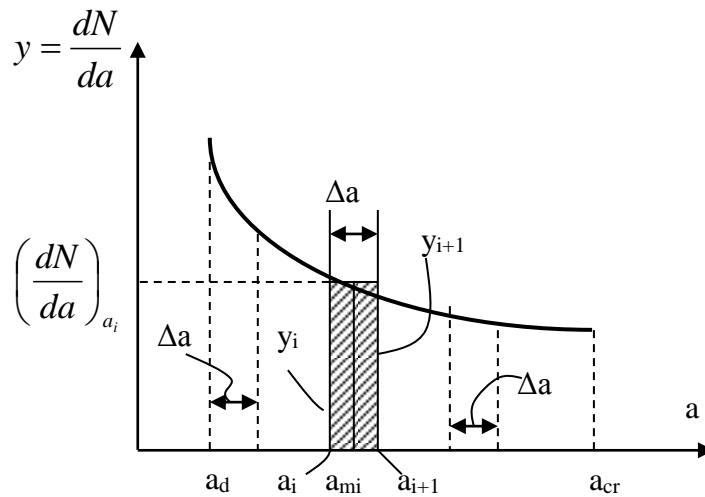


Fig. 37 - Diagrama de variație $dN/da=f(a)$

Domeniul lungimilor de fisuri cuprins între a_d și a_{cr} se discretizează într-un număr mare de intervale Δa . Numarul de cicluri ΔN_i necesar pentru propagarea unei fisuri cu lungimea inițială a_i până la lungimea finală a_{i+1} este dat de aria hășurată în

figură. Aria acestei suprafețe poate fi considerată ca fiind aria dreptunghiului la care o latură este Δa și cealaltă este dată de valoarea $(dN/da)_i$, corespunzător valorii medii a_{mi} a lungimii fisurii de pe intervalul $[a_i, a_{i+1}]$.

Aplicarea metodei Barsom constă în parcurgerea următoarelor etape:

- Se discretizează domeniul cuprins între a_d și a_{cr} în intervale de lungimi egale Δa . Cu cât numărul acestora este mai mare cu atât precizia este mai ridicată.
- Se calculează valorile medii pentru fiecare interval, $a_{mi} = \frac{a_i + a_{i+1}}{2}$
- Se calculează variațiile factorului de intensitate a tensiunii ΔK_i , pentru fiecare dintre valorile medii obținute la punctul anterior.
- Intervalul Δa fiind foarte mic se calculează $(\Delta N/\Delta a)_i$ pentru valorile lui ΔK_i calculate anterior.
- Se calculează: $\Delta N_i = \Delta a \cdot \left(\frac{\Delta N}{\Delta a} \right)_i$ (74)
- Se însumează aceste numere de cicluri obținând în final numărul de cicluri până la rupere:

$$N_r = \Delta N_1 + \Delta N_2 + \dots + \Delta N_n \quad (75)$$

2.5.2. Modele și programe de calcul a durabilității la solicitări cu amplitudine variabilă

Modelele de predicție a propagării fisurilor de oboseală la solicitări cu amplitudine variabilă pot să difere de la simple modificări ale procedurilor de calcul la solicitări cu amplitudine constantă, până la modele complexe cu descriere detaliată a mecanismelor de rupere. Unele modele, de exemplu, calculează viteza de propagare a fisurii luând în considerare a medie a ciclurilor de solicitare din spectru aplicat, în timp ce altele tind să calculeze viteza de propagare a fisurii prin analize de tipul ciclu-cu-ciclu. Totuși, cu toate eforturile depuse în dezvoltarea de modele de predicție care să permită obținerea unor precizii cât mai mari asupra fenomenului studiat, nu există o regulă generală cu privire la care descriere matematică a propagării fisurilor de oboseală este mai eficace.

În acest context, s-a făcut o trecere în revistă a literaturii de specialitate pentru a identifica toate modelele de predicție a propagării fisurilor la solicitări variabile.

Astfel că, pe baza studiului bibliografic s-a putut realiza o clasificare a acestor modele de predicție, prezentată în schema din figura 38, urmată de o descriere detaliată a fiecăruia.

În general, aceste modele pot fi împărțite în analize globale și analize de tipul ciclu-cu-ciclu. Modelele de predicție pe baza analizelor globale, iau în considerare la predicția propagării fisurii de oboseală o medie a ciclurilor de solicitare. Analizele de tipul ciclu-cu-ciclu evaluează propagarea fisurii produsă de fiecare ciclu în parte. De asemenea, analizele de tipul ciclu-cu-ciclu, pot fi efectuate cu sau fără a lua în considerare efectele de interacțiune a încărcării asupra vitezei de propagare a fisurii (efectele produse de supraîncărcare respectiv subîncărcare).

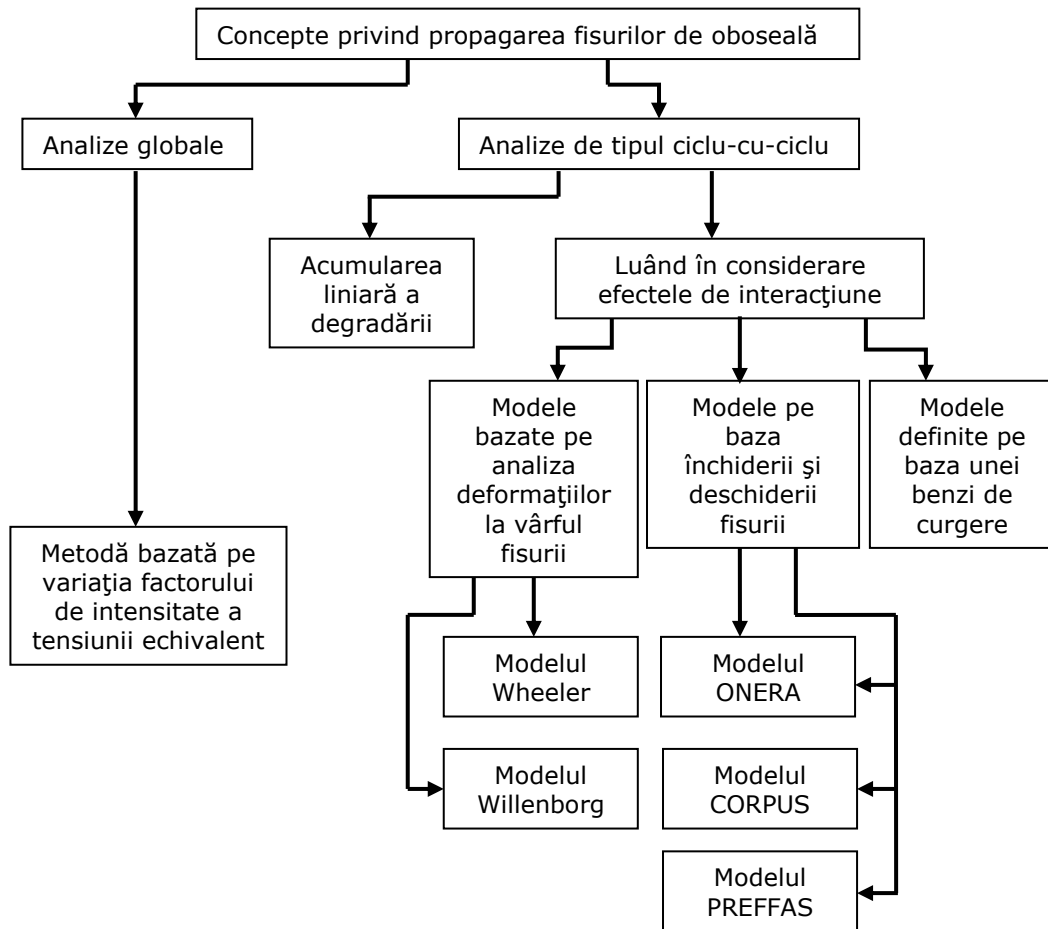


Fig. 38 – Clasificarea modelelor de predicție a propagării fisurilor la solicitări cu amplitudine variabilă

Metodă bazată pe variația factorului de intensitate a tensiunii echivalent

Ewalds și Wanhill au propus o metodă aplicabilă în special la spectrele de bandă îngustă, care neglijează efectul de interacțiune al ciclurilor din cadrul spectrului de solicitare considerat. Această metodă constă în descompunerea unui spectru de bandă îngustă într-un spectru în trepte cu k nivele de solicitare având amplitudini constante $\Delta\sigma_i$. Pentru asemenea trepte caracterizate prin numărul de

cicluri \bar{N}_i se calculează în funcție de lungimea fisurii variația factorului de intensitate a tensiunii ΔK_i . Pe baza acestor elemente se obține un factor de intensitate a tensiunii echivalent mediu definit ca:

$$\Delta K_{ech(m)} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^{i=k} (\Delta K_i)^2 \cdot \bar{N}_i}{\sum_{i=1}^{i=k} \bar{N}_i}} \quad (76)$$

Atunci când spectrul de solicitare aleator tinde spre un spectru de solicitare cu amplitudine constantă $\Delta K_{ech(m)} = \Delta K$, pentru unele tipuri de spectre de bandă îngustă se obține o corelație, analog cu ecuația lui Paris:

$$\frac{da}{dN} = A \cdot (\Delta K_{ech(m)})^m \quad (77)$$

unde A și m sunt constante de material.

Modele bazate pe analiza deformațiilor plastice la vârful fisurii

Modelul Wheeler

Acest model ia în considerare plastifierea la vârful fisurii acceptând că viteza de propagare a acesteia depinde de dimensiunile relative ale enclavelor plastice, care apar în cursul aplicării succesive a ciclurilor de solicitare. Pentru exemplificare se consideră un caz de propagare a unei fisuri de oboseală sub acțiunea a două cicluri succesive notate cu i și i+1. Presupunând că în urma aplicării ciclului i de solicitare lungimea fisurii devine a_i iar raza enclavei plastice $(R_p)_i$, raza enclavei plastice corespunzătoare ciclului următor a fost notată cu $(r_p)_{i+1}$ (Fig. 39).

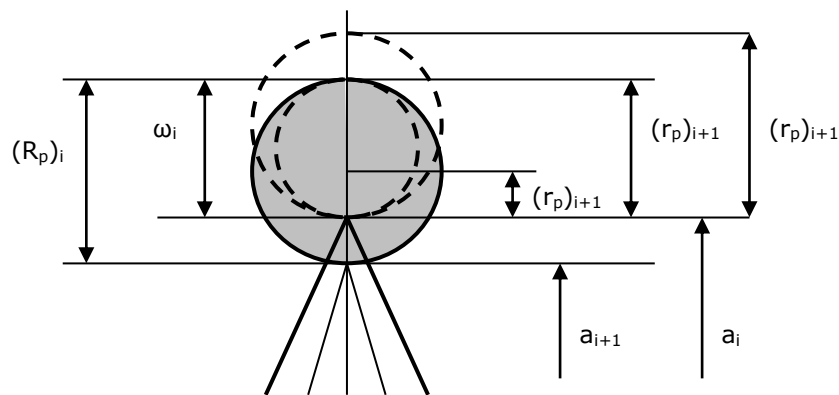


Fig. 39 – Modul de propagare a fisurii sub acțiunea unui ciclu de solicitare, conform modelului Wheeler

Etaple de lucru pentru determinarea duratei de viață în acest caz constau din:

- se calculează razele enclavelor plastice corespunzătoare ciclurilor i și i+1:

$$(R_p)_i = \frac{[(K_{max})_i]^2}{2\pi\sigma_C^2}; \quad (r_p)_{i+1} = \frac{[(K_{max})_{i+1}]^2}{2\pi\sigma_C^2} \quad (78)$$

- se calculează lungimea zonei plastice rămasă nefisurată după aplicarea ciclului i de solicitare:

$$\omega_1 = a_{i-1} + (R_p)_i - a_i \quad (79)$$

- se calculează variația lungimii fisurii Δa_i în funcție de raportul $(r_p)_{i+1}/\omega_1$. Aici intervin două situații:

Dacă $\frac{(r_p)_{i+1}}{\omega_1} < 1$, când apare fenomenul de retardare și deci:

$$\Delta a = \left(\frac{da}{dN} \right)_i = C \cdot [(\Delta K)_{i+1}]^n \cdot \left[\frac{(r_p)_{i+1}}{\omega_i} \right]^\beta \quad (80)$$

Dacă $\frac{(r_p)_{i+1}}{\omega_1} > 1$, când nu se mai manifestă efectul de retardare și deci:

$$\Delta a_i = \left(\frac{da}{dN} \right)_i = C \cdot [(\Delta K)_{i+1}]^n \quad (81)$$

- se determină noua lungime a fisurii: $a_{i+1} = a_i + \Delta a_i$

Modelul Willenborg generalizat

Modelul generalizat Willenborg este bazat pe generalizarea Gallagher [40] a modelului original dezvoltat de Willenborg [41]. Modelul generalizat Willenborg abordează doar efecte de retardare a fisurilor și utilizează un factor de intensitate a tensiunii reziduale, K_R , care determină un grad de asimetrie efectiv dat de interacțiunea încărcării:

$$R_{eff} = \frac{K_{min} - K_R}{K_{max} - K_R} = \frac{K_{min eff}}{K_{max eff}} \quad (82)$$

Valoarea R_{eff} este introdusă în ecuația de propagare a fisurii și are ca efect o retardare a creșterii fisurii.

Retardarea dată de un ciclu de solicitare depinde de încărcare și de extinderea fisurii în zona deformată plastic datorită unei suprasarcini. Gallagher [40,42] exprimă factorul de intensitate a tensiunii reziduale Willenborg prin relația:

$$K_R^W = K_{max}^{OL} \left(1 - \frac{\Delta a}{Z_{OL}} \right)^{\frac{1}{2}} - K_{max} \quad (83)$$

unde $(K_{max})^{OL}$ factorul maxim de intensitate a tensiunii dat de ciclul de suprasolicitare, Δa este variația lungimii fisurii între ciclul de suprasolicitare și ciclul de solicitare definit, Fig. 40. Mărima zonei deformată plastic datorată suprasolicitării este dată de relația:

$$Z_{OL} = \frac{\pi}{8} \left(\frac{K_{max}}{\alpha_g \sigma_{ys}} \right)^2 \quad (84)$$

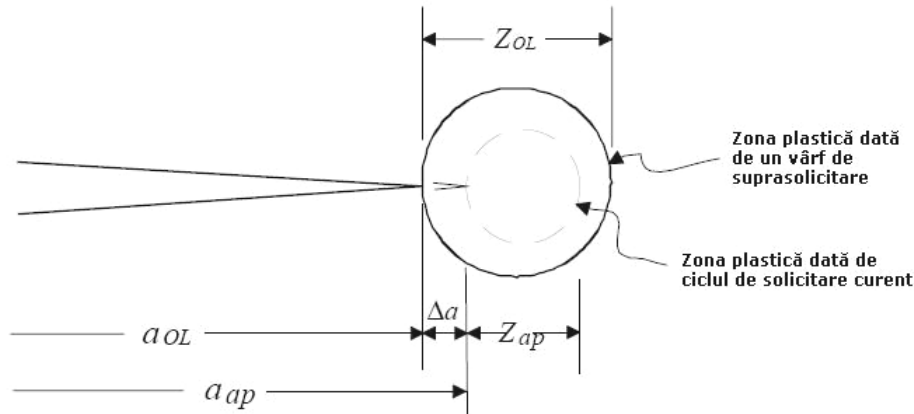


Fig. 40 – Zona deformată plastic la vârful fisurii

Conform referinței [43] (Newman) factorul α_g este dat de relația:

$$\alpha_g = 1,15 + 1,4 \cdot e^{-0,95 \left(\frac{K_{\max}}{\sigma_{ys} \sqrt{t}} \right)^{1,5}} \quad (85)$$

Expresia este folosită pentru modele de fisuri unidimensionale, pentru cazuri bidimensionale sunt folosite valorile 1,15 sau 2,55 în funcție de situația de stare plană de tensiune sau stare plană de deformare. $(K_R)^W$ reprezintă diferența între factorul de intensitate a tensiunii necesar pentru a produce o zonă deformată plastic de mărime $Z_{OL} - \Delta a$ și factorul maxim de intensitate a tensiunii aplicat, K_{\max} . În modelul original Willenborg, se consideră că efectul de retardare a fisurii apare dacă $(K_R)^W > 0$. În modelul Willenborg generalizat este folosit un factor de intensitate a tensiunii reziduale modificat, K_R , dat de relația:

$$K_R = \phi \cdot K_R^W \quad (86)$$

$$\text{unde } \phi = \frac{1 - \frac{\Delta K_{th}}{\Delta K}}{R_{SO} - 1}$$

R_{SO} – este valoarea de închidere a gradului de asimetrie al ciclului, $(K_{\max})^{OL}/K_{\max}$. Dacă este depășită această valoare, K_{\max}^{eff} devine egal cu raportul $\Delta K_{th}/(1-R)$ și fisura este blocată.

Modelul Willenborg generalizat modificat

Un model de interacțiune a încărcării numit modelul generalizat Willenborg modificat (MGW) a fost propus de T.R. Brussat [44] și încorporat în programul NASGRO. Modelul MGW extinde modelul Willenborg generalizat luând în considerare reducerea efectelor de retardare în timpul descărcării probei. Modelul MGW (ca și modelul Willenborg generalizat) utilizează un factor de intensitate a tensiunii reziduale, K_R , prin intermediul căruia se pot determina valorile maximă și minimă a factorului de intensitate efectiv date de aplicarea solicitării:

$$K_{\max}^{eff} = K_{\max} - K_R \quad (87)$$

$$K_{\min}^{eff} = \max\{(K_{\min} - K_R), 0\}, \text{ pentru } K_{\min} > 0$$

$$K_{\min}^{eff} = K_{\min}, \text{ pentru } K_{\min} \leq 0$$

Acești factori efectivi de intensitate a tensiunii au efect de retardare a fisurii. În plus, o descărcare apărută în spectrul de solicitare (o solicitare de compresiune sau tracțiune mai mică decât sarcina minimă de după un ciclu de suprasolicitare) poate reduce efectul de retardare. Gradul de asimetrie, R_U , dat de raportul $\sigma_{UL}/(\sigma_{\max})^{OL}$ este folosit pentru a reduce factorul ϕ , astfel încât:

$$\phi = \frac{2,523\phi_0}{1 + 3,5(0,25 - R_U)^{0,6}}, \quad R_U < 0,25 \quad (88)$$

$$\phi = 1, \quad R_U \geq 0,25 \quad (89)$$

Parametrul ϕ_0 este valoarea lui ϕ pentru $R_U=0$. Parametrul ϕ_0 este dependent de material și poate fi determinat printr-o serie de încercări cu spectre de solicitări din mediul aviatic. Valoarea lui ϕ_0 este cuprinsă în intervalul 0,2 și 0,8.

Modelul Chang-Willenborg

Un alt model de interacțiune a încărcării implementat în NASGRO este modelul Chang-Willenborg dezvoltat de către Rockwell. Chang și Engle [45] au prezentat o versiune a modelului Willenborg generalizat care ține cont de accelerarea dată de încărcările negative. Aceștia au folosit ecuația Walker pentru grade de asimetrie pozitive și o ecuație prezentată de Chang pentru grade de asimetrie negative. Efectele de retardare au fost modelate ca și în cazul modelului Willenborg generalizat.

$$\text{Pentru } \Delta K > \Delta K_{th}, R \geq 0: \frac{da}{dN} = C \left[\frac{\Delta K}{(1 - \bar{R})^{1-m}} \right]^n \quad (90)$$

$$R < R_{cut}^+, \bar{R} = R$$

$$R > R_{cut}^+, \bar{R} = R_{cut}^+$$

$$\text{Pentru } \Delta K > \Delta K_{th}, R < 0: \frac{da}{dN} = C \left[\left(\frac{2}{1 + \bar{R}} \right)^q \cdot K_{\max} \right]^n \quad (91)$$

$$R \geq R_{cut}^-, \bar{R} = R$$

$$R < R_{cut}^-, \bar{R} = R_{cut}^-$$

$$\text{Pentru } \Delta K < \Delta K_{th}: \frac{da}{dN} = 0$$

În aceste ecuații R_{cut}^+ și R_{cut}^- sunt valori de scurtare pentru grade de asimetrie pozitive și negative. Variația de prag a factorului de intensitate a tensiunii pentru acest model este calculată cu relația:

$$\Delta K_{th} = (1 - A \cdot R) \cdot \Delta K_0 \quad (92)$$

Ținând cont de reducerea efectului de retardare datorat suprasolicitării, reducere cauzată de vârfurile de încărcare la compresiune urmate suprasolicitării de tracțiune, mărimea zonei deformată plastic în timpul suprasolicitării este dată de relația:

$$(Z_{OL})_{eff} = \left(1 + \bar{R}\right) \cdot Z_{OL} \quad (93)$$

în care \bar{R} este definit în relațiile de mai sus iar Z_{OL} este mărimea zonei deformată plastic corespunzătoare valorii maxime a factorului de intensitate a tensiunii.

Modele bazate pe închiderea și deschiderea fisurii

Apariția închiderii fisurilor de oboseală, pe parcursul descărcării probelor, la tensiuni de întindere pozitive este un fenomen realist ce devine un element esențial în calculele de predicție a propagării fisurilor. Pe parcursul propagării unei fisuri, zona deformată plastic de la vârful acesteia se deplasează odată cu vârful fisurii și în același timp crește în dimensiune, Fig. 41. Același lucru se întâmplă cu zona deformată plastic reversibilă, pe parcursul descărcării materialului. Aceste deformări determină alungiri pe direcția y (direcția de încărcare a probei) și ca rezultat apare o închidere a fisurii (cel puțin parțial) pe parcursul descărcării, iar la descărcarea completă a probei flancurile fisurii vor fi solitate la tensiuni de compresiune.

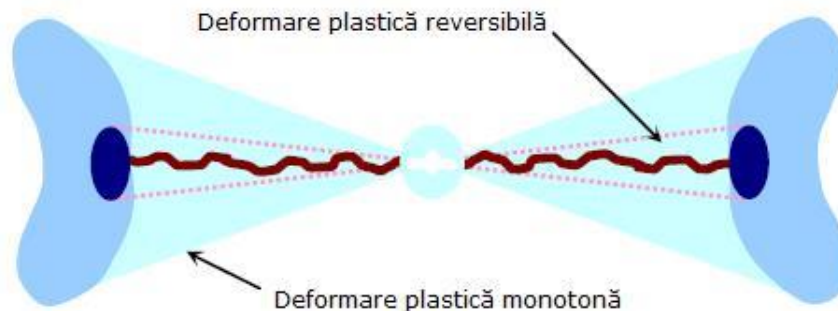


Fig. 41 – Zone deformate plastic

Acest fenomen a fost observat de Elber care a stabilit că doar o parte dintr-un ciclu de solicitare contribuie la extinderea fisurii. Acest lucru a dus la definirea unui factor de intensitate a tensiunii efectiv și respectiv o variație efectivă a factorului de intensitate a tensiunii.

$$\Delta S_{eff} = S_{max} - S_{Op}$$

$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{Op}$$

Elber a descris închiderea fisurii printr-o relație ce include factorul de intensitate a tensiunii și gradul de asimetrie, R:

$$U = \frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K} = \frac{\Delta S_{eff}}{\Delta S} = 0,5 + 0,4 \cdot R \quad (94)$$

În Figura 42 sunt prezentate diferite relații ce descriu închiderea fisurii în funcție de R. Relația lui Elber indică o creștere a tensiunii S_{op} (σ_{op}) pentru grade de asimetrie, R, negative ceea ce este fizic nerealistic. În studiile făcute de Newman [46], acesta a arătat că ar trebui să apară o scădere a tensiunii de deschidere pentru R negativ. Pe baza acestui lucru Schijve [12] a propus o altă relație între U și R ce determină o continuă scădere a tensiunii de deschidere, S_{op} , odată cu scăderea gradului de asimetrie, R.

$$U = 0,55 + 0,35 \cdot R + 0,1 \cdot R^2 \quad (95)$$

După introducerea de către Elber a conceptului de închidere a fisurii au fost depuse o serie de eforturi pentru înțelegerea și descrierea efectului acestui fenomen asupra propagării fisurilor de oboseală. Aceste eforturi au inclus în anumite faze și aplicarea metodelor numerice (Newman [47] și Ohiji [48]). Metodele numerice au arătat o bună precizie a rezultatelor dar prezintă unele neajunsuri cu privire la modelarea fenomenului, timpul de efectuare a calculelor, ceea ce ia făcut pe cercetători să dezvolte modele analitice de propagarea fisurilor incluzând închiderea și deschiderea fisurii. Modelele pe baza închiderii fisurii în cazul încărcărilor variabile cu amplitudine variabilă necesită un calcul ciclu-cu-ciclu al tensiunii de deschidere a fisurii și factorul de intensitate corespunzător. În acest caz au fost propuse trei modele de calcul și verificate pe spectre de încărcare din industria aeronautică.

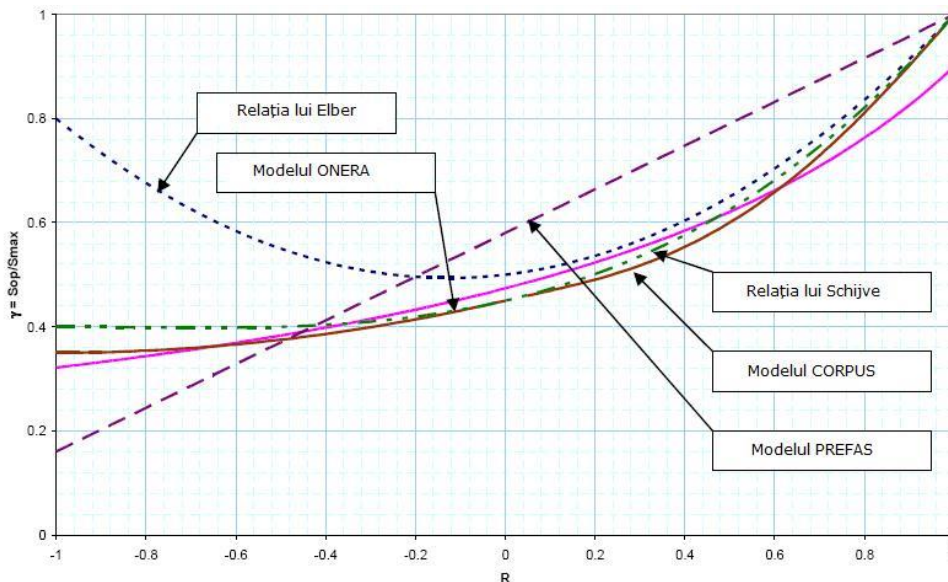


Fig. 42 – Variația tensiunii de deschidere a fisurii în funcție de gradul de asimetrie

Modelul ONERA

Modelul ONERA utilizează o comparație între zona deformată plastic curentă și factorul de intensitate a tensiunii corespunzător, cu o zonă deformată plastic

echivalentă de mărime $r_{p,eq}$ și factorul de intensitate a tensiunii corespunzător zonei plastice echivalentă. În cazul în care apare un vîrf de suprasolicitare, se creează o nouă zonă deformată plastic monotonă mai mare decât dimensiunea echivalentă a ultimei zone deformată plastic. Factorul de intensitate a tensiunii echivalent, $K_{max,eq}$, este calculat folosind relația lui Irwin [49] pentru starea plană de tensiune. În cazul în care plasticitatea monotonă lipsește, $K_{max,eq}$ scade odată cu propagarea fisurii deoarece scade $r_{p,eq}$.

În modelul ONERA factorul de intensitate a tensiunii corespunzător deschiderii fisurii este exprimat prin:

$$K_{op,i} = K_{max,eq,i} \cdot \left[\alpha \cdot f_1(R_{eq,i} + (1 - \alpha) \cdot f_2(R_{eq,i})) \right] \quad (96)$$

în care R_{eq} este gradul de asimetrie echivalent (K_{min}/K_{max}), α este un parametru dependent de încărcare și ia valori între 0 și 1 în funcție de amplitudinea încărcării, f_1 și f_2 sunt funcții empirice dependente de material. Valoarea 0 a parametrului α corespunde unei încărcări cu amplitudine constantă iar valoarea 1 corespunde unui spectru de solicitare cu un singur vîrf de suprasolicitare.

În Referința [50], α a fost corectat pentru a potrivi predicțiile testelor de propagare a fisurii efectuate pentru spectrele de solicitare FALSTAFF (secvență de încărcare la simularea zborului aeronavelor de luptă) și MINITWIST (spectrul de solicitare Sing pentru aeronave destinate transportului civil). Astfel s-au obținut pentru α valorile 0,65 și respectiv 0,5, ceea ce a dus la determinarea unei relații simple ținând cont de tipul încărcării.

Prin urmare, pentru a calcula viteza de propagare a fisurii este necesar determinarea funcțiilor f_1 și f_2 și constantele C și m din ecuația lui Paris. Pentru validarea modelului ONERA, Baudin și Robert [51] au determinat experimental valoarea funcției f_1 pe probe cu grosime de 2 mm din aliaj de Al, 2024-T3. Relația de calcul a vitezei de propagare a fisurii din modelul ONERA folosește o versiune modificată a ecuației lui Paris, dată de Ellyin și Li [52]:

$$\frac{da}{dN} = C_0 \cdot K_{max}^m \cdot \left[\frac{1 - f_2(R)}{1 - f_2(0)} \right]^m \quad (97)$$

Funcția Elber, $U(R)$, definită în modelul ONERA, este similară cu cea propusă de Kurihara [53]:

$$U(R) = \frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K} = \frac{0,9}{1,9 - 0,9 \cdot R} \quad (98)$$

Padmandinata [54] a evaluat modelul ONERA aplicându-l pe numeroase date de propagare a fisurilor obținute în urma unor teste cu spectre de solicitare din industria aeronautică. Acesta a observat unele insuficiențe și a propus câteva modificări. Conform lui Padmandinata:

1. Modelul ONERA nu permite o predicție completă a efectelor de interacțiune a încărcării și anume efectul de tranziție (creșterea inițial rapidă a fisurii urmată de retardare la apariția unei suprasolicitări). Padmandinata a menționat o subestimare a efectelor de tranziție și o supraestimare a efectelor de retardare în unele predicții cu modelul ONERA.
2. Pentru spectre simple cu amplitudine variabilă a fost observată o diferență semnificativă între secvențe periodice de subîncărcare-supraîncărcare și supraîncărcare-subîncărcare, diferență care nu apare în teste. Această eroare în predicție este dependentă de exponentul β , un parametru ce

- depinde de grosimea probei, folosit în calculul lui $K_{min,eq,i}$. Exponentul β este aparent un important factor în model, dar fizic este greu de înțeles.
3. Starea de tensiune (starea plană de tensiune sau plană de deformare) influențează predicțiile. Starea plană de deformare determină o durată de viață mai scurtă decât starea plană de tensiune.
 4. Precizia datelor de intrare și a relațiilor empirice este importantă în precizia rezultatelor obținute.
 5. Alegerea unei funcții $U(R)$ corespunzătoare este importantă în reducerea benzii de dispersie a rezultatelor.

Modelul CORPUS

Modelul CORPUS (Computation Of Retarded Propagation Under Spectrum loading) a fost propus de către De Koning [55] în 1981. Acest model a fost folosit pentru predicții de propagarea fisurilor pe baza spectrelor de încărcare ce simulează zborul aeronavelor. Modelul CORPUS a fost dezvoltat pe baza unui mecanism de bombare (mecanism de tip cocoasă), închiderea fisurii este observată prin bombarea suprafețelor fisurii (formarea unei cocoșe), Fig. 43. În literatură nu se evidențiază un suport cu privire la bombarea suprafețelor fisurii, doar schematic este prezentată formarea bombării și apoi aplatizarea datorită contactului dintre suprafețele fisurii. În cazul unei supraîncărcări apare o bombare mai mare ce va fi aplatizată ulterior de tensiunile de compresiune la descărcare. La fiecare ciclu al spectrului de solicitare se formează o bombare asociată cu o tensiune de deschidere a fisurii, S_{op} , prin urmare pentru estimarea tensiunii de deschidere este necesară o analiză ciclu-cu-ciclu, întrucât S_{op} este o parte esențială în analiza propagării fisurii cu modelul CORPUS.

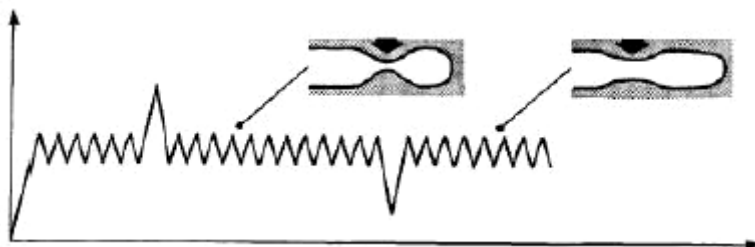


Fig. 43 – Mecanismul de bombare a suprafețelor fisurii

Padmandinata [54] și Putra [56] au explicat foarte sistematic modelul CORPUS în lucrările lor. Prin urmare pentru a descrie formarea bombării după aplicarea unei combinații supraîncărcare–subîncărcare a fost determinată experimental o funcție similară celei lui Elber pe probe din aliaje de Al:

$$U = -0,4 \cdot R^4 + 0,9 \cdot R^3 - 0,15 \cdot R^2 + 0,2 \cdot R + 0,45 \quad , R \geq 0 \quad (99)$$

$$U = -0,1 \cdot R^2 + 0,2 \cdot R + 0,45 \quad , -0,5 \leq R \leq 0 \quad (100)$$

Pe baza rezultatelor lui Newman [57] obținute prin analize cu metoda elementului finit, De Koning definește un factor de corecție, h , pentru tensiunea de deschidere a fisurii, S_{op} .

Un vârf de supraîncărcare are un rol major în formarea bombării, în timp ce un vârf de subîncărcare va reduce bombarea și implicit tensiunea de deschidere corespunzătoare acelei bombări.

O caracteristică importantă a modelului CORPUS este diferențierea între o zonă plastică ce apare în materialul deformat elastic și o zonă plastică ce se dezvoltă în materialul deja deformat plastic. Prima este numită Zonă Plastică Primară (ZPP) și cea de-a doua este numită Zonă Plastică Secundară (ZPS).

Prezența unui vârf de suprasolicitare suprapus peste o Zonă Plastică Primară determină o creștere a nivelului de deschidere a fisurii și implicit o retardare mai mare în propagarea fisurii. Tensiunea de deschidere a fisurii corespunzătoare unei bombări, determinată pe baza ecuațiilor (99) și (100) este valabilă doar în cazul unui singur vârf de suprasolicitare combinat cu un singur vârf de subsolicitare. Dacă se aplică o secvență de vârfuri de suprasolicitare, De Koning presupune că tensiunea de deschidere a fisurii, $S_{op,n}$, va atinge un nivel superior staționar definit prin relația:

$$1 + m_{st,n} \cdot \left[\frac{1}{U} - 1 \right] \quad (101)$$

în care $m_{st,n}$ este un parametru care depinde de creșterea fisurii, Δa , dintre vârfurile de suprasolicitare și mărimea zonei deformată plastic dată de un vârf de suprasolicitare, D_n . Pentru solicitări variabile cu amplitudine constantă $\Delta a/D_n$ tinde spre zero și $m_{st} = 0,1$. Dacă fisura se propagă prin zona plastică dată de un vârf de suprasolicitare ($\Delta a/D_n > 0$), efectul supraîncărcării este ignorat și ecuația (62) este folosită pentru calculul lui ΔK_{eff} conform ecuației lui Paris. Dacă se aplică o serie de vârfuri de supraîncărcare tensiunea de deschidere a fisurii corespunzătoare bombării va atinge un nivel staționar dat de relația (101).

Pentru a estima efectul încărcării s-a luat în considerare un factor de relaxare, δ (0,28 pentru Al 2024-T3). Această valoare este valabilă doar pentru efectele date de vârfuri de supraîncărcare cu același nivel în condițiile unei stări plane de tensiune. Pentru cazul general în care supraîncărcarea poate avea diferite nivele și diferite stări de tensiune, au fost introduși doi factori de corecție, astfel încât factorul de relaxare corectat este:

$$\delta = 0,28 \cdot \delta_1 \cdot \delta_2 \quad (102)$$

δ_1 ia în considerare efectul supraîncărcării cu diferite nivele iar δ_2 ia în considerare efectul încărcării redus la starea plană de deformație.

Conceptele adoptate în modelul CORPUS sunt raportate la închiderea fisurii, dimensiunea zonei plastice, localizarea vârfului fisurii în zona deformată plastic și mecanismele de bombare a suprafețelor fisurii și retardarea propagării fisurii. După compararea rezultatelor obținute pe cale experimentală și cele obținute pe baza modelului CORPUS, Padmandinata a prezentat următoarele concluzii:

1. Propagarea fisurilor în cele mai severe spectre ce simulează zborurile aeronavelor a fost subestimată
2. Modelul CORPUS dă o mai mare importanță solicitărilor rare de tip rafală de vânt în schimbul solicitărilor frecvente ce apar la aterizarea aeronavelor.
3. Modelul CORPUS prezice o viteză de propagare mai mare la materialele cu limită de curgere scăzută, dacă nu sunt modificate celălalte constante de material, ceea ce este nerealistic.
4. Trebuie aduse unele îmbunătățiri în cazul secvențelor de încărcare, în sensul că în unele cazuri de solicitare cu secvențe simple au fost prezise efecte ale secvenței de solicitare care în teste nu au fost observate iar în alte cazuri în teste au fost observate iar modelul CORPUS nu le-a putut prezice.

Padmandinata [54] a propus o modificare a modelului CORPUS ce intenționează să reducă influența solicitărilor de tip rafală de vânt în schimbul celor

care apar în momentul aterizării. Conform lui Padmandinata nivelul tensiunii de deschidere, S_{op} , este asociat cu cel mai înalt vârf de suprasolicitare și cel mai scăzut vârf de subsolicitare și introduce o zonă afectată de vârful de subsolicitare pentru a separa efectul dat de o suprasolicitare de cel dat de o subsolicitare.

A doua modificare propusă este un procedeu de selecție a tensiunii de deschidere a fisurii, S_{op} . Modelul CORPUS modificat nu ia în considerare Zona Plastică Secundară, în schimb tensiunea de deschidere a fisurii, S_{op} , este raportată la nivelul tensiunilor spectrului de solicitare, $S_{max,i}$, $S_{min,i}$. Adoptând această procedură, se simplifică modul de selecție a tensiunii de deschidere a fisurii, S_{op} .

Modelul CORPUS modificat a fost verificat de Padmandinata pe aliaj de Al, 7075-T6, aplicând spectre de solicitare cu multiple vârfuri de suprasolicitare. Parametrul de relaxare, δ , pentru materialul 7075-T6 a fost ales 0,15. Această valoare a fost obținută comparând rezultatele predicțiilor pentru diferite valori ale lui δ .

Modelul PREFAS

Modelul PREFAS (PREvision de la Fissuration en Fatigue AeroSpatiale) a fost propus de Aliaga, Davy și Schaff [58-60]. Obiectivul principal al acestui model este realizarea unui model simplu pe baza unor teste calibrate de propagare a fisurilor pentru a caracteriza răspunsul materialelor în cazul vârfurilor de suprasolicitare.

Spectrul de solicitare se consideră format din cicluri exprimate pe baza factorului de intensitate a tensiunii, K . Fiecare ciclu de solicitare se presupune că începe cu un factor de intensitate a tensiunii maxim, $K_{max,i}$, urmat de un $K_{min,i}$. Pentru fiecare ciclu de solicitare factorul de intensitate a tensiunii corespunzător nivelului de deschidere a fisurii, K_{op} , este calculat în raport cu factorul de intensitate a tensiunii maxim, K_{max} și minim, K_{min} . Pentru calculul lui $K_{op,i}$, corespunzător ciclului i , se ia în considerare $K_{max,j}$ și $K_{min,k}$ (Fig. 44).

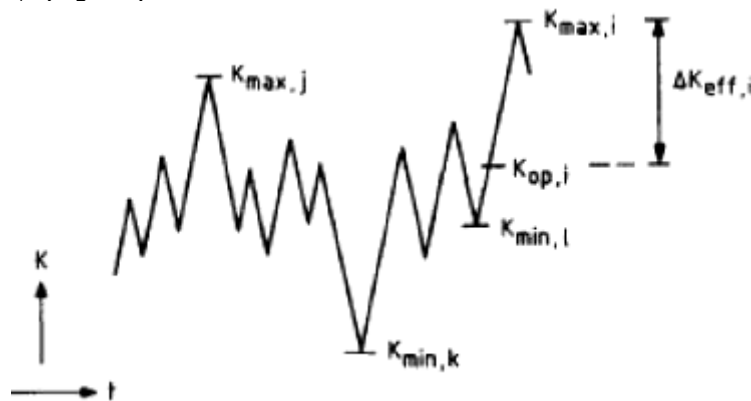


Fig. 44 – Secvență de solicitare exprimată prin factorul de intensitate a tensiunii, K

Conform modelului PREFAS, pentru calculul lui $K_{op,i,j}$ (valoarea factorului de intensitate a tensiunii corespunzător deschiderii fisurii la ciclul i , dar care este afectat de ciclul j) se folosește conceptul lui Elber, prin care:

$$K_{max,j} - K_{op,i,j} = U \cdot (K_{max,j} - K_{min,k}) \quad (103)$$

unde U este o funcție liniară ce depinde de gradul de asimetrie al ciclului și constantele de material A și B .

$$U = A + B \cdot R = A + B \cdot \left(\frac{K_{\min,k}}{K_{\max,j}} \right) \quad (104)$$

Calculul lui K_{op} se face pe baza unui număr limitat de valori ale lui K_{\max} și K_{\min} . Cea mai mare valoare a lui K_{\max} și cea mai mică valoare a lui K_{\min} vor elimina efectele date de ciclurile anterioare de solicitare. Prin urmare, $K_{op,i}$ va fi determinat luând în considerare KH_{\max} (valoarea maximă a factorului de intensitate a tensiunii din setul de valori considerate) și KH_{\min} (valoarea minimă a factorului de intensitate a tensiunii din setul de valori considerat). Fiecare pereche (KH_{\max} , KH_{\min}) determină o valoare a factorului de intensitate a tensiunii corespunzător deschiderii fisurii, KH_{op} .

În modelul PREFAS lungimea fisurii pentru calculul lui K , este considerată constantă pe perioada simulării spectrului de zbor. Acest lucru implică faptul că factorul de intensitate a tensiunii este influențat doar de nivelul tensiunilor de solicitare, fără a fi influențat și de variația lungimii fisurii.

Dacă Δa este creșterea fisurii pe perioada unui spectru de solicitare, se poate

$$\text{scrie: } \Delta a = \sum_{i=1}^n \Delta a_i = C \cdot \sum_{i=1}^n \Delta K_{eff,i}^m = C \cdot [f(a) \cdot \sqrt{\pi a}]^m \cdot \sum_{i=1}^n \Delta S_{eff,i}^m = C \cdot [f(a) \cdot \sqrt{\pi a}]^m \cdot EF \quad (105)$$

$$\left[\frac{da}{dN} \right]_{medie} = \frac{\Delta a}{n} = C \cdot [f(a) \cdot \sqrt{\pi a}]^m \cdot \frac{EF}{n} \quad (106)$$

Modelul PREFAS implică patru constante de material, dintre care, C și n sunt constantele din ecuația lui Paris, iar A și B determină raportul tensiunilor efective, U . Conform experienței lui Aliaga între parametrii A și B este o relație de forma $A = B = 1$, ce poate fi aplicată în cazul aliajelor de Al și la oțeluri. O altă relație între A și B se poate determina experimental prin teste de propagare de fisuri cu spectre de solicitare cu amplitudine constantă ($R = 0,1$) în care se inserează un vîrf de supraîncărcare la fiecare 1000 de cicluri ($K_{OL}/K_{\max} = 1,7$). Ultima constantă, EF , poate fi calculată cu ecuația (106).

Pe scurt modelul PREFAS a fost dezvoltat pe baza conceptului de închidere a fisurii propus de Elber, în care închiderea fisurii este calculată prin procedeul ciclu-cu-ciclu. Modelul a fost realizat pentru spectre de solicitare cu amplitudine variabilă cu scurte perioade de repetare a încărcării și de asemenea are unele limitări:

1. În modelul PREFAS tensiunile de compresiune ale spectrului de solicitare sunt considerate zero. În realitate, la aterizare apar solicitări de compresiune care au un efect sistematic asupra propagării fisurii. Este evident că nu este permisă eliminarea tensiunilor de compresiune ale spectrului de solicitare, deoarece liniaritatea funcției $U(R)$ ($U = A + B \cdot R$) nu poate fi asociată cu tensiunile de compresiune.
2. Separarea variabilelor (lungimea fisurii și secvența de încărcare) este posibilă doar folosind ecuația lui Paris ($da/dN = C \cdot \Delta K_{eff}^m$). Pentru alte relații de propagare a fisurii separarea variabilelor devine imposibilă (mai ales dacă ecuația lui Paris este înlocuită cu o relație polinomială de ordin mai mare).
3. Modelul nu este aplicabil la viteze mari de propagare a fisurii datorită ruperii ductile la valori înalte ale lui K_{\max} . Acest lucru este dat de faptul că Δa , pe o anumită perioadă a spectrului de încărcare trebuie să fie mai mică decât zona deformată plastic asociată încărcării maxime a spectrului de solicitare.

4. În majoritatea modelelor de predicție estimarea zonei deformată plastic este o problemă importantă. Acest lucru nu este prezentat mai explicit în modelul PREFAS.

Modele definite pe baza unei fâșii de curgere

Modelele fâșiei de curgere sunt definite pe baza modelului Dugdale [61], folosit pentru estimarea zonei plastice, r_p , la vârful fisurii. Conform modelului Dugdale, curgerea materialului apare într-o fâșie îngustă situată înaintea vârfului fisurii. Răspunsul materialului la deformarea plastică este rigid perfect plastic, ceea ce determină o tensiune constantă în zona plastică. Dugdale presupune că situația din Figura 45.a este echivalentă cu sistemul de solicitare din Figura 45.b, în care este prezentă o lungime a fisurii fictivă, $a^*=a+r_p$, și în care suprafețele fisurii sunt solificate între a și a^* cu tensiunea $\sigma = \sigma_y$. Echivalența necesită, de asemenea, ca tensiunea la vârful fictiv al fisurii să fie nesingulară.

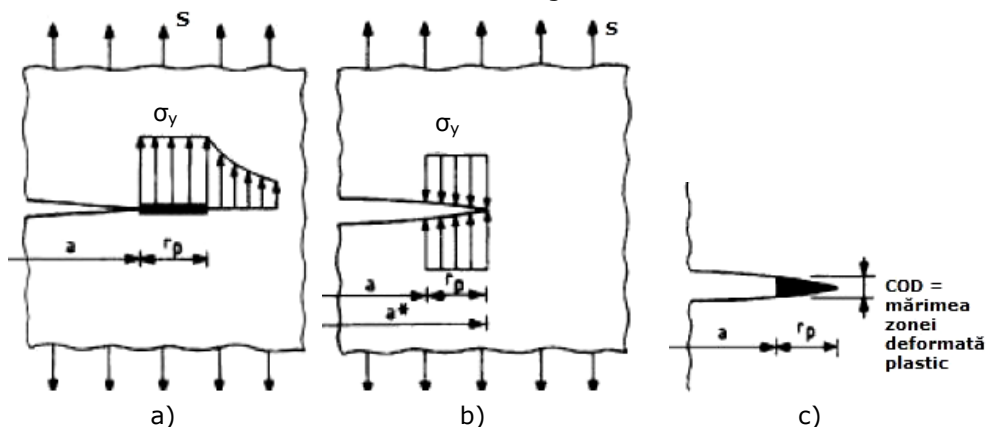


Fig. 45 – Aspecte ale modelului Dugdale și fâșiei de curgere; a) – curgerea în fâșie îngustă; b) – presupunerea unei lungimi fictive a fisurii; c) – deformarea plastică la vârful lungimii fictive

S – tensiunea ciclică aplicată

σ_y – limita de curgere a materialului

COD – deschiderea la vârful fisurii

Modelul fâșiei de curgere, inițial a fost propus pentru rezolvarea problemelor de propagarea fisurilor în domeniul elasto-plastic pentru starea plană de tensiune. Rezultatele satisfăcătoare asupra propagării fisurilor în structuri reale în condiții de stare plană de tensiune, au făcut ca modelul să fie extins și la starea plană de deformare, sau la situații asemănătoare stării plane de deformare. În Dill și Saff [62], au fost folosite presupunerile lui Rice [63], cu privire la faptul că dimensiunea zonei deformată plastic și deschiderea la vârful fisurii sunt aproximativ înjumătățite în condițiile stării plane de deformare față de starea plană de tensiune, în modificarea conceptului Dugdale pentru aplicații în condițiile stării plane de deformare. Rezultatele obținute au arătat o bună corelare cu datele experimentale. Similar, Newman [64] a introdus un factor de constrângere plastică, α , asupra tensiunii de întindere din fața vârfului fisurii, pentru a ține cont de efectele tridimensionale la vârful fisurii în condițiile stării plane de deformare. Rezultatele au

fost confirmate prin calcule cu metoda elementului finit și în urma cărora s-a stabilit $\alpha = 1$ pentru starea plană de tensiune și $\alpha = 3$ pentru starea plană de deformare.

Cele mai cunoscute modele definite pe baza fâșiei de curgere au fost propuse de Newman [47] și De Koning [65]. Diferența dintre aceste modele este definirea factorului de constrângere. Newman presupune că starea de tensiune depinde de viteza de propagare a fisurii, cu mici accelerări ale vitezei de propagare în condițiile stării plane de deformare și creșteri mai mari în condițiile stării plane de tensiune, iar valoarea factorului de constrângere este presupusă constantă de-a lungul elementelor din zona plastică. În contrast cu Newman, De Koning definește factorul de constrângere ca o funcție parabolică de-a lungul elementelor din zona plastică, întru cât starea plană de tensiune este atinsă la sfârșitul zonei plastice. Schijve a menționat că în modelul definit pe baza fâșiei de curgere tranziția de la starea plană de tensiune la starea plană de deformare este încă acoperită de presupuneri. Obiecția este valabilă, din moment ce modelul folosește un factor de constrângere, α , pentru a ține cont de efectele tridimensionale la vârful fisurii. Factorul de constrângere este inițial folosit pentru determinarea mărimii zonei plastice la propagarea fisurii în condițiile stării plane de deformare la o scară redusă a curgerii materialului la vârful fisurii. Pe baza unei analize a stării de tensiune și criteriului elasticității von Mises s-a obținut $\alpha = 3$ pentru starea plană de deformare dar factorul de constrângere determinat de Irwin $\alpha = 1,73$ pare a fi mai apropiat de observațiile experimentale în condițiile stării plane de deformare. Wang și Blom au propus un factor de constrângere, α , variabil pentru a ține cont de schimbările graduale ale stării de tensiune de la vârful fisurii, în special la plăci și poate fi determinat pe baza mărimii zonei plastice de la vârful fisurii și grosimea plăcii. În modelul fâșiei de curgere implementat în programul de analiză a propagării fisurilor de oboseală, NASGRO, au fost introduse două posibilități de alegere a factorului de constrângere. În prima opțiune factorul α poate fi ales ca fiind constant și se presupune că este constant de-a lungul elementelor din zona plastică, iar valoarea depinde de starea de tensiune și trecerea de la starea plană de deformare la starea plană de tensiune. În a doua opțiune α este considerat variabil de-a lungul elementelor de la vârful fisurii după o funcție parabolică obținută prin analize cu metoda elementului finit.

2.5.3. Contribuții privind realizarea a două programe pentru calculul vitezei de propagare a fisurii la solicitări variabile

După cum se poate observa, problema propagării fisurilor de oboseală a fost intens studiată în decursul anilor, fiind prezentate a serie de relații și modele de calcul a vitezei de propagare a fisurilor în funcție de tipul solicitării care produce extinderea fisurii. Ecuațiile prezentate în paragrafele anterioare au fost încorporate în programe de calcul în vederea determinării vitezei de propagare a fisurilor în cazul spectrelor de solicitare complexe care necesită un calcul de tipul "ciclu-ciclu".

Printre cele mai cunoscute programe de calculul vitezei de propagare a fisurilor de oboseală se enumeră:

- **NASGRO** – program dezvoltat de centrul de cercetări NASA și care are ca obiectiv determinarea vitezei de propagare a fisurilor precum și calculul

instabilității fisurii pentru structuri încărcate ciclic și în care s-a descoperit prezența unor defecte sau fisuri. Programul este structurat pe șase module (NASFLA – modul de calcul a vitezei de propagare a fisurilor, NASCCS – calculul lungimii critice a fisurii, NASSIF – calculul factorului de intensitate a tensiunii, NASGLS – analiza propagării fisurilor în sticlă, NASMAT – determinarea proprietăților de material, NASBEM – analiză prin metoda elementelor de frontieră), iar pentru calculul vitezei de propagare folosește o relație numită „ecuația NASGRO” (107) [66]:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \left[\left(\frac{1-f}{1-R} \right) \cdot \Delta K \right]^n \cdot \frac{\left(1 - \frac{\Delta K_{th}}{\Delta K} \right)^p}{\left(1 - \frac{K_{max}}{K_C} \right)^q} \quad (107)$$

în care:

da/dN – viteza de propagare a fisurii de oboseală

ΔK – variația factorului de intensitate a tensiunii

C, n, p, q – constante de propagare

R – gradul de asimetrie al ciclului de solicitare

K_{max} – factorul maxim de intensitate a tensiunii

ΔK_{th} – variația de prag a factorului de intensitate a tensiunii

K_C – valoarea critică a factorului de intensitate a tensiunii

f – funcție ce descrie mecanismul de închidere și deschidere a fisurii

- **AFGROW** – program dezvoltat pentru calculul vitezei de propagare a fisurilor de oboseală, având încorporate cinci modele de calcul: ecuația lui Forman, metoda T-Harter, ecuația NASGRO, ecuația Walker, introducerea tabelară a datelor de propagarea fisurii pentru cel puțin două grade de asimetrie, [67].

Pe baza unui algoritm de calcul asemănător cu cel al programelor amintite, în cadrul lucrării au fost realizate două programe pentru calculul vitezei de propagare a fisurii în cazul solicitărilor variabile cu amplitudine constantă (MATH-CA) și amplitudine variabilă (MATH-VA). Cele două programe au fost realizate cu ajutorul pachetului software pentru calcul matematic MathCad, fiind concepute pentru epruvete de tracțiune (tip CT) și folosesc pentru calculul vitezei de propagare a fisurii de oboseală ecuația lui Walker. Programul MATH-VA are încorporat modelul Wheeler (Fig. 48) pentru a lua în considerare efectul de întârziere a propagării datorat vârfulilor de supraîncărcare. În figurile 47 și 53 sunt prezentate schemele logice ale celor două programe. Programele au fost validate prin calcule, în comparație cu programul AFGROW, pe același tip de solicitare, același material, același tip de probă și aceeași ecuație de calcul a vitezei de propagare (ec. lui Walker), în figura 46 sunt prezentate rezultate obținute cu programul MATH-CA și AFGROW pentru o solicitare ciclică cu gradul de asimetrie $R = 0,1$.

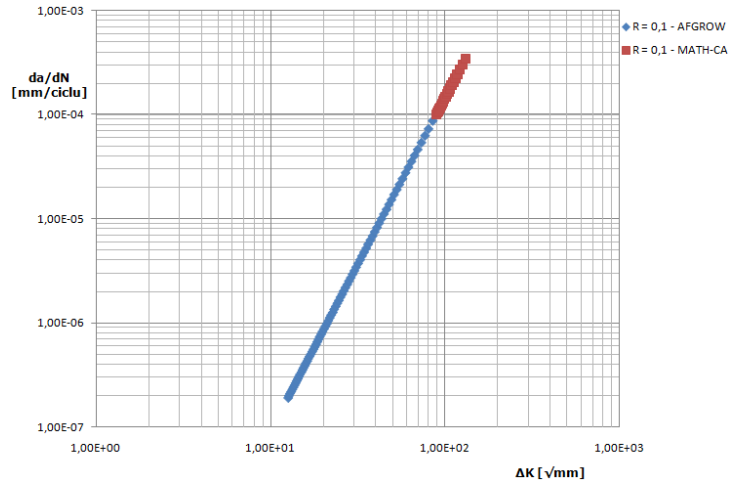


Fig. 46 – Viteza de propagare a fisurii calculată cu MATH-CA și AFGROW pentru $R = 0,1$ în aliajul 2024-T3 Al

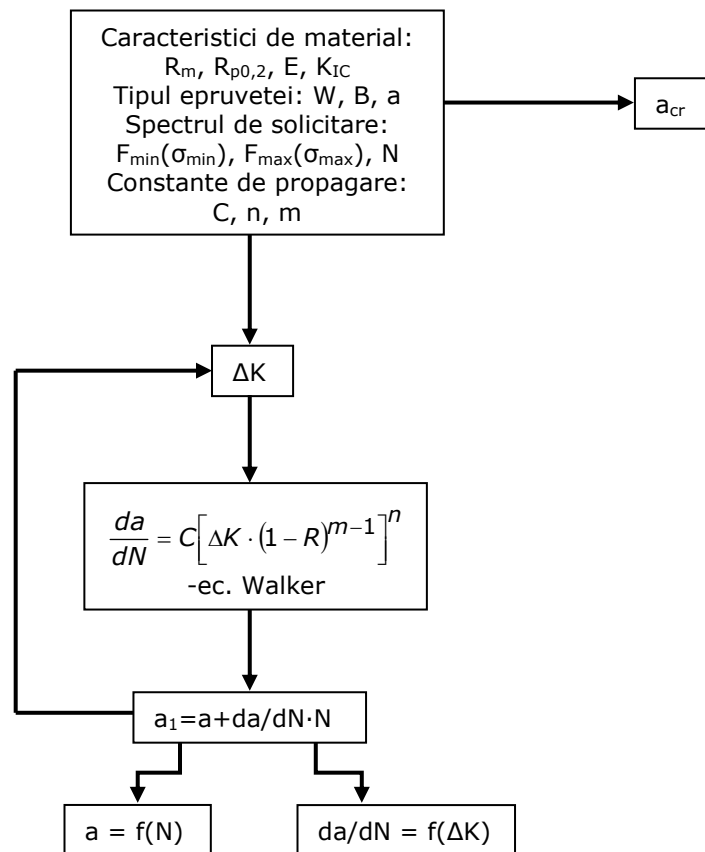


Fig. 47 – Schema logică de calcul a programului MATH-CA

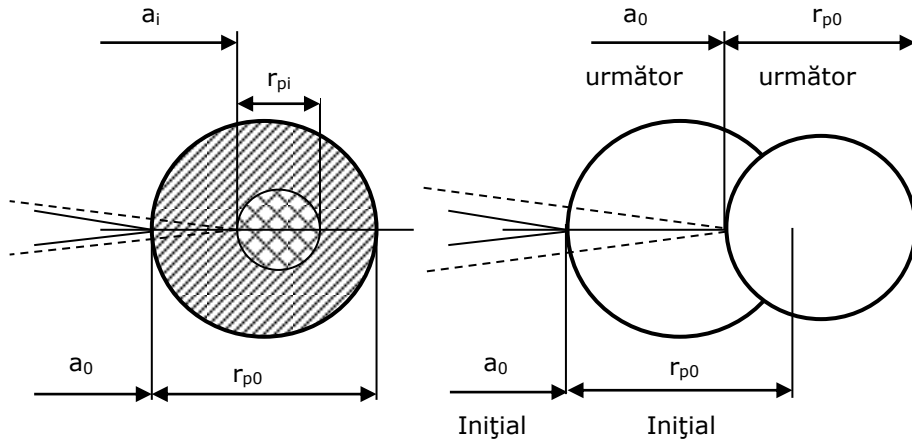


Fig. 48 – Schema modelului Wheeler din programul MATH-VA

Programul MATH-VA a fost utilizat pentru determinarea vitezei de propagare a fisurii pe o probă de tracțiune din aliaj de Al, 2024-T3, Fig. 49, în cazul solicitării cu un spectru cu amplitudine variabilă, prezentat în figura 50.

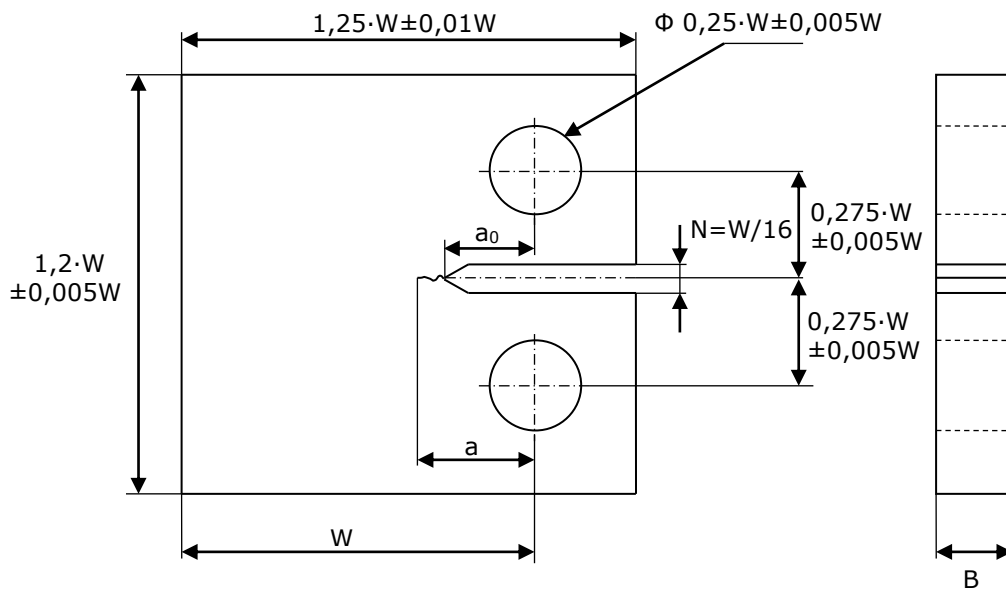


Fig. 49 – Probă de tracțiune, tip CT, pentru încercări de determinare a vitezei de propagare a fisurii de oboseală ($W = 46 \text{ mm}$, $B = 10 \text{ mm}$, $a = 17 \text{ mm}$)

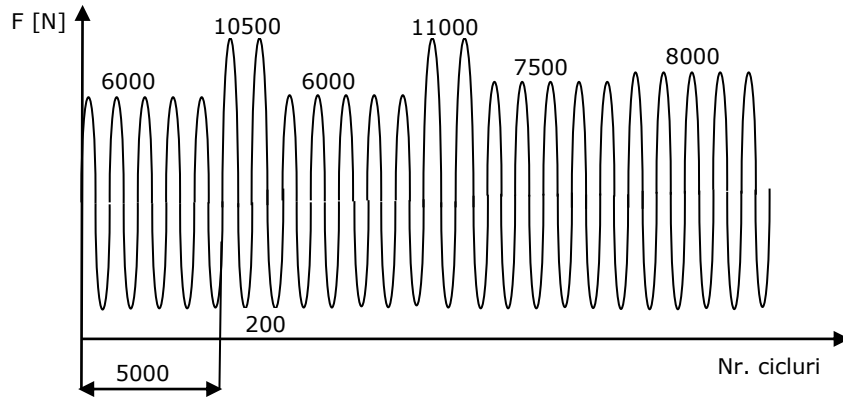


Fig. 50 – Spectru de solicitare cu amplitudine variabilă

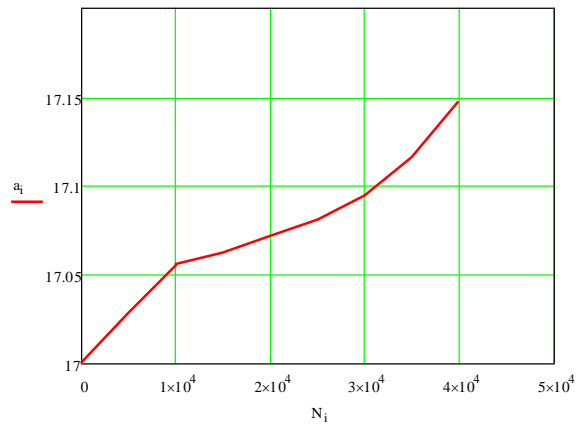


Fig. 51 – Curba de variație $a=f(N)$, obținută cu programul MATH-VA

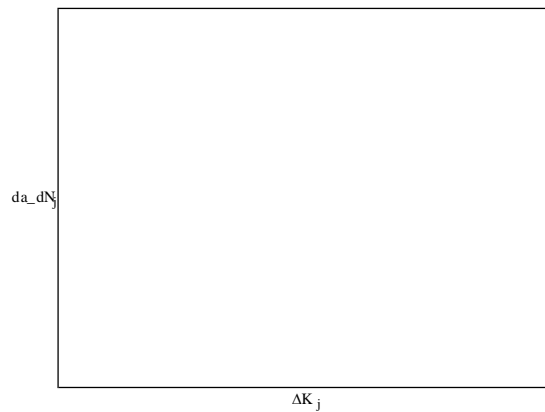


Fig. 52 – Curba de variație $da/dN=f(\Delta K)$, obținută cu programul MATH-VA

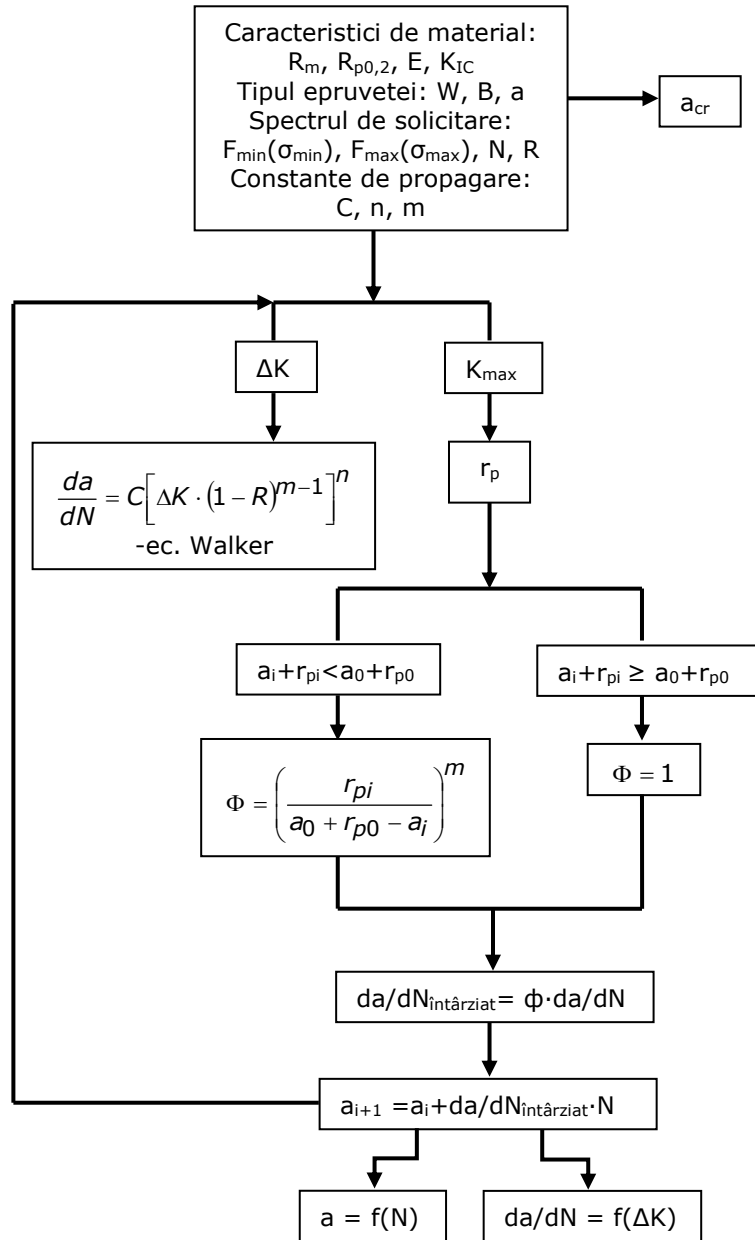


Fig. 53 – Schema logică de calcul a programului MATH-VA

3. CERCETĂRI TEORETICE ASUPRA ELABORĂRII UNUI MODEL CARE CORELEAZĂ VITEZA DE PROPAGARE A FISURII ÎN FUNCȚIE DE GRADUL DE ASIMETRIE AL CICLULUI DE SOLICITARE

3.1. Considerații generale

Degradarea prin oboseală este unul din cele mai importante modele de rupere a structurilor solicitate cu încărcări variabile în timp. Datorită complexității fenomenului de oboseală, un număr foarte mare de lucrări științifice legate de viteza de propagare a fisurilor de oboseală au fost publicate odată ce Paris și Erdogan au propus cea mai cunoscută ecuație de propagare a unei fisuri. Totodată mulți cercetători și-au concentrat atenția spre variația efectivă a factorului de intensitate a tensiunii, ΔK_{eff} , calculat pe baza conceptului de închidere a fisurii propus de Elber. Recent a fost prezentat un model de închidere parțială a fisurii și un model în care propagarea fisurii este descrisă de doi parametri, cu scopul de a stabili o relație ce condensează datele de propagare a fisurilor pentru diferite grade de asimetrie, R, într-o singură curbă.

Exprimând viteza de propagare a unei fisuri de oboseală în funcție de variația factorului de intensitate a tensiunii, ΔK , s-a arătat anterior că gradul de asimetrie al ciclului de solicitare este parametrul cu o influență considerabilă asupra propagării unei fisuri. Legat de această problemă au fost propuse o serie de formulări care să explice efectul gradului de asimetrie asupra vitezei de propagare a fisurilor de oboseală ridicându-se în același timp o întrebare la care încă nu este definit un răspuns clar: „Pot fi folosite aceste ecuații în calculele de predicție a duratei de viață, pe baza propagării fisurilor de oboseală, a structurilor solicitate cu încărcări variabile în timp?”. Odată stabilită ecuația pe baza căreia se vor face calculele privind durata de propagare a unei fisuri de oboseală de la lungimea detectată până la lungimea critică, o altă problemă întâlnită în practica inginerească este determinarea constantelor de material din ecuația respectivă.

Toate aceste probleme pot fi rezolvate dacă curbele ce exprimă variația vitezei de propagare a fisurii, da/dN , în funcție de variația factorului de intensitate a tensiunii, ΔK , pentru diferite grade de asimetrie, R, pot fi condensate într-o singură diagramă.

În 1970 Elber a introdus conceptul de închidere a fisurii și variația efectivă a factorului de intensitate a tensiunii ca forță dominantă în extinderea fisurii de oboseală. Pe baza acestui lucru viteza de propagare a fisurii de oboseală poate fi exprimată prin relația:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K_{eff})^m \quad (1)$$

$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{op}$$

unde K_{op} este factorul de intensitate a tensiunii corespunzător tensiunii de deschidere a fisurii. Acest concept a fost foarte mult apreciat în anii 1970-1990,

fiind propuse mai multe modele de calcul a variației efective a factorului de intensitate a tensiunii. Recent, mulți cercetători au convenit că efectele fizice de

închidere a fisurii au fost supraestimate în trecut și prin urmare a fost propus un model de închidere parțială a fisurii, pentru a reduce dificultatea modelelor de propagare a fisurii pe baza închiderii acesteia. Astfel, a fost definită o variație efectivă a factorului de intensitate a tensiunii modificată, dată de relația:

$$\Delta K_{effM} = K_{max} - K_{Op} \cdot \left[1 + \left(\frac{2}{\pi} - 1 \right) \cdot g \right] \quad (2)$$

$$g = \exp \left[- \left(\frac{K_{max}}{K_{maxTH}} - 1 \right) \right]$$

în care K_{maxTH} este factorul maxim de intensitate a tensiunii corespunzător regiunii de prag pentru un grad de asimetrie dat.

Fie că este un model de închidere a fisurii convențional sau unul parțial, toate modelele de propagare a fisurilor de oboseală pe baza închiderii fisurii pot fi scrise într-o formă unificată dată de relația:

$$\Delta K_{eff} = f(R, \dots) \cdot \Delta K \quad (3)$$

unde $f(R, \dots) \leq 1$, și care de altfel este dependentă de gradul de asimetrie, material, geometrie, etc.

Ecuatiile (1) și (3) implică faptul că, dacă funcția $f(R, \dots)$ este bine determinată, toate curbele ce exprimă viteza de propagare a fisurii pentru diferite grade de asimetrie vor fi restrânse în jurul unei singure curbe ce exprimă viteza de propagare a fisurii pe baza închiderii acesteia. Constantele de material din ecuația de calcul a vitezei de propagare a fisurii se determină de pe curba rezultată prin condensarea datelor de propagare a fisurii pentru diferite grade de asimetrie.

Walker a propus un model dezvoltat pe baza unei analize grafice a rezultatelor experimentale, frecvent utilizat în calculele de propagare a fisurilor de oboseală și care ia în considerare efectul gradului de asimetrie, R :

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \left[(1 - R)^p \cdot \Delta K \right]^m \quad (4)$$

Ecuția (4) este echivalentă cu ecuația lui Paris dacă $R = 0$ și totodată deplasează curbele de variație $da/dN = f(\Delta K)$ pentru diferite grade de asimetrie ($R > 0$) spre curba corespunzătoare lui $R = 0$. Totuși, nu se specifică clar cum sunt corelate datele de propagare a fisurilor pentru $R < 0$, pe baza acestui model.

În anul 2001, Kujawski a extins modelul Walker pentru grade de asimetrie negative printr-un model de calcul a vitezei de propagare a fisurii în care forța de extindere a fisurii este dată de doi parametri. Kujawski a arătat că modelul propus poate explica efectul gradului de asimetrie mai bine decât cazul în care este considerat conceptul lui Elber de închidere a fisurii. Cei doi parametri de extindere a fisurii considerați sunt factorul de intensitate maxim aplicat, K_{max} și partea pozitivă a solicitării ciclice aplicate, ΔK^+ , modelul fiind prezentat în capitolul anterior.

3.2. Descrierea modelului propus

Plecând de la ipoteza lansată de Kujawski, conform căreia unei viteze de propagare a fisurii de oboseală dată îi corespunde o variație a factorului de intensitate a tensiunii corespunzătoare unui grad de asimetrie $R = 0$, dar și o

variație a factorului de intensitate a tensiunii corespunzătoare unui grad de asimetrie $R = 0,1$, s-a propus un model de corelare a vitezei de propagare pentru

diferite grade de asimetrie în jurul unei singure curbe corespunzătoare gradului de asimetrie $R = 0$.

Conform ipotezei de mai sus, se poate scrie:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K_0)^{n_0} = C \cdot (\Delta K_{0,1})^{n_{0,1}} \quad (5)$$

în care ΔK_0 este variația factorului de intensitate a tensiunii pentru $R = 0$, n_0 este panta curbei de variație $da/dN = f(\Delta K_0)$, iar $\Delta K_{0,1}$ este variația factorului de intensitate a tensiunii pentru $R = 0,1$ și $n_{0,1}$ este panta curbei de variație $da/dN = f(\Delta K_{0,1})$.

Logaritmând ecuația (5) rezultă:

$$\begin{aligned} n_0 \cdot \log \Delta K_0 &= n_{0,1} \cdot \log \Delta K_{0,1} \\ \text{sau } \frac{\log \Delta K_0}{\log \Delta K_{0,1}} &= \frac{n_{0,1}}{n_0} \end{aligned} \quad (6)$$

Notând cu $\alpha^* = \frac{n_{0,1}}{n_0}$ rezultă relația de forma:

$$\log \Delta K_0 - \alpha^* \cdot \log \Delta K_{0,1} = 0 \quad (7)$$

Relația (7) este echivalentă cu:

$$\log \Delta K_0 - \log (\Delta K_{0,1})^{\alpha^*} = 0$$

Aplicând una din proprietățile operațiilor cu logaritmi, se obține:

$$\log \frac{\Delta K_0}{(\Delta K_{0,1})^{\alpha^*}} = 0 \quad (8)$$

$$\text{sau } \frac{\Delta K_0}{(\Delta K_{0,1})^{\alpha^*}} = 1 \quad (9)$$

Din ecuația (9) se poate scrie: $\Delta K_0 = (\Delta K_{0,1})^{\alpha^*}$ (10)

Prin urmare, introducând relația (10) în ecuația lui Paris și reprezentând grafic $da/dN = f[(\Delta K_{0,1})^{\alpha^*}]$, datele de propagare a fisurii corespunzătoare gradului de asimetrie $R = 0,1$ vor fi condensate în jurul curbei de propagare corespunzătoare gradului de asimetrie $R = 0$.

O problemă ce urmează a fi rezolvată în relația (10) este determinarea parametrului α^* .

Din relația (7) se poate scrie:

$$\log \Delta K_0 = \alpha^* \cdot \log \Delta K_{0,1} \quad (11)$$

Relația (11) reprezintă ecuația unei drepte la scară logaritmică, iar parametrul α^* este panta curbei de variație $\Delta K_0 = f(\Delta K_{0,1})$.

Pentru determinarea numerică a lui α^* s-a considerat viteza de propagare a unei fisuri de oboseală pentru șase grade de asimetrie, în aliajul de Al 2024-T3, Fig. 1.

În primă fază, cunoscând constanta de material $C = 2,38E-12$, pentru materialul considerat, s-a determinat panta curbei de propagare a fisurii pentru $R = 0$, $n_0 = 3,421$.

În a doua fază, pentru fiecare viteză de propagare corespunzătoare lui $R = 0$, s-au identificat valorile lui ΔK , pentru fiecare grad de asimetrie în parte ($\Delta K_{0,1}$, $\Delta K_{0,3}$, $\Delta K_{0,5}$, $\Delta K_{0,7}$, $\Delta K_{0,9}$), după care s-au reprezentat grafic variațiile $\Delta K_0 = f(\Delta K_{0,1}, \Delta K_{0,3}, \Delta K_{0,5}, \Delta K_{0,7}, \Delta K_{0,9})$, Fig. 2.

Pe baza unei analize statistice a pantei rezultată pentru fiecare dreaptă în parte s-a calculat valoarea medie a parametrului a^* , astfel încât:

$$\left. \begin{array}{l} \text{Pentru } R = 0 \dots 0,5 \\ R = 0 \dots (-0,5) \end{array} \right\} a^* = 1,35953$$

$$\left. \begin{array}{l} \text{Pentru } R = 0,5 \dots 1 \\ R = -0,5 \dots -1 \end{array} \right\} a^* = 1,842$$

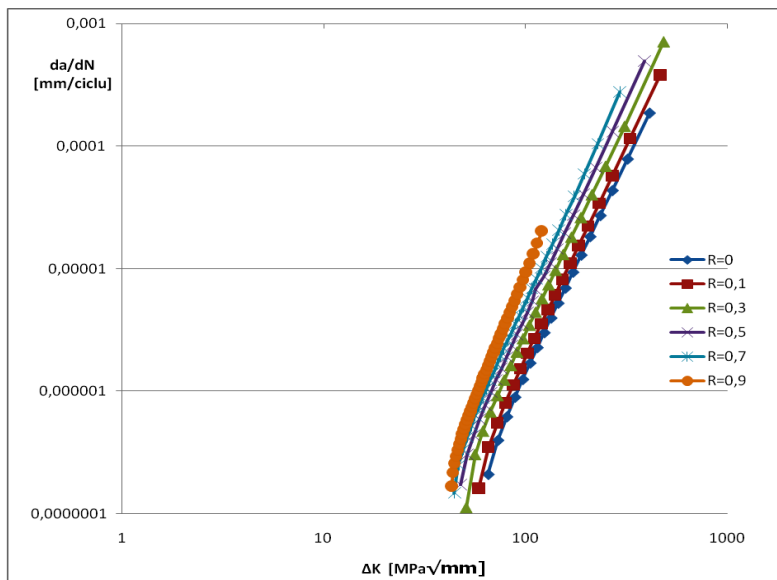


Fig. 1 – Viteza de propagare a fisurii de oboseală în funcție de variația factorului de intensitate a tensiunii în aliajul de Al, 2024-T3

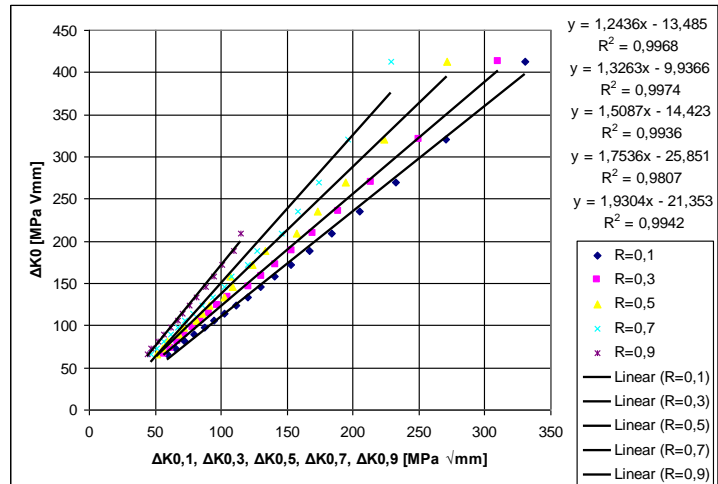


Fig. 2 – Reprezentarea grafică $\Delta K_0 = f(\Delta K_{0,1}, \Delta K_{0,3}, \Delta K_{0,5}, \Delta K_{0,7}, \Delta K_{0,9})$

Introducând relația (10), [94] în ecuația lui Paris, se calculează viteza de propagare a fisurii de oboseală pentru fiecare grad de asimetrie considerat:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \left[(\Delta K_{0,1})^{\alpha^*} \right]^{n_0} \quad (12)$$

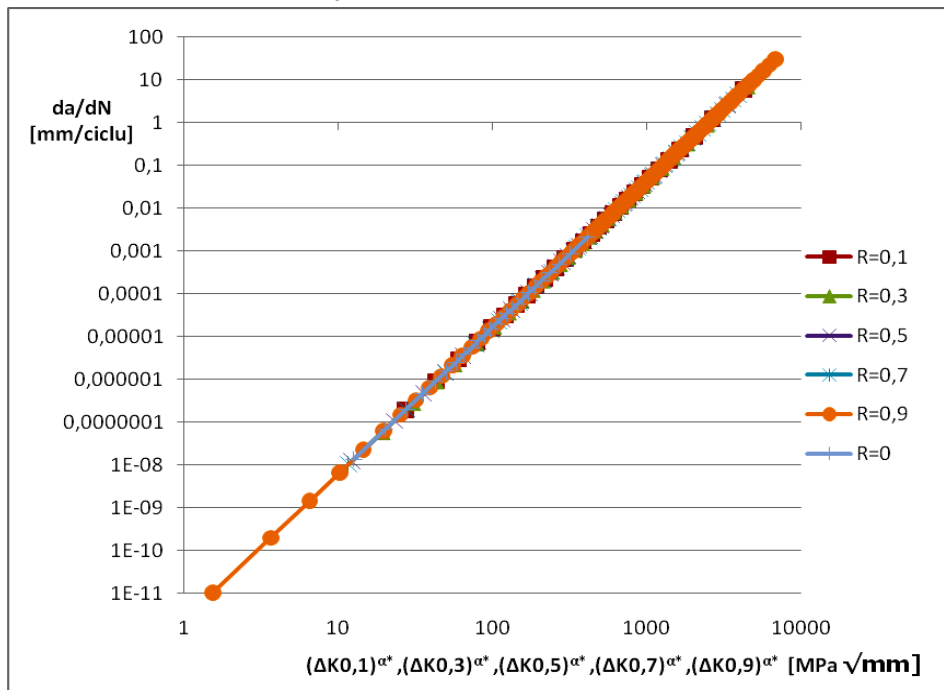


Fig. 3 – Curba de variație pentru $R = 0$ rezultată prin corelarea datelor de propagare a fisurii, pentru aliaj de Al, 2024-T3

3.3. Verificarea și validarea modelului

Pentru verificarea modelului propus s-au folosit date de propagare a fisurilor de oboseală în aliaje de oțel și aluminiu, din literatura de specialitate, pentru diferite grade de asimetrie.

În Fig. 4 este dată viteza de propagare a fisurii de oboseală în funcție de variația factorului de intensitate a tensiunii pentru trei grade de asimetrie la un oțel carbon laminat, 1005-1012, conform Referințelor [68] și [69]. După aplicarea relației (12), datele de propagare a fisurii au fost condensate într-o singură curbă cu gradul de asimetrie, $R = 0$, Fig. 5.

Figurile 6 și 7 prezintă date de propagare a fisurilor de oboseală pentru grade de asimetrie cuprinse între 0 și 1, la un oțel turnat (A536 Grd 80-55-06, [70],[71]) și respectiv curba de corelare rezultată prin aplicarea modelului propus.

Relația (12) a fost aplicată și pe date de propagare a fisurilor de oboseală în aliajul de Al – 7475-T7351, pentru grade de asimetrie pozitive, Fig. 8, [72], [73] și negative, Fig. 10.

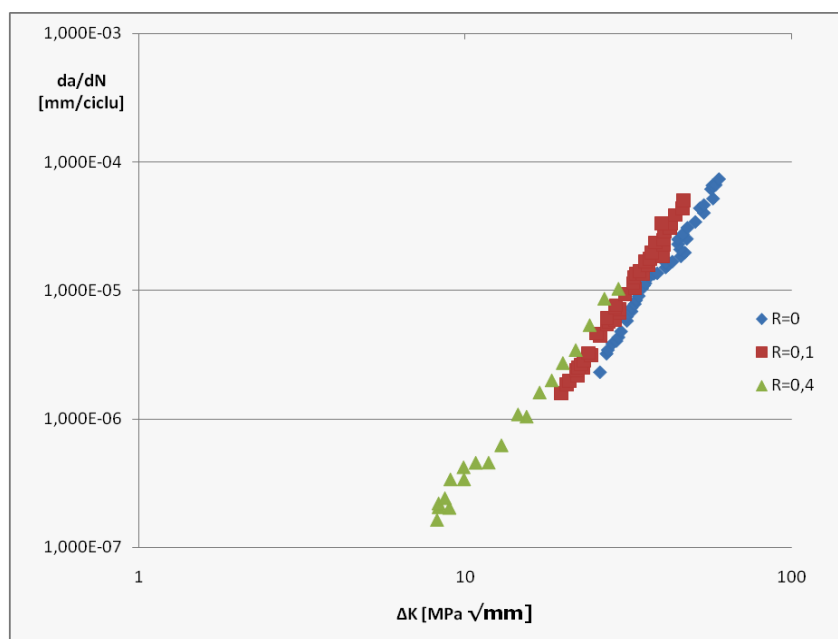


Fig. 4 – Curbele de variație $da/dN = f(\Delta K)$ pentru oțel carbon laminat, 1005-1012, [68], [69]

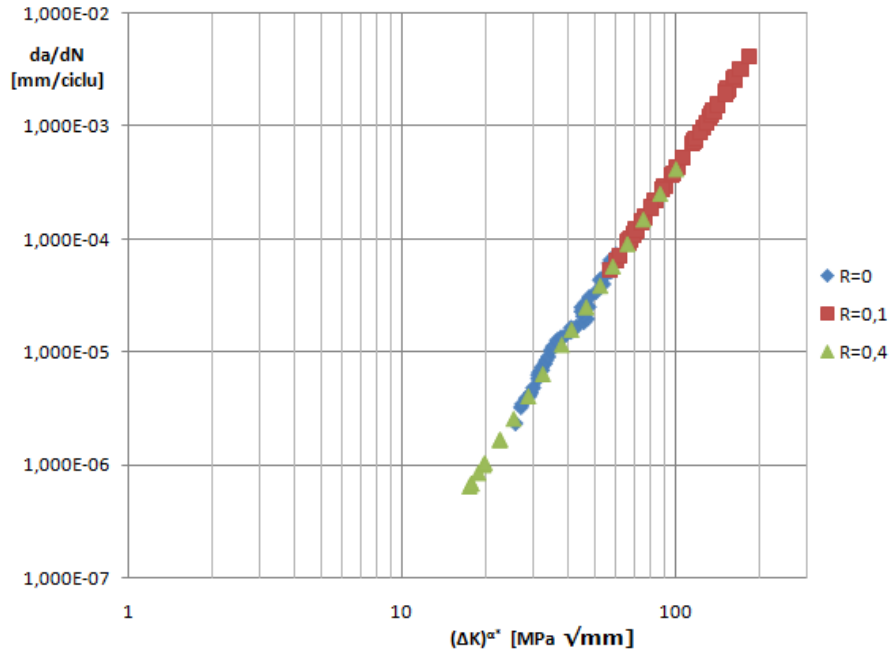


Fig. 5 – Curba de corelare a datelor de propagare pentru $R = 0$, la oțel carbon laminat, 1005-1012

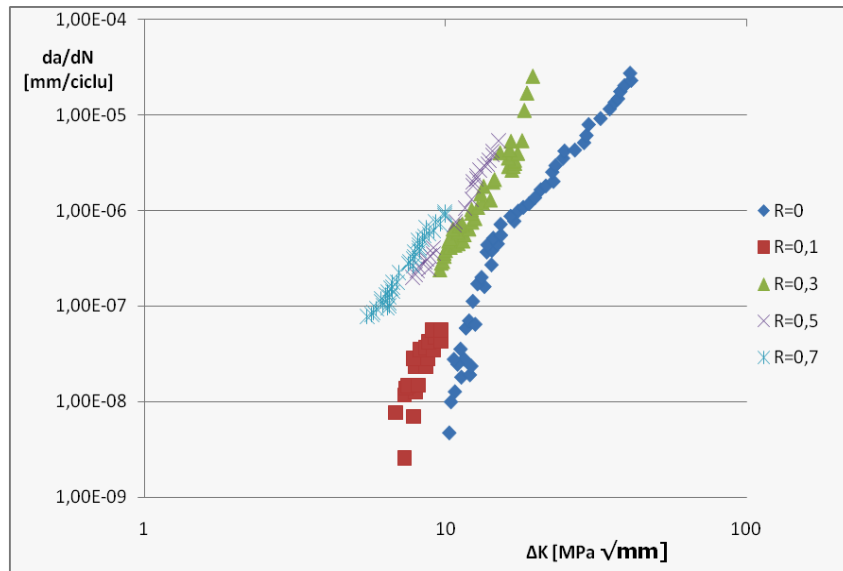


Fig. 6 – Curbele de variație $da/dN = f(\Delta K)$ pentru oțel turnat, A536 Grd 80-55-06, [70], [71]

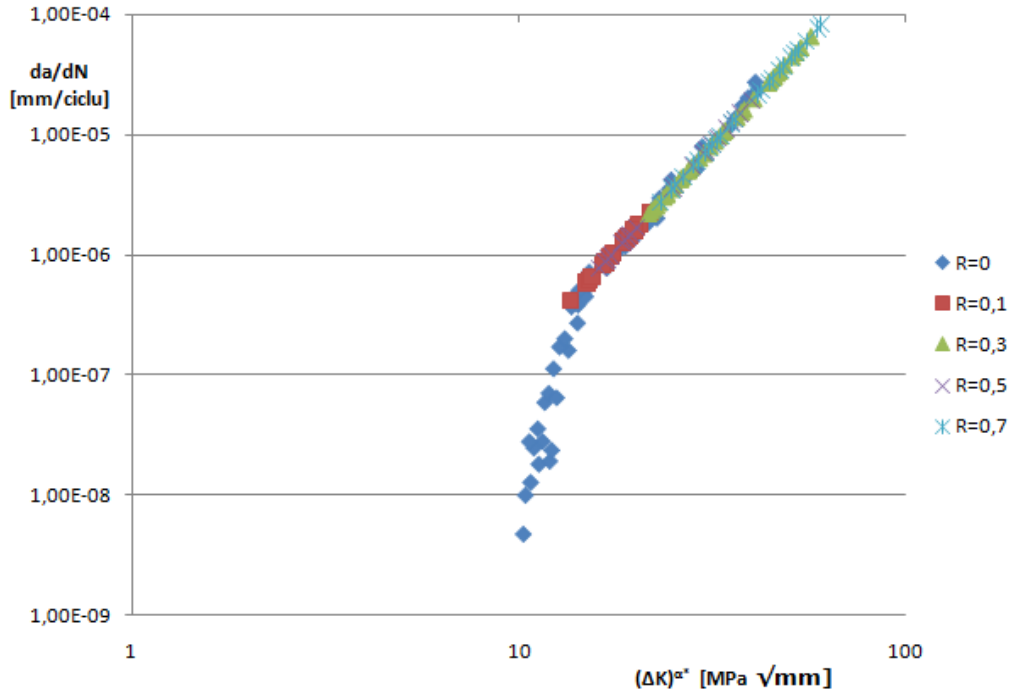


Fig. 7 – Curba de corelare a datelor de propagare pentru $R = 0$, la oțel turnat, A536 Grd 80-55-06

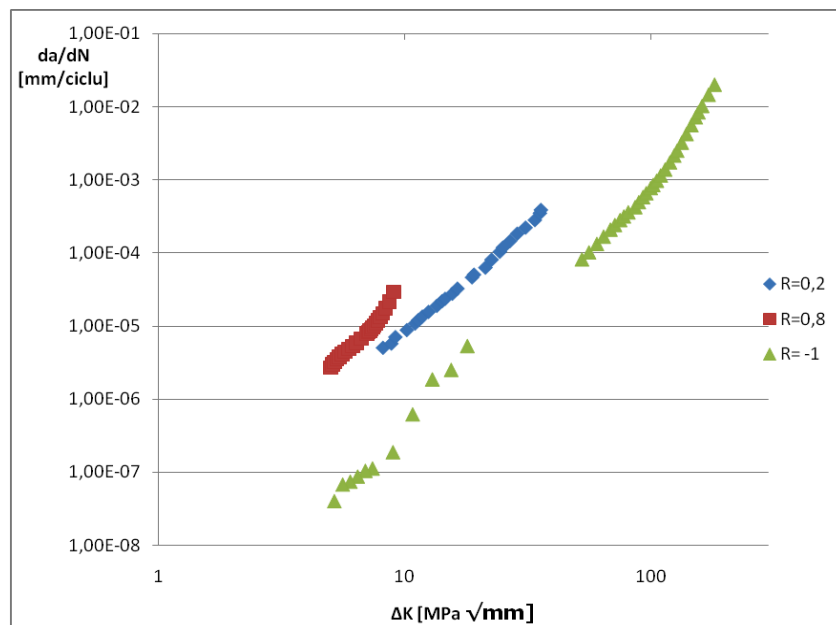


Fig. 8 – Curbele de variație $da/dN = f(\Delta K)$ pentru aliaj de Al – 7475-T7351, [72], [73]

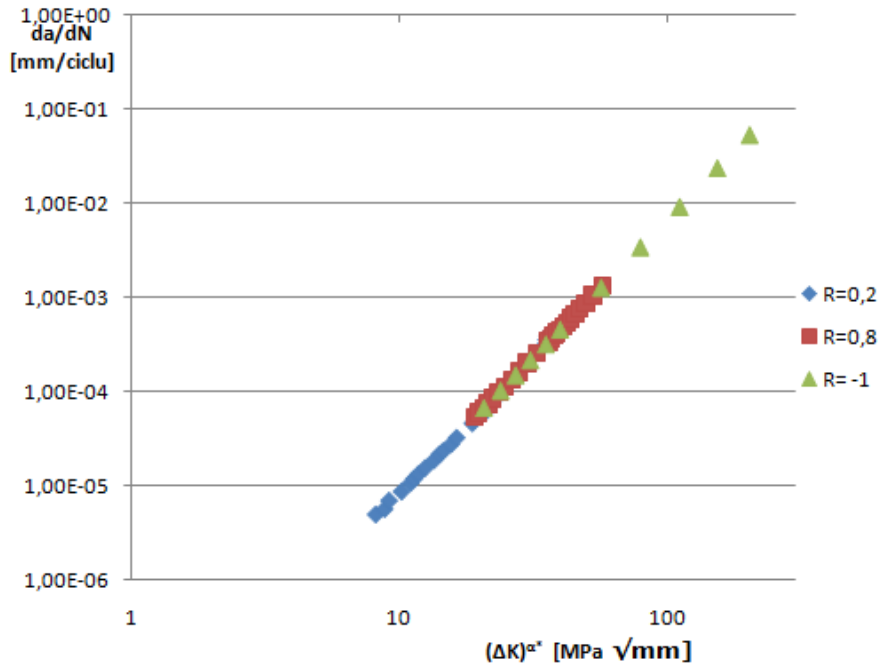


Fig. 9 – Curba de corelare a datelor de propagare pentru $R = 0,2$, la aliajul de Al - 7475-T7351

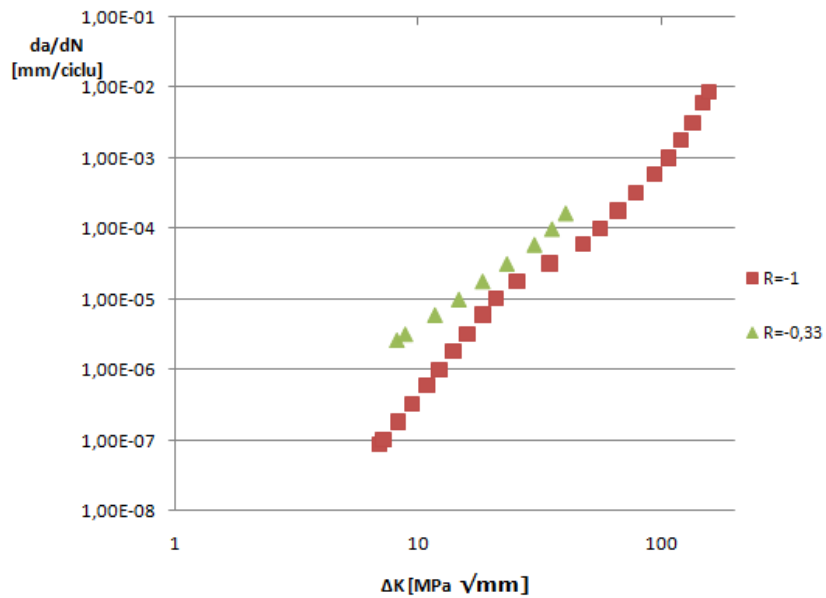


Fig. 10 – Curbele de variație $da/dN = f(\Delta K)$ pentru grade de asimetrie negative, în aliaj de Al - 7475-T7351

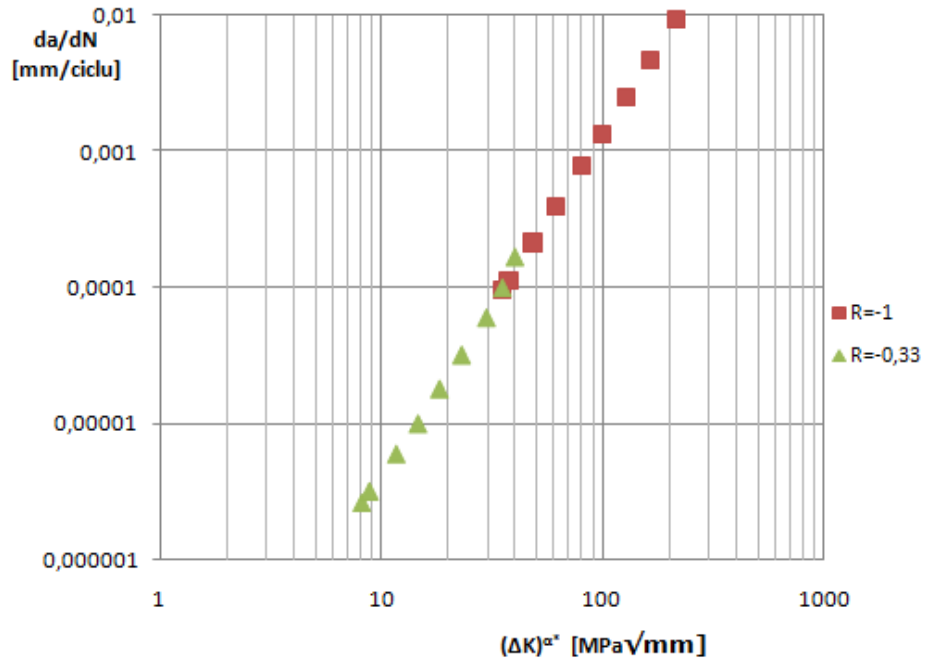


Fig. 11 – Curba de corelare a datelor de propagare pentru $R = -0,33$, la aliajul de Al - 7475-T7351

4. CONTRIBUȚII EXPERIMENTALE PRIVIND INFLUENȚA GRADULUI DE ASIMETRIE ASUPRA VITEZEI DE PROPAGARE A FISURILOR. TEHNICI EXPERIMENTALE. MATERIALE. PROBE

4.1. Considerații generale

Aplicațiile experimentale prezentate în acest capitol s-au derulat pe două oțeluri carbon, simbolizate în cadrul lucrării cu OL-M și OL-O, folosite în construcția de mașini. Materialele sunt furnizate sub formă de table laminate la cald, din două unități cu domenii de activitate diferite (OL-M - S.C. MEVA S.A. Dr. Turnu Severin – companie producătoare de vagoane de cale ferată destinate transportului de marfă și OL-O - S.C. ȘANTIERUL NAVAL ORȘOVA S.A. – cu activități în construcția și reparația navelor fluviale și maritime). Trebuie menționat că pentru cele două oțeluri nu se cunosc proprietățile de Mecanica Ruperii și viteza de propagare a fisurilor de oboseală, parametrii importanți în proiectarea și dezvoltarea produselor realizate. Cele două oțeluri au fost analizate după un program de încercări special stabilit pentru scopul acestei lucrări și a cărui schemă este prezentată în Fig. 1:

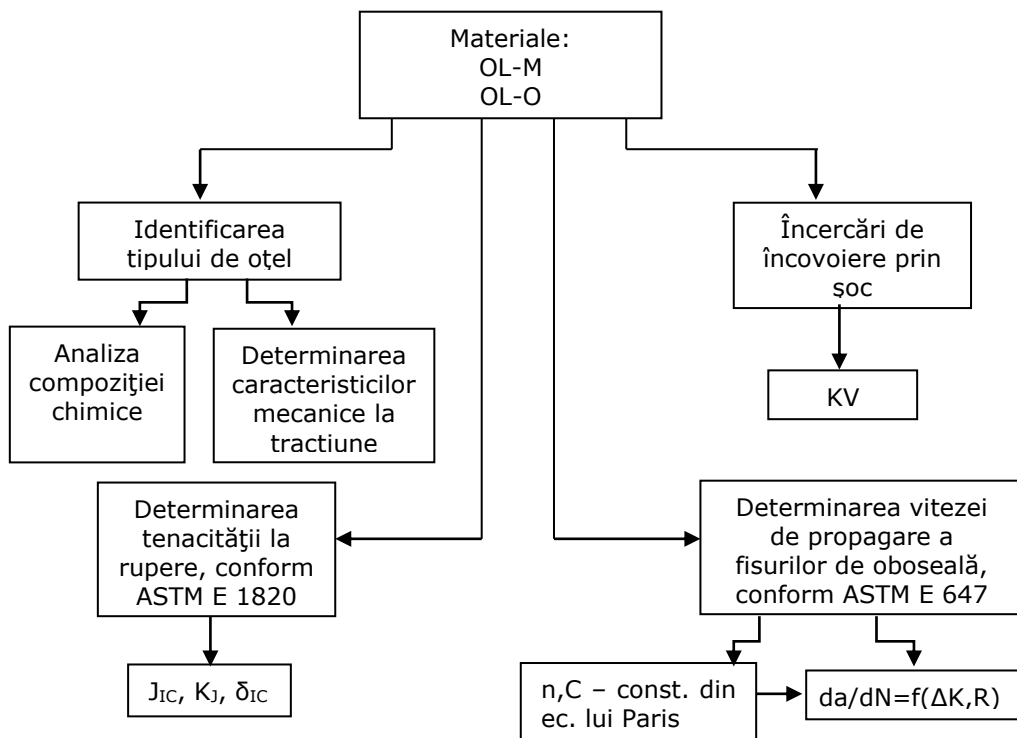


Fig. 1 – Schema de principiu a planului de încercări

4.2. Analiza compoziției chimice și determinarea tipului de oțel

Având în vedere marea diversitate de compoziții chimice, structuri și domenii de utilizare ale oțelurilor care se laminatează, acestea nu se pot grupa în baza unui criteriu unic, global. Pentru aceasta se folosesc clasificări parțiale, după diferite criterii: a) după compoziția chimică; b) după modul de obținere a semifabricatelor sau produselor finite; c) după clase principale de calitate; d) după destinație; e) după structură.

În funcție de compoziția chimică oțelurile se clasifică în oțeluri aliate și oțeluri nealiate. Delimitarea între aceste două categorii de oțeluri, conform SR EN 10 020:1993, este prezentată în tabelul 4.1. La oțelurile nealiate nu se atinge nici una dintre valorile limită din tabelul 4.1, iar oțelurile la care se atinge cel puțin una dintre valorile limită din tabel sunt oțeluri aliate.

Tabelul 4.1. – Limitele de compoziție între oțelurile nealiate și aliate

Element prescris	Valoare limită (% gr.)	Element prescris	Valoare limită (% gr.)
Al	0,1	Pb	0,4
B	0,0008	Se Seleniu	0,1
Bi Bismut	0,1	Si Siliciu	0,5
Co Cobalt	0,1	Te Telur	0,1
Cr	0,3	Ti Titan	0,05
Cu	0,4	V Vanadiu	0,1
La Lantanide (fiecare)	0,05	W Wolfram	0,1
Mn	1,65	Zr Zirconiu	0,05
Mo	0,08	Alte elemente cu excepția carbonului, fosforului, sulf, azot	0,05
Nb Niobiu	0,06		
Ni	0,3		

În funcție de modul de obținere a semifabricatelor sau produselor finite, oțelurile se clasifică în oțeluri pentru turnare sau oțeluri pentru deformare. Clasificarea oțelurilor în clase de calitate principale cuprinde următoarele grupe: oțeluri de uz general numite și oțeluri de bază, oțeluri de calitate și oțeluri speciale. Oțelurile de uz general sunt oțeluri nealiate, elaborate prin procedee obișnuite și se utilizează în construcția de mașini.

Pe baza celor prezentate, din materialele studiate s-au prelevat probe în vederea stabilirii compoziției chimice și a tipului de oțel. Încercările pentru determinarea compoziției chimice au fost efectuate pe spectrometrul numit „SPECTROMAXX”, obținându-se următoarele concentrații medii:

Tabelele 4.2. – Concentrațiile elementelor din compoziția chimică a materialelor analizate

Concentrații		Incertitudini extinse	
OL-M		OL-M	
Element	c [%]	Element	c [%]
C	0,14	C	0,04
Si	0,25	Si	0,03
Mn	1,5	Mn	0,05
P	0,04	P	0,01
S	0,02	S	0,01
Cr	0,04	Cr	0,02
Ni	0,02	Ni	0,01
W	0,03	W	0,01
Al	0,04	Al	0,01
Cu	0,01	Cu	0,01
N	0,01	N	0,005

Concentrații		Incertitudini extinse	
OL-O		OL-O	
Element	c [%]	Element	c [%]
C	0,15	C	0,04
Si	0,22	Si	0,03
Mn	1,46	Mn	0,05
P	0,04	P	0,01
S	0,02	S	0,01
Cr	0,05	Cr	0,02
Ni	0,03	Ni	0,01
W	0,03	W	0,01
Al	0,04	Al	0,01
Cu	0,02	Cu	0,01
N	0,01	N	0,005

Comparând rezultatele din Tabelele 4.2. cu Tabelul 4.1. și luând în considerare criteriile de clasificare ale oțelurilor carbon, atât materialul OL-M cât și OL-O sunt oțeluri de uz general, nealiat, pentru cementare (conținut de C între 0,06...0,25%), utilizate în construcția de mașini.

4.3. Determinarea caracteristicilor mecanice la tracțiune

Determinarea caracteristicilor mecanice pentru materialele studiate s-a făcut prin încercări de tracțiune, conform SR EN 10002-1:2002 [74], pe probe cu secțiune circulară cu diametrul de 10 mm, (Fig. 2). Încercările au fost efectuate pe mașina universală de tracțiune-compresiune de 100 kN, tip LBG, Model A009-TC100, (Fig. 3).

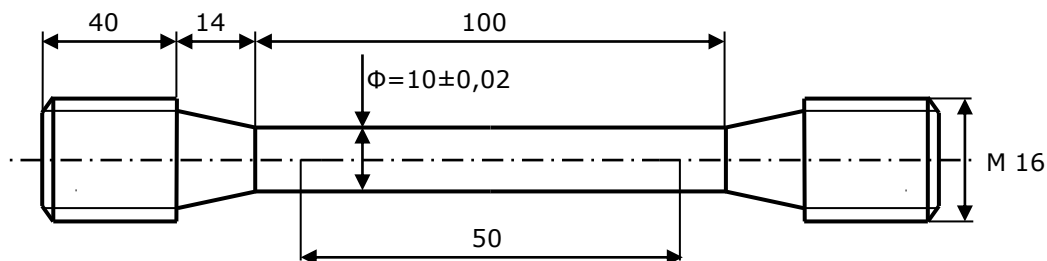


Fig. 2- Probă cu secțiune circulară pentru încercarea de tracțiune

În urma efectuării încercărilor de tracțiune sau trasat diagramele caracteristice convenționale pentru epruvetele încercate, $F = f(\Delta L)$, (Figurile 4 și 5) precum și caracteristicile mecanice, prezentate în tabelul 4.3.

Tabelul 4.3 – Caracteristicile mecanice ale celor două oțeluri

Denumire material	Modul de elasticitate E [MPa]	Forța maximă la tracțiune F_{max}[kN]	Rezistența la tracțiune R_m [MPa]	Limita de curgere superioară R_{eH} [MPa]	Limita de curgere inferioară R_{eL} [MPa]	Alungirea totală la rupere A [%]
OL-M	203000	43,306	551,39	363,76	127,74	25,28
OL-O	55000	28,89	367,81	257,19	252,1	30,2

Tabelul 4.4. – Prescripții privind compoziția chimică și proprietățile mecanice pentru oțelul S355J2H (OL 52) conform normei de standardizare

SR EN 10025-2:2004	C [%]	P [%]	S [%]	R _m [MPa]	R _{p0,2} [MPa]	A [%]
S355J2H	0,12-0,2	0,003-0,04	0,003-0,04	470	355	24,5
OL 52				630	480	32

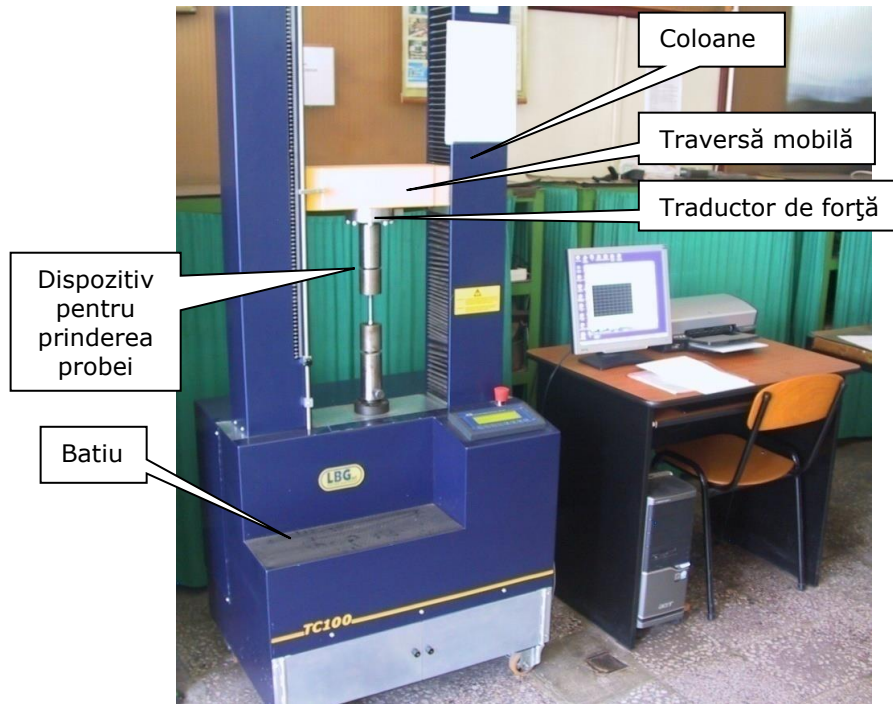


Fig. 3 – Imagine de ansamblu a mașinii universale de tracțiune-compresiune, LBG, model TC-100

Conform normei de standardizare SR EN 10025-2:2004 (Tabelul 4.4) și a rezultatelor obținute, atât oțelul OL-M cât și OL-O sunt oțeluri asimilabile cu OL 52 sau S355J2H.

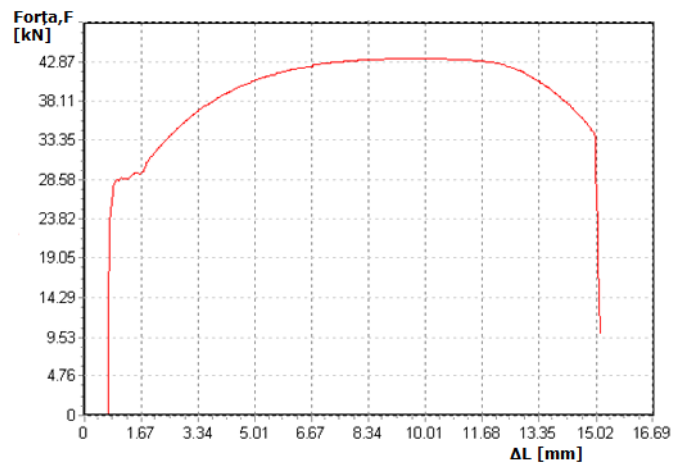


Fig. 4 – Diagrama caracteristică convențională în coordonate $F = f(\Delta L)$, pentru oțelul OL-M

În cazul oțelului OL-O, viteza de răcire lentă, după laminare, a dus la o scădere a caracteristicilor mecanice de rezistență (R_m și $R_{p0,2}$) și creșterea proprietăților de plasticitate (A), în comparație oțelul OL-M la care viteza de răcire după laminare a fost mai mare. Din acest motiv, se impune o tratare separată a celor două materiale pentru a observa în ce mod au fost influențate proprietățile de Mecanica Ruperii și viteza de propagare a fisurii de oboseală. Pentru oțelurile analizate, având determinate curbele caracteristice, $\sigma = f(\epsilon)$ (Fig. 6), în continuare se va face un calcul al coeficientului de ecruisare, n .

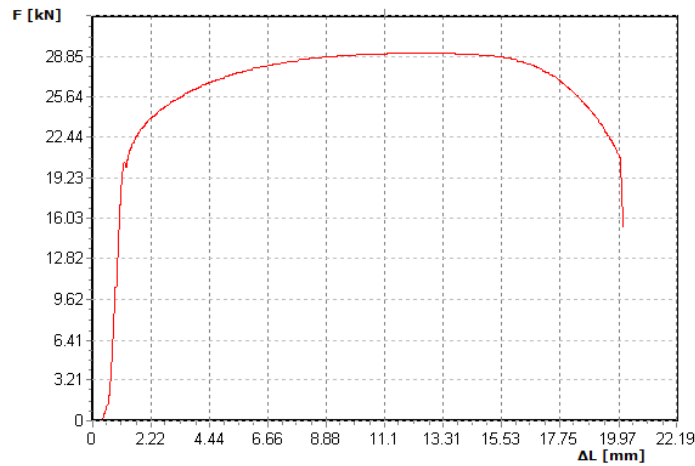


Fig. 5 – Diagrama caracteristică convențională, $F = f(\Delta L)$, pentru oțelul OL-O

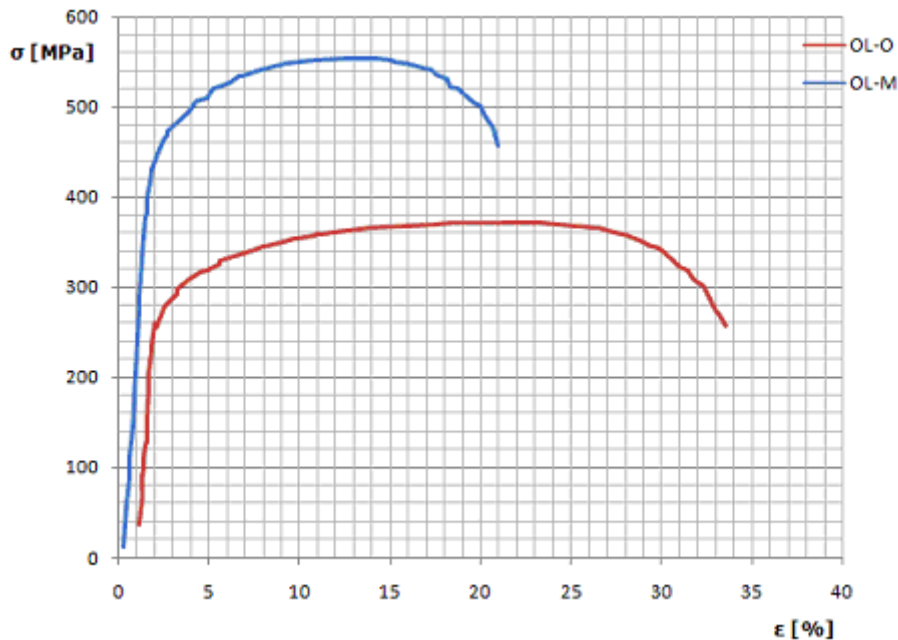


Fig. 6 – Curbele caracteristice, $\sigma = f(\epsilon)$, pentru OL-O și OL-M

Coeficientul de ecrusare se poate determina pe baza ecuației lui Hollomon [75]:

$$\sigma_{real} = H \cdot \varepsilon_{real}^n \quad (1)$$

$$\sigma_{real} = \sigma \cdot (1 + \varepsilon) \quad (2)$$

$$\varepsilon_{real} = \ln(1 + \varepsilon) \quad (3)$$

în care: n – coeficientul de ecrusare al materialului

H – constantă de material, definită ca tensiunea reală careia îi corespunde o deformație specifică reală $\varepsilon_{real} = 1$.

Prin logaritizarea ecuației (1) se obține relația de forma:

$$\log \sigma_{real} = \log H + n \cdot \log \varepsilon_{real} \quad (4)$$

Relația (4) este ecuația unei drepte în care n reprezintă panta.

Pentru determinarea coeficientului de ecrusare se aleg un număr de perechi de date (σ ; ε) de pe porțiunea plastică a curbei caracteristice (Tabelul 4.5), și se aplică următoarea procedură de calcul:

Tabelul 4.5 – Tabel cu date considerate în calculul coeficientului de ecrusare pentru oțelul OL-O

Nr. Perechi de date, N	1	2	3	4	5	6	7
Tensiunea normală σ [MPa]	337,418	341,238	343,148	343,784	346,331	352,697	355,244
Tensiunea normală reală, σ_{real} [MPa]	361,037	366,774	369,341	370,943	375,192	386,791	391,775
Y = log σ_{real}	2,557	2,5643	2,5674	2,5693	2,5742	2,5874	2,593
Y ²	6,538	6,5756	6,5915	6,601	6,626	6,694	6,7236
Deformația specifică, ε	0,07	0,0748	0,0763	0,079	0,0833	0,0966	0,1028
Deformația specifică reală, ε_{real}	0,0676	0,0721	0,0735	0,076	0,08	0,0922	0,0978
X = log ε_{real}	-1,17	-1,142	-1,1337	-1,1191	-1,0969	-1,0352	-1,0096
X ²	1,3689	1,3041	1,2852	1,2523	1,2031	1,0716	1,0192
XY	-2,9916	-2,9319	-2,9106	-2,8753	-2,8236	-2,6784	-2,6178

N = 7

$\Sigma Y = 18,0126$; $\Sigma Y^2 = 46,349$; $\Sigma X = -7,7065$; $\Sigma X^2 = 8,5044$; $\Sigma XY = -19,8292$

$$\bar{X} = \frac{\Sigma X}{N} = -1,1009 \quad (5)$$

$$\bar{Y} = \frac{\Sigma Y}{N} = 2,5732 \quad (6)$$

$$\frac{\Sigma X \cdot \Sigma Y}{N} = -19,8305 \quad (7)$$

$$S_{xy} = \sum XY - (-19,8305) = 0,0013 \quad (8)$$

$$\frac{(\sum X)^2}{N} = \frac{(-7,7065)^2}{7} = 8,4843 \quad (9)$$

$$S_{xx} = \sum X^2 - 8,4843 = 0,0201 \quad (10)$$

$$n = \frac{S_{xy}}{S_{xx}} = \frac{0,0013}{0,0201} = 0,0646 \quad (11)$$

$$n \cdot \bar{X} = -0,0712 \quad (12)$$

$$b = \bar{Y} - n \cdot \bar{X} = 2,6444 \quad (13)$$

$$H = 10^b = 4409608 \text{ MPa} \quad (14)$$

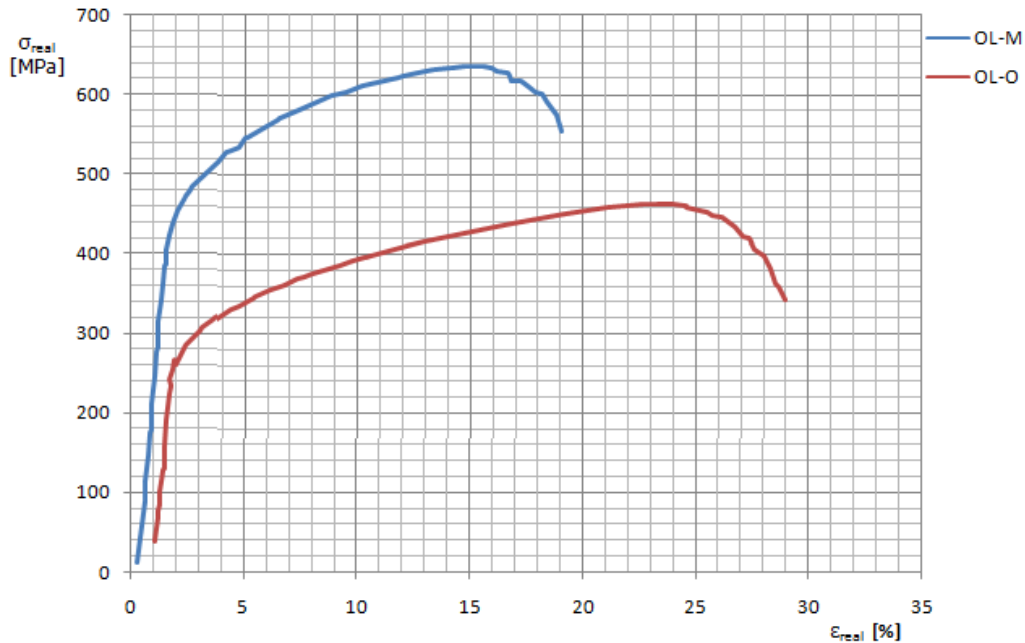


Fig. 7 – Curbele caracteristice reale, $\sigma_{\text{real}} = f(\epsilon_{\text{real}})$, pentru cele două oțeluri studiate

Urmând același algoritm de calcul prezentat anterior s-a determinat coeficientul de ecruisare pentru oțelul OL-M, $n = 0,177$, $H = 924,485$ MPa. În Fig. 7 sunt prezentate curbele caracteristice reale determinate pe baza relațiilor (2), (3). Din analiza curbelor caracteristice reale rezultate (Fig. 7) și comparând coeficienții de ecruisare, se observă că în cazul oțelului OL-M, ecruisarea în timpul solicitării de tracțiune este mai puternică decât în cazul oțelului OL-O.

4.4. Determinarea tenacității prin încercări de încovoiere cu șoc

Încercările de încovoiere prin șoc s-au realizat în conformitate cu prevederile standardului SR EN 10045-2, pe un ciocan Charpy de 30 kgm (masa pendulului este de 16 kg și viteza maximă este de 6,065m/s). Exprimarea tenacității în cazul celor două materiale studiate s-a făcut pe baza caracteristicii mecanice de încovoiere prin șoc, KV, utilizându-se în acest sens epruvete cu creștătură în V, conform standardului mai sus amintit, Fig. 8.

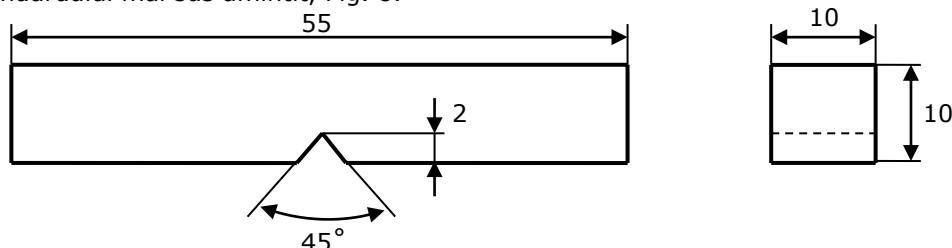


Fig. 8 - Epruvetă cu creștătură în V pentru încercarea de încovoiere cu șoc

Pentru fiecare material au fost încercate câte 4 probe, rezultatele fiind prezentate în tabelele 4.6 și 4.7.

Tabelul 4.6. - Rezultatele încercărilor de încovoiere cu șoc pentru OL-M

Nr. epruvetă	Material	Tipul creștăturii	Secțiunea în planul de simetrie al creștăturii		Energia consumată la rupere W [J]	KV [J]	
			$a_c \times b$ [mm]	S_0 [mm ²]		Individ.	Media
1	OL-M	V	8,3 x 10	83	50	50	53,33
2	OL-M	V	8,3 x 10	83	90	90	
3	OL-M	V	8,3 x 10	83	56	56	
4	OL-M	V	8,3 x 10	83	54	54	

Nr. epruvetă	Material	Aria rupturii cristaline		Aria rupturii fibroase $S_d = S_0 - S_f$ [mm ²]	C_r [%]	F_b [%]	b_1 [mm]	T [%]
		$a_f \times b_f$ [mm]	S_f [mm ²]					
1	OL-M	3,6x6,7	24,12	58,88	29,06	70,93	9,6	4
2	OL-M	1,4x5	7	76	8,43	91,56	9,5	5
3	OL-M	2,3x4,7	10,81	72,19	13,02	86,97	9	10
4	OL-M	4,8x4,5	21,6	61,4	26,02	73,97	9,2	8

Tabelul 4.7. - Rezultatele încercărilor de încovoiere cu șoc pentru OL-O

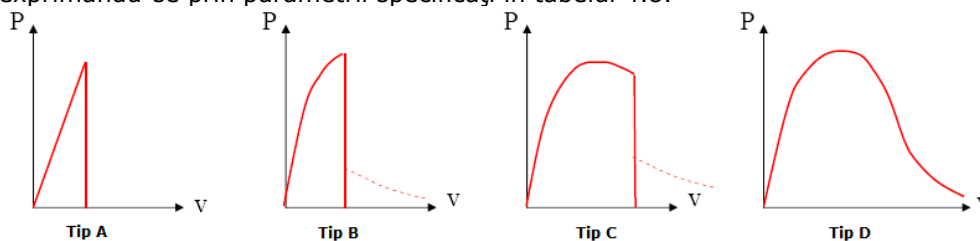
Nr. epruvetă	Material	Tipul creștăturii	Secțiunea în planul de simetrie al creștăturii		Energia consumată la rupere W [J]	KV [J]	
			$a_c \times b$ [mm]	S_0 [mm ²]		Individ.	Media
1	OL-O	V	8,3 x 10	83	174,5	174,5	171,5
2	OL-O	V	8,3 x 10	83	62	62	
3	OL-O	V	8,3 x 10	83	184	184	
4	OL-O	V	8,3 x 10	83	156	156	

Nr. epruvetă	Material	Aria rupturii cristaline		Aria rupturii fibroase $S_d = S_0 - S_f$ [mm ²]	C_r [%]	F_b [%]	b_1 [mm]	T [%]
		$a_f \times b_f$ [mm]	S_f [mm ²]					
1	OL-O	3,2x5,4	17,28	65,72	20,81	79,18	7,5	25
2	OL-O	5,7x6	34,2	48,8	41,2	58,79	9	10
3	OL-O	3x3,6	10,8	72,2	13,01	86,98	7,7	23
4	OL-O	1,9x5,4	10,26	72,74	12,36	87,63	7,7	23

Rezultatele obținute la încercările de încovoiere cu șoc indică o energie de rupere a materialului și o contracție transversală specifică mai mică în cazul oțelului, OL-M, față de oțelul OL-O și implicit o tenacitate mai mare în cazul oțelului OL-M, fapt ce justifică necesitatea abordării separate a celor două oțeluri.

4.5. Determinarea tenacității la rupere și deschiderea la vârful fisurii

Este știut faptul că exprimarea tenacității la rupere pe baza parametrilor de Mecanica Ruperii este strâns legată de comportarea elastică sau elasto-plastică a materialului. În funcție de caracterul elastic sau elasto-plastic, materialele au fost împărțite în patru categorii, (Fig. 9), pentru fiecare din acestea tenacitatea la rupere exprimându-se prin parametrii specificați în tabelul 4.8.

**Fig. 9** – Categoriile de materiale în determinarea tenacității la rupere

Tabelul 4.8. – Parametrii ce exprimă tenacitatea la rupere, în funcție de tipul materialului

Tipul materialului	Comportarea materialului	Parametrii pe baza cărora se exprimă tenacitatea la rupere
Tip A	Comportare liniar elastică cu rupere fragilă	K_{IC}
Tip B	Rupere fragilă după deformație plastică	J_C, δ_C
Tip C	Rupere fragilă după deformație plastică și extindere stabilă a fisurii	J_U, δ_U
Tip D	Rupere ductilă după o extindere stabilă a fisurii	J_{IC}, δ_{IC}

Pentru oțelurile analizate, curbele caracteristice (Fig. 6) indică faptul că materialele se încadrează în categoria a patra, sunt oțeluri de tipul D pentru care tenacitatea la rupere se determină pe baza parametrilor J_{IC} (valoarea critică a integralei J pentru modul I de rupere) și δ_{IC} (valoarea critică a deschiderii la vârful fisurii pentru modul I de rupere).

În cazul de față determinarea celor doi parametri se face conform normei de standardizare ASTM E 1820. În baza acestui standard procedura de testare constă în solicitarea după modul I de rupere a unei probe prefisurate la oboseală cu scopul obținerii uneia sau a ambelor situații: 1) extinderea instabilă a fisurii sau „ruperea instabilă”; 2) extinderea stabilă a fisurii sau „ruperea stabilă”. Ruperea instabilă este dată de valoarea tenacității la rupere determinată în punctul de instabilitate a ruperii materialului. Ruperea stabilă este caracterizată de o dependență a tenacității la rupere în funcție de extinderea fisurii (curba R). Pentru ambele situații enunțate este necesar determinarea variației integralei J în funcție de creșterea fisurii, variație ce se poate obține prin două procedee: procedeul de încercare a unei singure epruvete, care utilizează complianța elastică pentru determinarea lungimii fisurii, sau un procedeu de încercare a mai multor epruvete identice, care se încarcă până la diferite valori ale deplasării punctului de aplicare al forței.

Conform ASTM E 1820, încercările pentru determinarea tenacității la rupere se fac pe o singură probă solicitată fie la tracțiune (probă CT – compact tension) fie la încovoire (probă SEB – bending specimen), înregistrându-se curba de variație $J = f(\Delta a)$ (Δa – rata de creștere a fisurii).

Încercările pentru determinarea tenacității la rupere s-au efectuat pe o mașină de încercări de tracțiune, compresiune și oboseală Walter-Bai de 100 kN, model LHV-100, Fig. 10, folosind epruvete de tracțiune, CT, având forma și dimensiunile din Fig. 11.

Prefisurarea prin oboseală s-a realizat cu un ciclu sinusoidal caracterizat prin:

$$F_{\max} = 0,4 \cdot F_L \quad (15)$$

$$F_{\min} = 0,2 \cdot F_L \quad (16)$$

$$F_L = \frac{B \cdot (W - a)^2 \cdot R_{p0,2}}{2 \cdot W + a} \quad (17)$$

în care: W – lățimea probei conform Fig. 11

B – grosimea probei

a – lungimea fisurii, măsurată de la direcția de încărcare (axa centrelor găurilor), Fig. 11

$R_{p0,2}$ – limita de curgere a materialului

Conform prescripțiilor standard lungimea fisurii de oboseală, măsurată de la vârful creștăturii trebuie să nu fie mai mică de $0,05 \cdot B$ sau 1,3 mm.

Mașina de încercări fiind în totalitate controlată de calculator, în timpul încercării se înregistrează, cu ajutorul unui soft special conceput pentru mașină (DionPro) și care are implementat standardul de încercare ASTM 1820, curba de variație forță – deplasarea punctului de aplicare a forței, $F = f(\Delta)$, în care deplasarea Δ este măsurată cu ajutorul unui traductor de deplasare Walter-Bai (Fig. 10 – medalion).

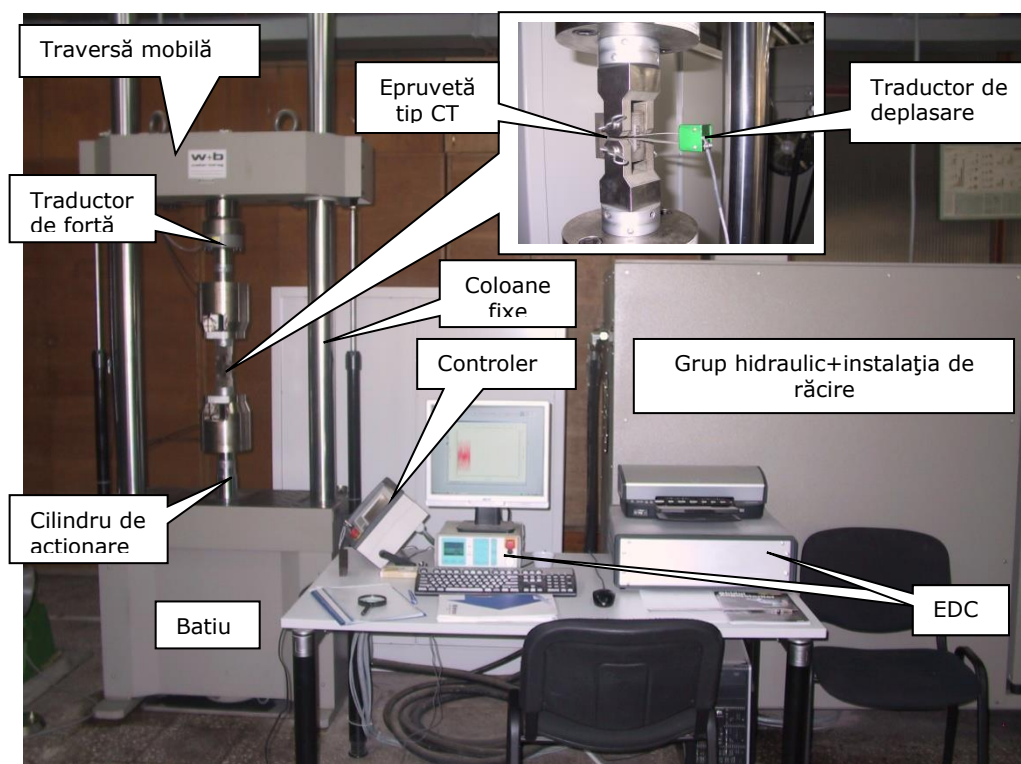


Fig. 10 – Imagine de ansamblu a mașinii universale pentru încercări de tracțiune-compresiune și oboseala materialelor Walter-Bai

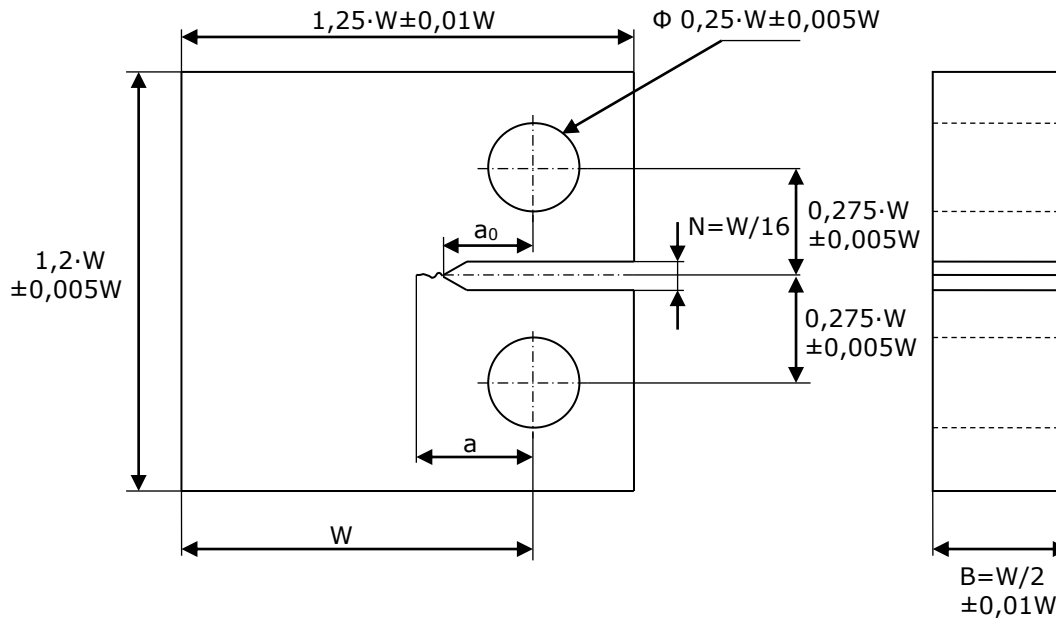


Fig. 11 – Epruvetă CT pentru încercări de Mecanica Ruperii

$$2 \leq W/B \leq 4$$

$$a = [0,5 \dots 0,75] \cdot W$$

$$B = 25 \text{ mm} ; W = 46 \text{ mm}$$

Considerații privind determinarea experimentală a integralei J

În cazul unei probe CT, Fig. 11, pentru un punct de coordonate (v; P), în care v este deplasarea pe direcția de încărcare a punctului de aplicare a forței și P este valoarea forței aplicată, integrala J se poate calcula cu următoarea relație [76]:

$$J = J_{el} + J_{pl} \tag{18}$$

$$\text{sau: } J = \frac{K^2(1-\nu^2)}{E} + J_{pl} \tag{19}$$

J_{el} – componenta elastică a integralei J

J_{pl} – componenta plastică a integralei J

K – factorul de intensitate a tensiunii care pentru proba de tracțiune (CT) se calculează cu relația:

$$K = \frac{P}{(B \cdot B_N \cdot W)^{1/2}} \cdot f\left(\frac{a}{W}\right) \tag{20}$$

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = \frac{\left[\left(2 + \frac{a}{W} \right) \cdot \left(0,886 + 4,64 \cdot \frac{a}{W} - 13,32 \cdot \left(\frac{a}{W} \right)^2 + 14,72 \cdot \left(\frac{a}{W} \right)^3 - 5,6 \cdot \left(\frac{a}{W} \right)^4 \right) \right]}{\left(1 - \frac{a}{W} \right)^{3/2}}$$

P – forța aplicată; B – grosimea probei; B_N – grosimea netă a probei; W – lățimea probei (Fig. 11); a – lungimea inițială a fisurii

$$J_{pl} = \frac{\eta \cdot A_{pl}}{B_N \cdot b_0} \quad (21)$$

unde: A_{pl} – este aria suprafeței A din Fig. 12

B_N – grosimea netă a probei (B_N = B dacă nu se fac canale pe suprafețele laterale ale probei, care să dirijeze extinderea fisurii)

b₀ – porțiunea nefisurată a probei, (W - a)

$$\eta = 2 + 0,522 \cdot b_0 / W$$

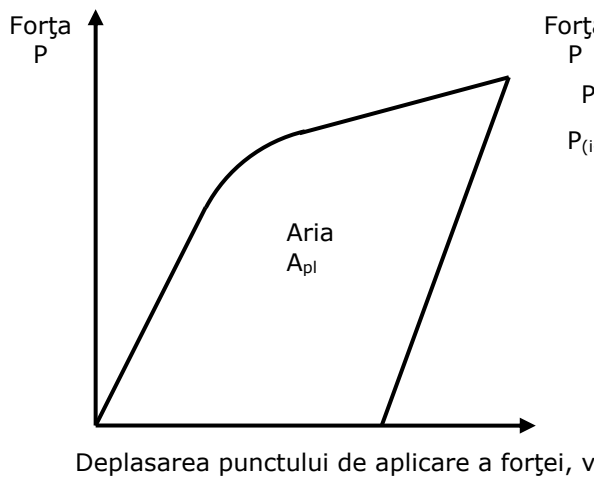


Fig. 12 – Definirea suprafeței A_{pl} din relația de calcul a lui J_{pl}

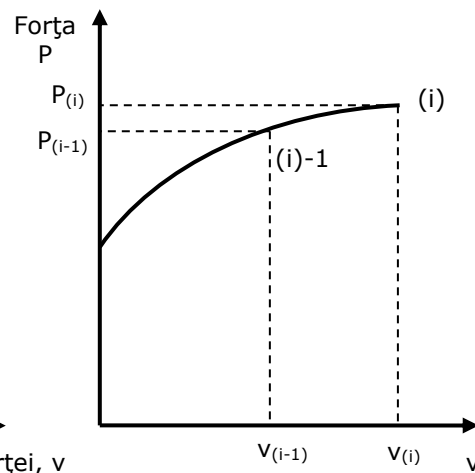


Fig. 13 – Definirea suprafeței A_{pl} pentru calculul lui J în cazul determinării curbei R

Determinarea experimentală a integralei J folosind tehnica complianței elastice

Așa cum s-a precizat anterior, curba de rezistență sau curba R, reprezentată în coordonate J = f(Δa), descrie procesul de rupere stabilă a materialului și permite determinarea valorii critice a integralei J, ce corespunde punctului de rupere instabilă și care reprezintă tenacitatea la rupere. Calculul integralei J în acest caz se face tot după algoritmul prezentat mai sus și constă în:

$$J_{(i)} = \frac{K_{(i)}^2 \cdot (1 - \nu^2)}{E} + J_{pl(i)} \quad (22)$$

în care K_(i) se calculează cu relația (20) și:

$$J_{pl(i)} = \left[J_{pl(i-1)} + \left(\frac{\eta_{(i-1)}}{b_{(i-1)}} \right) \cdot \frac{A_{pl(i)} - A_{pl(i-1)}}{B_N} \right] \cdot \left[1 - \gamma_{(i-1)} \cdot \frac{a_{(i)} - a_{(i-1)}}{b_{(i-1)}} \right] \quad (23)$$

Unde: $\eta_{(i-1)} = 2 + 0,522 \cdot b_{(i-1)} / W$

$$\gamma_{(i-1)} = 1 + 0,76 \cdot b_{(i-1)} / W$$

În ecuația (23) diferența $A_{pl(i)} - A_{pl(i-1)}$ reprezintă creșterea ariei plastice în diagrama forța, P , în funcție de deplasarea punctului de aplicare a forței, v , Fig. 13. Cantitatea $A_{pl(i)}$ poate fi calculată cu următoarea relație:

$$A_{pl(i)} = A_{pl(i-1)} + \frac{[P_{(i)} + P_{(i-1)}] \cdot [v_{pl(i)} - v_{pl(i-1)}]}{2} \quad (24)$$

Unde: $v_{pl(i)}$ - este partea plastică a variației $P = f(v)$ și se calculează cu:

$$v_{pl(i)} = v_i - (P_{(i)} \cdot C_{LL(i)}) \quad (25)$$

$C_{LL(i)}$ - este complianța elastică definită ca raportul $(\Delta v / \Delta P)_i$ corespunzătoare lungimii fisurii a_i

$$C_{LL(i)} = \frac{1}{EB_e} \cdot \left(\frac{W + a_i}{W - a_i} \right)^2 \cdot \left[2,163 + 12,219 \cdot \left(\frac{a_i}{W} \right) - 20,065 \cdot \left(\frac{a_i}{W} \right)^2 - 0,9925 \cdot \left(\frac{a_i}{W} \right)^3 + 20,609 \cdot \left(\frac{a_i}{W} \right)^4 - 9,9314 \cdot \left(\frac{a_i}{W} \right)^5 \right] \quad (26)$$

$$B_e = B - \frac{(B - B_N)^2}{B} \quad (27)$$

Calculul lungimii fisurii, folosind tehnica complianței elastice, la o probă de tracțiune la care se înregistrează deplasarea flancurilor fisurii pe direcția de încărcare, se face cu următoarea relație [76]:

$$\frac{a_i}{W} = 1,000196 - 4,06319u + 11,242 \cdot u^2 - 10,6043 \cdot u^3 + 4,64335 \cdot u^4 - 650677 \cdot u^5 \quad (28)$$

în care: $u = \frac{1}{[B_e EC_{c(i)}]^{1/2} + 1}$

$C_{c(i)}$ - complianța elastică a deplasării flancurilor fisurii, $(\Delta v / \Delta P)$, la secvența de descărcare/reîncărcare

$$B_e = B - (B - B_N)^2 / B$$

Conform algoritmului de calcul prezentat, determinarea curbei de rezistență se face prin încărcarea în trepte a probei măsurând deplasarea flancurilor fisurii pe direcția de încărcare. Fiecare secvență de încărcare este urmată de o descărcare parțială. La fiecare treaptă de încărcare se calculează integrala J și creșterea fisurii, Δa .

În Fig. 14 sunt prezentate diagramele rezultate în timpul încercării de determinare a tenacității la rupere pe materialul OL-O.

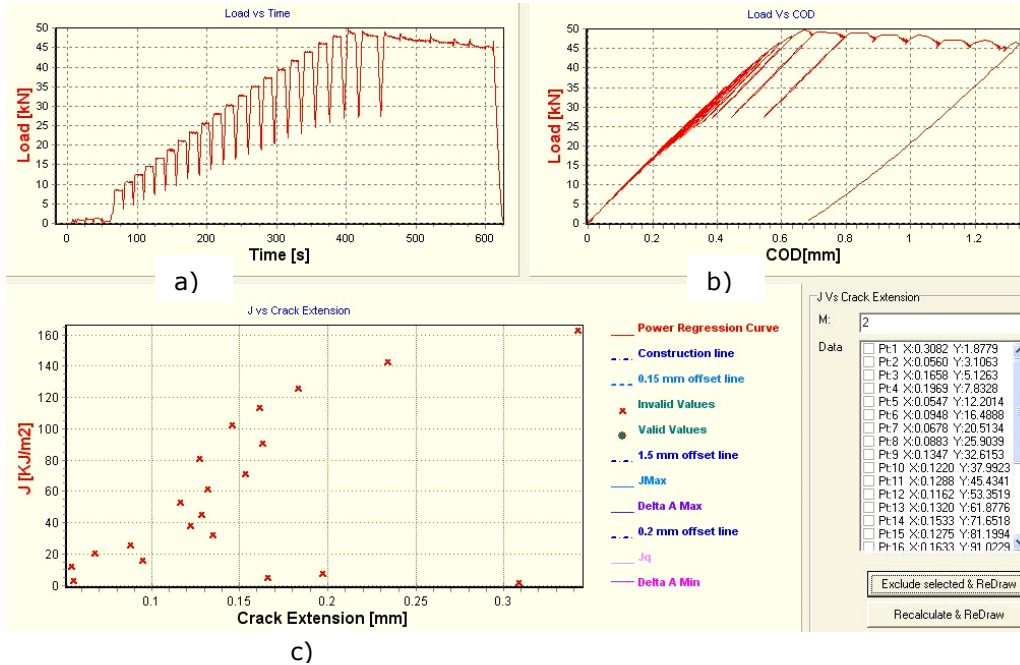


Fig. 14 – Diagramele obținute în timpul încercării cu programul DionPro crack, pentru OL-O: a) variația forței în timp la încărcarea în trepte;b) variația forței în funcție de deschiderea la vârful fisurii (COD);c) curba de rezistență $J = f(\Delta a)$

Odată obținute curbele de rezistență, atât pentru OL-O, (Fig. 15) cât și pentru OL-M, (Fig. 16) se poate determina valoarea critică a integralei J. Pentru acest lucru, pe curba de rezistență se trasează o dreaptă a cărei ecuație este dată de relația (29), [77]:

$$J = M \cdot \sigma_Y \cdot \Delta a \quad (29)$$

M = 2

σ_Y – limita de curgere a materialului

Paralel la dreapta de ecuație (29) se trasează linii de excludere prin $\Delta a = 0,15$ mm și $\Delta a = 1,5$ mm. Punctele de intersecție a acestor linii de excludere cu diagrama $J = f(\Delta a)$ reprezintă valorile minimă, Δa_{min} , respectiv maximă, Δa_{max} , admise pentru extensia fisurii.

Se consideră că rezultatele încercării sunt valide dacă în regiunea cuprinsă între liniile de excludere și valoarea $J_{max} = b_0 \cdot \sigma_Y / 15$, se găsesc cel puțin patru puncte.

Folosind metoda celor mai mici pătrate se determină dreapta de regresie liniară, de forma:

$$\ln J = \ln C_1 + C_2 \cdot \ln \left(\frac{\Delta a}{k} \right) \quad (30)$$

unde: k = 1

Punctul de intersecție a curbei de regresie $J = f(\Delta a)$ cu paralela la dreapta de ecuație (29) ce trece prin punctul corespunzător unei creșteri a fisurii de 0,2 mm se notează cu Q și va avea coordonatele $(J_Q, \Delta a_Q)$.

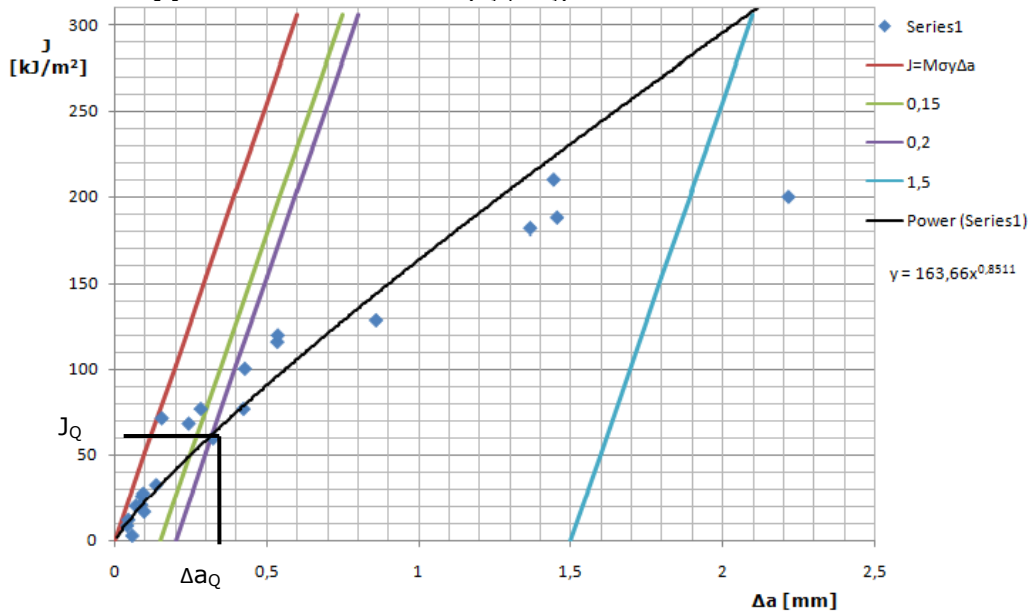


Fig. 15 – Curba de rezistență, $J = f(\Delta a)$, pentru OL-O

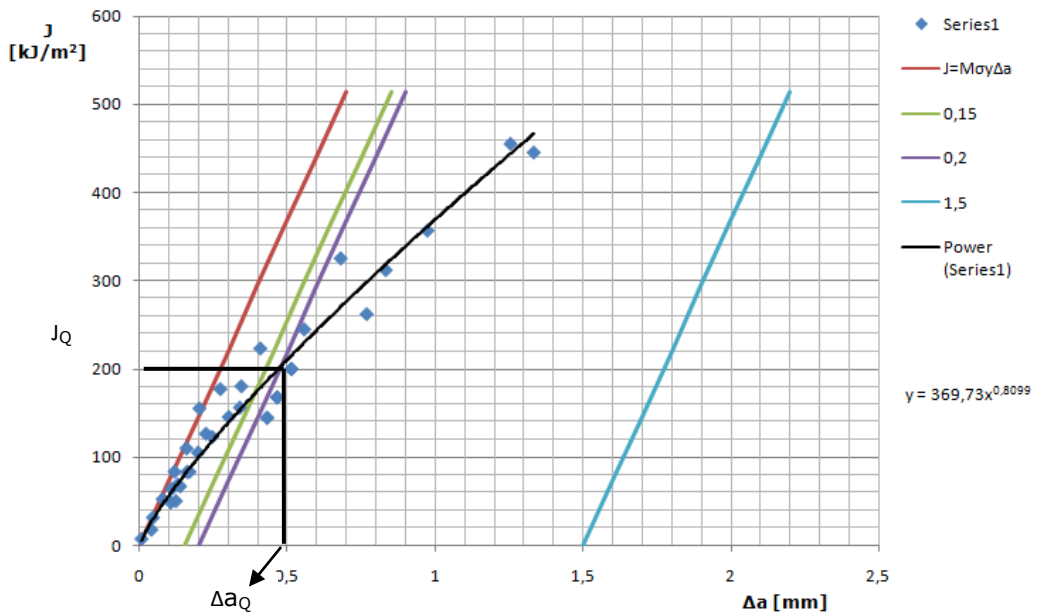


Fig. 16 – Curba de rezistență, $J = f(\Delta a)$, pentru OL-M

Pentru determinarea valorii integralei J_Q se parcurg următoarele etape:

- Se determină valoarea J_{Q1} ca fiind punctul de intersecție dintre curba $J=f(\Delta a)$ și paralela la dreapta de ecuație (29)

$$J_{Q1} = 60 \text{ kJ/m}^2 - \text{OL-O}$$

$$J_{Q1} = 200 \text{ kJ/m}^2 - \text{OL-M}$$

- Se calculează valoarea creșterii fisurii corespunzătoare punctului Q:

$$\Delta a_{Q1} = 0,2 + \frac{J_{Q1}}{2 \cdot \sigma_Y} = 0,316 - \text{OL-O}$$

$$\Delta a_{Q1} = 0,2 + \frac{J_{Q1}}{2 \cdot \sigma_Y} = 0,474 - \text{OL-M}$$

- Se calculează valoarea $J_{Q2} = C_1 \cdot (\Delta a_{Q1})^{C_2}$:

$$C_1 = 163,66 ; C_2 = 0,8511 ; J_{Q2} = 61,394 \text{ kJ/m}^2 - \text{OL-O}$$

$$C_1 = 369,73 ; C_2 = 0,8099 ; J_{Q2} = 201,974 \text{ kJ/m}^2 - \text{OL-M}$$

- Se compară valorile J_{Q1} cu J_{Q2} ; dacă diferența dintre ele este mai mică de $\pm 2\%$ atunci valoarea J_{Q2} se consideră valoarea integralei J în punctul Q ($J_{Q2} = J_Q$).

$$J_Q = 61,394 \text{ kJ/m}^2 - \text{OL-O}$$

$$J_Q = 201,974 \text{ kJ/m}^2 - \text{OL-M}$$

Valoarea integralei critice, J_{IC} , se consideră egală cu valoarea integralei în punctul Q, J_Q , dacă se respectă următoarele condiții:

- În regiunea de valabilitate se găsesc minimum patru puncte, Fig. 15 și 16
- Grosimea epruvetei respectă condiția: $B \geq 2,5J_Q / \sigma_Y$
- Lățimea epruvetei în dreptul fisurii respectă condiția: $W - a \geq 2,5J_Q / \sigma_Y$
- Nici o epruvetă nu a suferit o rupere fragilă la temperatura și viteza de încărcare din timpul încercării
- Diferența dintre creșterea fisurii lângă suprafețele laterale ale epruvetei și creșterea fisurii în centrul epruvetei nu trebuie să depășească $\pm 0,02W$.

Cum toate condițiile enumerate mai sus au fost îndeplinite, tenacitatea la rupere în cazul materialelor studiate este:

$$J_{IC} = 61,394 \text{ kJ/m}^2 - \text{OL-O}$$

$$J_{IC} = 201,974 \text{ kJ/m}^2 - \text{OL-M}$$

$$\text{Sau: } K_{JIC} = \sqrt{E' \cdot J_{IC}} = 60,915 \text{ MPa}\sqrt{m} - \text{OL-O}$$

$$K_{JIC} = 212,519 \text{ MPa}\sqrt{m} - \text{OL-M}$$

$$E' = \frac{E}{1 - \nu^2}$$

ν – coeficientul lui Poisson

Rezultatele testelor de Mecanica Ruperii indică faptul că viteza mică de răcire după laminare, în cazul oțelului OL-O, duce la o scădere semnificativă a tenacității la rupere, în comparație cu oțelul OL-M la care răcirea s-a făcut în condiții normale.

4.6. Cercetări experimentale privind influența gradului de asimetrie asupra vitezei de propagare a fisurilor de oboseală

Încercările de propagare a fisurilor de oboseală s-au efectuat pe mașina de tracțiune, compresiune și oboseală Walter-Bai (Fig. 10). Studiul experimental a avut ca scop determinarea curbelor de variație $da/dN = f(\Delta K)$ pentru diferite grade de asimetrie. Testele s-au efectuat conform standardului ASTM E 647, pe probe de tracțiune, CT, având forma și dimensiunile din Fig. 17.

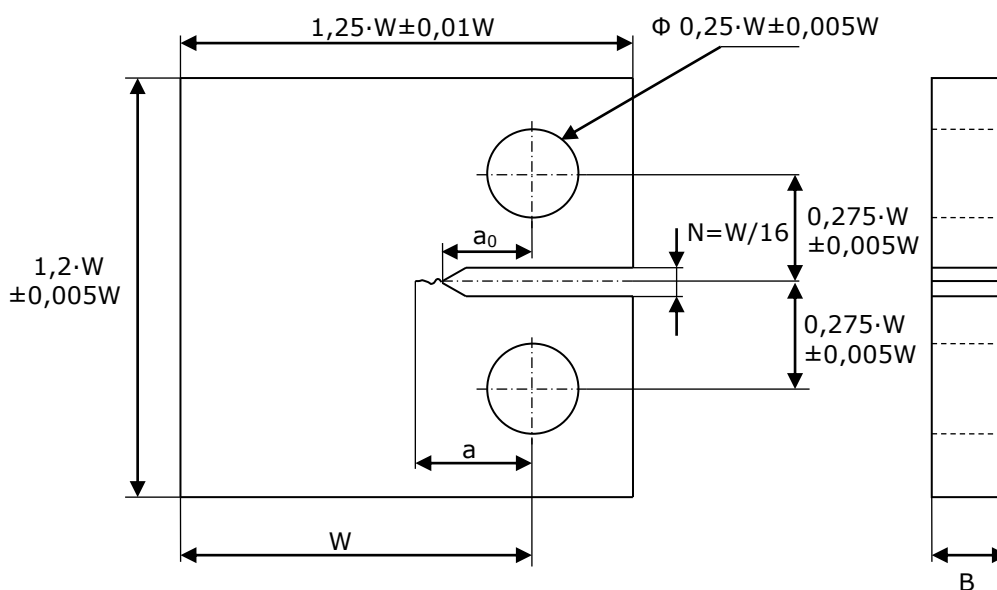


Fig. 17 – Epruvetă de tracțiune, CT, pentru încercări de propagarea fisurilor de oboseală

$$\frac{W}{20} \leq B \leq \frac{W}{4} ; a_0 = 0,2W$$

$$B = 10 \text{ mm}; W = 46 \text{ mm}$$

Încercările de propagarea fisurilor de oboseală constau în solicitarea unei probe prefisurată cu o încărcare variabilă în timp, urmărind în același timp evoluția fisurii de oboseală inițiată la prefisurare. Pe baza înregistrărilor dintre creșterea lungimii fisurii și încărcarea ciclică aplicată se determină curba de variație $a = f(N)$ (a – lungimea fisurii; N – numărul de cicluri de solicitare aplicate), în care panta curbei reprezintă viteza de propagare a fisurii de oboseală. Cum viteza de propagare a fisurii este controlată de încărcarea aplicată, aceasta este exprimată în funcție de variația factorului de intensitate a tensiunii, ΔK și gradul de asimetrie al ciclului de solicitare, R , $da/dN = f(\Delta K, R)$. Conform ASTM E 647 [79], încărcarea variabilă aplicată probelor poate fi:

1. Încărcare ciclică cu R constant, Fig. 18, care la rândul ei poate fi:
 - Cu ΔK crescător – este încărcare variabilă la care se păstrează gradul de asimetrie constant și crește treptat K_{\max}

- Cu ΔK descrescător - este încărcare variabilă la care se păstrează gradul de asimetrie constant și crește treptat K_{\min}
- 2. Încărcare ciclică cu K_{\max} constant, Fig. 19, care poate fi:
 - Cu ΔK crescător - este încărcare variabilă la care se păstrează constant factorul maxim de intensitate a tensiunii, K_{\max} , și scade treptat K_{\min}
 - Cu ΔK descrescător - este încărcare variabilă la care se păstrează constant factorul maxim de intensitate a tensiunii, K_{\max} , și crește treptat K_{\min} .

$$\Delta K = K_{\max} - K_{\min} = (1 - R) \cdot K_{\max} \quad - \text{pentru } R \geq 0$$

$$\Delta K = K_{\max} \quad - \text{pentru } R \leq 0$$

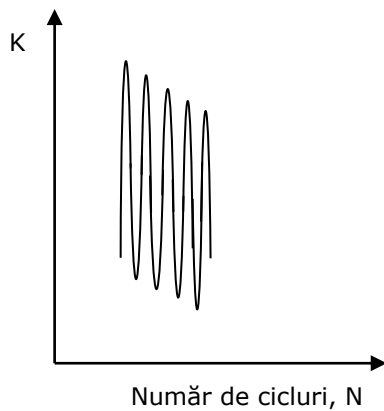


Fig. 18 – Încărcare ciclică cu R constant

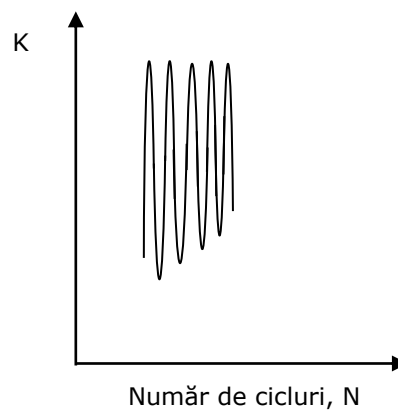


Fig. 19 – Încărcare ciclică cu K_{\max} constant

Pentru încercările efectuate măsurarea lungimii fisurii s-a făcut aplicând tehnica complianței elastice, conform căreia lungimea fisurii este dată de deplasarea flancurilor fisurii. Măsurarea deplasării flancurilor fisurii pe direcția de încărcare s-a făcut cu ajutorul unui extensometru model Walter-Bai, Fig. 10, aflat în dotarea mașinii de încercări.

Lungimea fisurii de oboseală este dată de relația [79]:

$$\frac{a}{W} = C_0 + C_1 \cdot u_x + C_2 \cdot u_x^2 + C_3 \cdot u_x^3 + C_4 \cdot u_x^4 + C_5 \cdot u_x^5 \quad (31)$$

$$u_x = \left\{ \left[\frac{E \cdot v \cdot B}{P} \right]^{\frac{1}{2}} + 1 \right\}^{-1}$$

Constantele C_0, \dots, C_5 , din ecuația (31) se determină în funcție de poziția punctului în care se măsoară deplasarea flancurilor fisurii, Fig. 20.

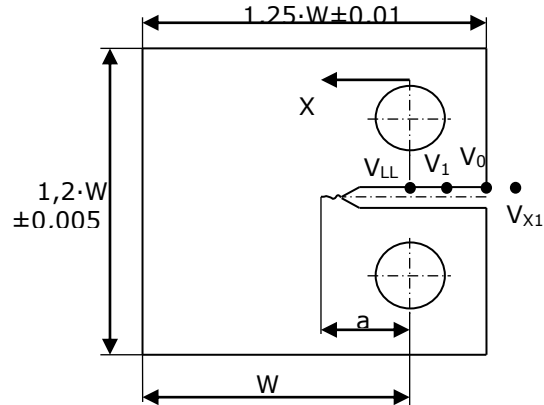


Fig. 20 – Poziția punctului de măsurare a deplasării flancurilor fisurii
Tabelul 4.9. – Valorile constantelor C_0, \dots, C_5 , în funcție de poziția punctului de măsurare

Poziția punctului de măsurare	X/W	C_0	C_1	C_2	C_3	C_4	C_5
V_{X1}	-0,345	1,0012	-4,9165	23,057	-323,91	1798,3	-3513,2
V_0	-0,25	1,001	-4,6695	18,46	-236,82	1214,9	-2143,6
V_1	-0,1576	1,0008	-4,4473	15,4	-180,55	870,92	-1411,3
V_{LL}	0	1,002	-4,0632	11,242	-106,04	464,33	-650,68

În Fig. 21 sunt prezentate diagramele înregistrate în timp real cu ajutorul softului DIONdelta-K, pentru un test efectuat pe oțelul OL-M, la care încărcarea ciclică aplicată este cu R constant și ΔK descrescător.

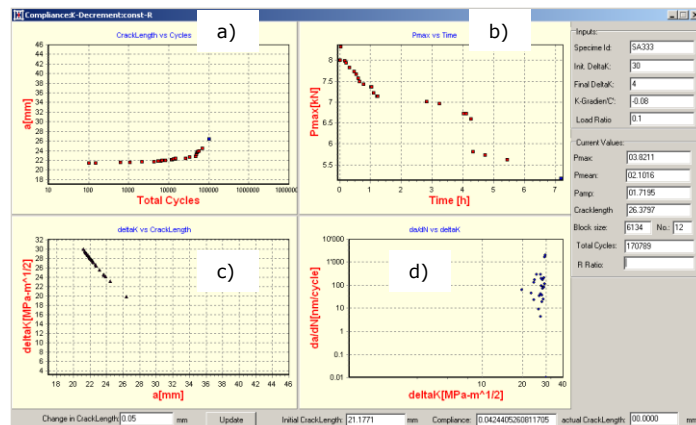


Fig. 21 – Diagramele înregistrate pentru $R = 0,1$ la oțelul OL-M: a) curba de variație $a = f(N)$; b) variația în timp a forței maxime a încărcării ciclice; c) curba de variație $\Delta K = f(a)$; d) curba de variație a vitezei de propagare a fisurii în funcție de ΔK pentru $R = 0,1$

Pentru evidențierea efectului gradului de asimetrie asupra vitezei de propagare a fisurii de oboseală, pentru fiecare din cele două materiale studiate s-au efectuat teste de propagarea fisurii, cu grade de asimetrie diferite. Testele au fost efectuate după procedura R constant și ΔK crescător, fiind prezentate în figurile următoare curbele de variație pentru OL-M (Fig. 22 și 23) și pentru OL-O (Fig. 24 și 25).

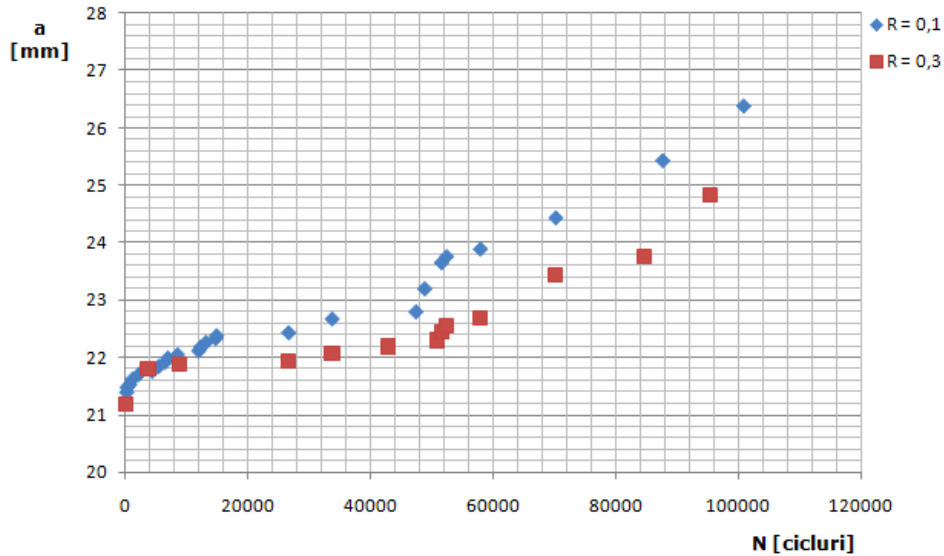


Fig. 22 – Curbele de variație $a = f(N)$ pentru $R = 0,1$ și $0,3$, la OL-M

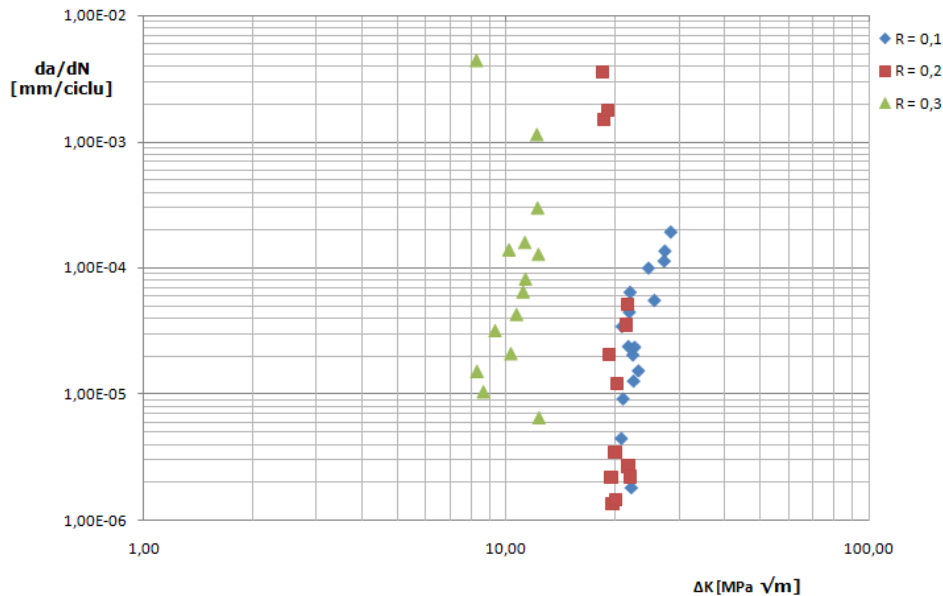


Fig. 23 – Diagramele de variație $da/dN = f(\Delta K)$, pentru $R = 0,1$, $0,2$ și $0,3$ la OL-M

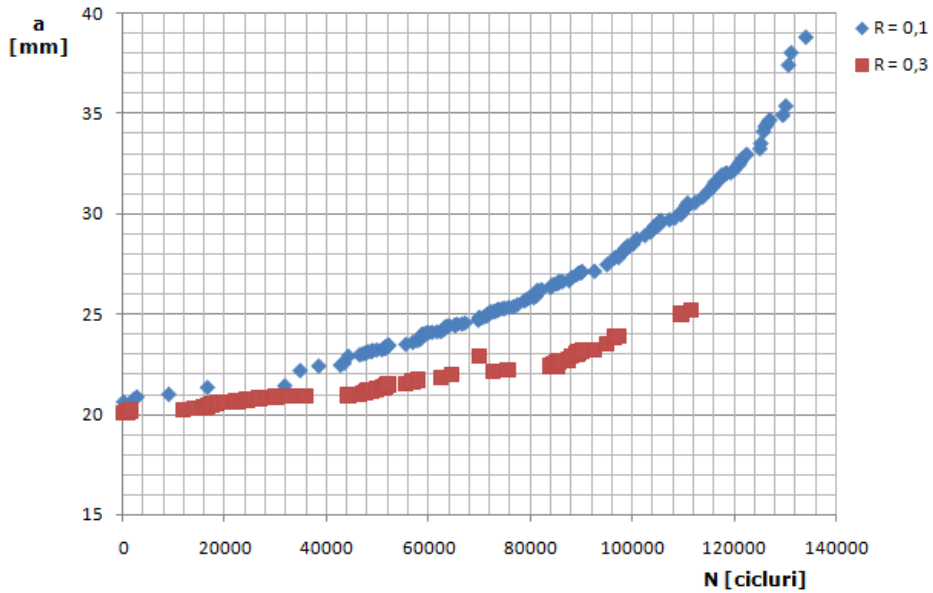


Fig. 24 - Curbele de variație $a = f(N)$ pentru $R = 0,1$ și $0,3$, la OL-O

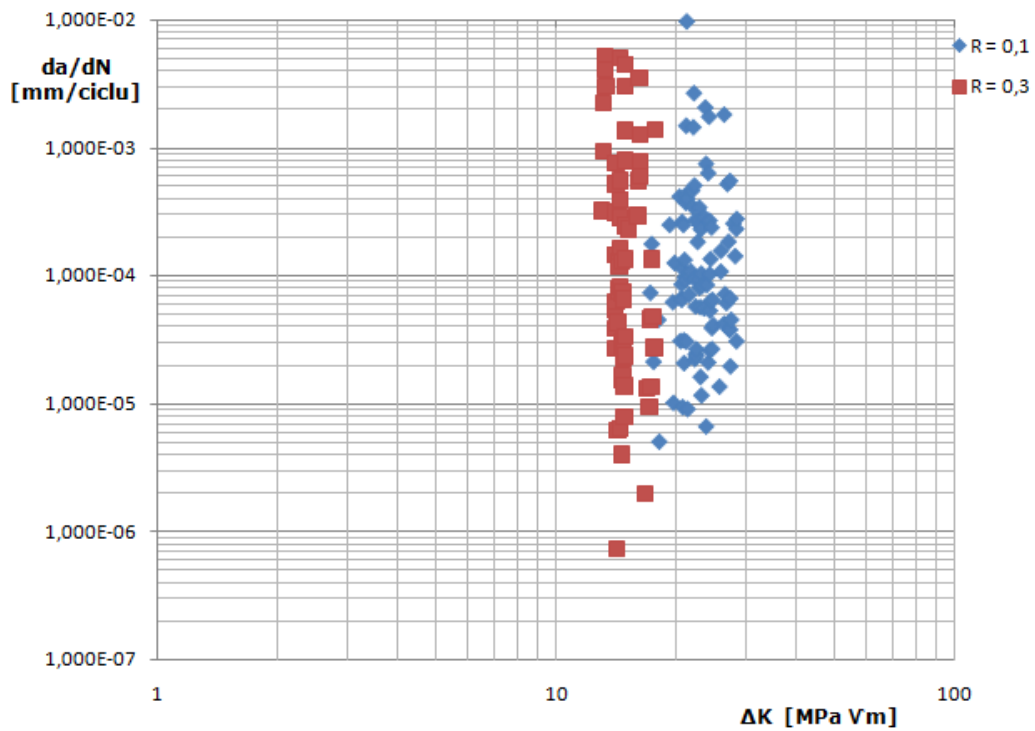


Fig. 25 - Diagramele de variație $da/dN = f(\Delta K)$, pentru $R = 0,1$ și $0,3$, la OL-O

Rezultatele testelor de propagarea fisurilor de oboseală arată o creștere a vitezei de propagare a fisurii, odată cu creșterea gradului de asimetrie, mai pronunțată în cazul oțelului OL-M, cu tenacitate la rupere mai mare, în comparație cu OL-O.

În Fig. 26 sunt prezentate datele de propagare a fisurii pentru OL-M, corelate pe baza modelului teoretic dezvoltat în Capitolul 3.

Pentru acest lucru s-au determinat constantele, C și n, pentru curba de propagare corespunzătoare gradului de asimetrie R = 0,1, aplicând ecuația lui Paris pe porțiunea de propagare stabilă a fisurii.

Pentru OL-M:

$$da/dN = C \cdot (\Delta K)^n \tag{32}$$

Logaritmând ecuația (32), se obține: $\log da/dN = \log C + n \cdot \log(\Delta K)$ (33)

Se consideră două puncte de pe porțiunea de propagare stabilă a curbei corespunzătoare lui R = 0,1, pentru care se aplică ecuația (33), rezultând:

$$\begin{cases} \log(9,887 \cdot 10^{-5}) = \log C_{0,1} + n_{0,1} \cdot \log 24,64 \\ \log(2,34 \cdot 10^{-5}) = \log C_{0,1} + n_{0,1} \cdot \log 22,59 \end{cases} \tag{34}$$

Rezolvând sistemul de ecuații (34) se obține $n_{0,1} = 16,867$; $C_{0,1} = 3,403 \cdot 10^{-28}$

Aplicând modelul teoretic de corelare a datelor de propagare a fisurilor de oboseală, prezentat în Capitolul 3, rezultă:

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_{0,3} = C_{0,1} \cdot [(\Delta K_{0,3})^{\alpha^*}]^{n_{0,1}} \tag{35}$$

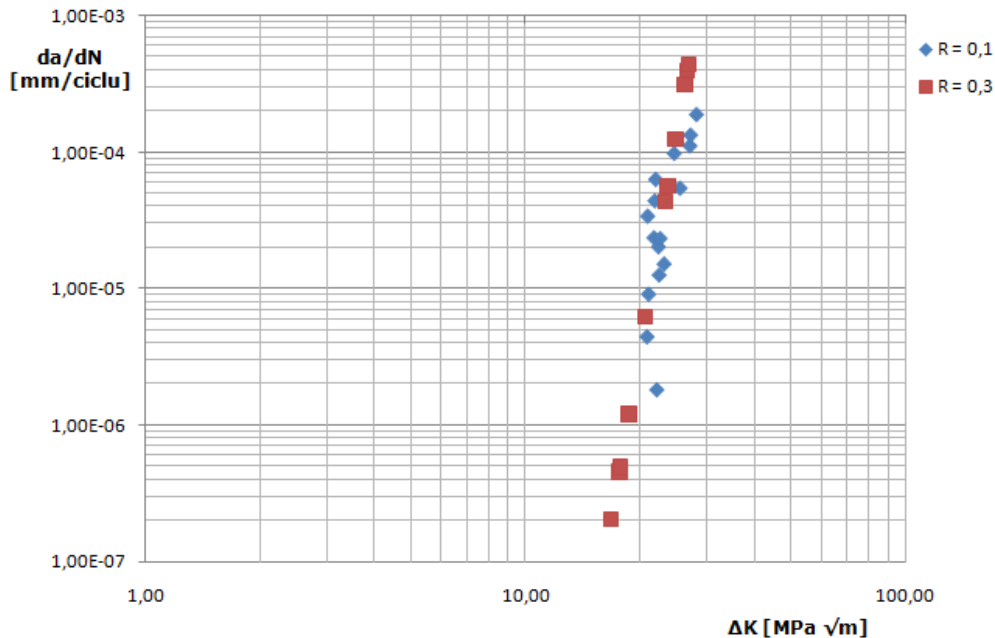


Fig. 26 – Corelarea datelor de propagarea fisurii pentru R = 0,3, la oțelul OL-M

5. CONTRIBUȚII TEORETICE PRIVIND APLICAREA METODEI ELEMENTULUI FINIT PENTRU ANALIZA PROPAGĂRII FISURILOR DE OBOSEALĂ

În general, viteza de propagare a fisurii de oboseală este exprimată prin variația factorului de intensitate a tensiunii, ΔK , la scară logaritmică. Porțiunea de propagare stabilă a fisurii, sub acțiunea unor solicitări cu amplitudine constantă cu diferite grade de asimetrie, R , poate fi reprezentată prin ecuația lui Paris și modificări ale acesteia. Studiile privind propagarea fisurilor de oboseală pe diferite materiale au arătat că acestea prezintă comportări diferite sub acțiunea solicitărilor cu amplitudine constantă. În timp ce la unele materiale gradul de asimetrie are un efect semnificativ asupra vitezei de propagare a fisurii (curbe de propagare a fisurii de oboseală aproape coincidente pentru același grad de asimetrie, R , dar odată cu creșterea gradului de asimetrie crește și viteza de propagare a fisurii, da/dN), alte materiale nu prezintă un efect al gradului de asimetrie asupra propagării fisurii de oboseală.

Propagarea fisurilor de oboseală sub acțiunea solicitărilor cu amplitudine variabilă este un alt subiect intens studiat. Introducerea într-un spectru de solicitare cu amplitudine constantă a unui vârf de suprasolicitare sau modificarea amplitudinii pe parcursul unui spectru de solicitare (secvența de supraîncărcare sau subîncărcare), poate introduce efecte semnificative asupra vitezei de propagare a fisurii de oboseală.

Odată cu dezvoltarea și extinderea Metodei Elementului Finit (FEM) în tot mai multe domenii ale ingineriei o serie de studii au fost raportate în literatura de specialitate cu privire la diferite aplicații ale acestei metode în analiza propagării fisurilor de oboseală (Newman [46], [47], Yanyao Jiang [80], etc.) folosind diferite modele ce simulează inițierea și propagarea fisurilor de oboseală sub acțiunea solicitărilor cu amplitudine constantă.

În acest capitol este prezentată o aplicație asupra propagării fisurilor de oboseală la numere mici de cicluri de solicitare.

Simularea a fost realizată cu ajutorul programului ABAQUS 6.6, folosind ca model geometric jumătate dintr-o probă de tracțiune, Fig. 1.

O problemă esențială în conceperea modelului de analiză a stării de tensiune și deformație sub acțiunea unei solicitări ciclice cu amplitudine constantă este definirea corectă a comportării materialului, ceea ce implică cunoștințe detaliate cu privire la curba caracteristică ciclică și o serie de constante de material.

Analiza cu FEM, prezentată în acest capitol, a fost făcută pe oțelul OL-M, material pentru care se cunosc atât caracteristicile de elasticitate cât și cele de plasticitate, determinate în capitolul 4.

În general caracterul unui material poate fi descris urmărind curba caracteristică, (Fig. 2): inițial materialul prezintă un caracter liniar-elastic ($a - b$), urmat de un domeniu cu deformații plastice și ecruisarea materialului ($b - c$), începând cu punctul c se observă o scădere a capacității de rezistență a materialului și apariția găturii care duce în final la ruperea materialului ($c - d$). Punctul c corespunde

momentului de inițiere a degradării materialului care se propagă pe porțiunea c – d până la ruperea finală.

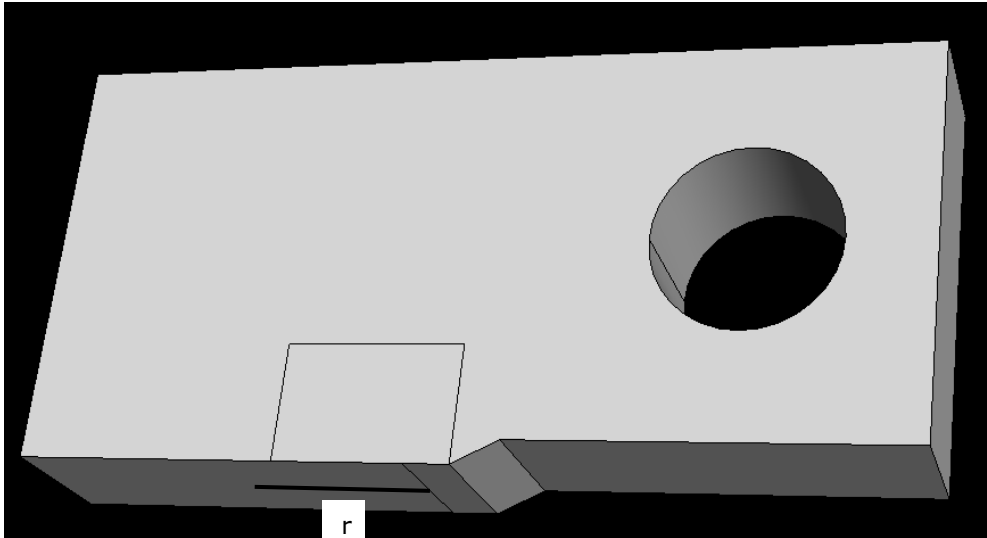


Fig. 1 – Modelul geometric considerat pentru analiză

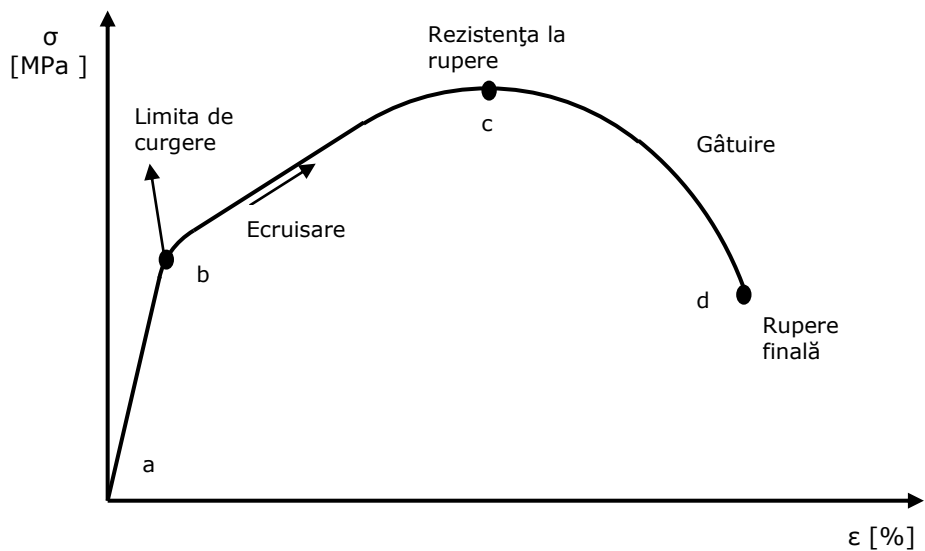


Fig. 2 – Curba caracteristică a unui material cu comportare elasto-plastică

Pe baza mecanismului descris mai sus programul ABAQUS [81] permite o serie de modele ce descriu fiecare porțiune a curbei caracteristice. În cazul materialului considerat pentru analiză s-a definit o comportare liniar-elastică reprezentată prin

modulul de elasticitate, $E = 203000$ MPa și coeficientul lui Poisson, $\nu = 0,3$, urmată de o comportare plastică.

Pentru o interpretare corectă a datelor programele de simulare cu FEM utilizează în definirea caracterului plastic al unui material, curba caracteristică reală. Aceasta se poate determina din curba caracteristică convențională pe baza unor relații de conversie:

$$\sigma_{real} = \sigma \cdot (1 + \varepsilon) \quad (1)$$

$$\varepsilon_{real} = \ln(1 + \varepsilon) \quad (2)$$

Prin urmare definirea caracterului plastic în ABAQUS se face prin perechi de valori $(\sigma_{real}; \varepsilon_{pl})$, în care prima pereche de valori corespunde limitei de curgere pentru care se definește o deformare specifică plastică, ε_{pl} , zero. Deformația specifică, ε_{pl} , reprezintă componenta plastică a deformației specifice reale, ε_{real} , corespunzătoare punctului cu valoarea σ_{real} , (Fig. 3).

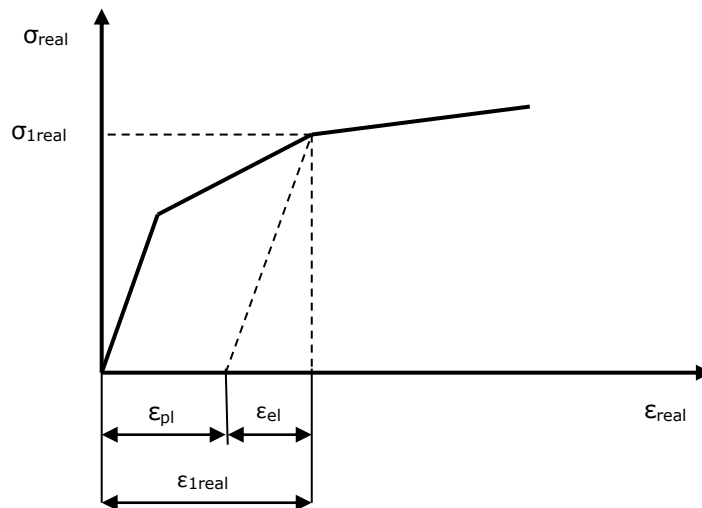


Fig. 3 – Determinarea componentei plastice a deformației specifice reale

Având în vedere figura 3, componenta plastică a deformației specifice reale se poate determina cu relația (3), [81]:

$$\varepsilon_{pl} = \varepsilon_{real} - \frac{\sigma_{real}}{E} \quad (3)$$

Pentru a simula comportarea materialului la solicitarea ciclică, definirea domeniului de deformare plastică a materialului s-a făcut pe baza unui model de ecruisare cinematică, care descrie curba caracteristică ciclică folosind curba caracteristică reală și două constante de ecruisare cinematică ($C = 81$ și $\gamma = 200$). Valorile constantelor de ecruisare cinematică au fost determinate aplicând ecuația (4) [81] pentru diferite puncte de coordonate $(\sigma_i, \varepsilon_{pl,i})$.

$$\alpha = \frac{C}{\gamma} \left(1 - e^{-\gamma \varepsilon_{pl}} \right) \quad (4)$$

$$\text{în care: } \alpha = \sigma_i - \sigma^0$$

σ^0 – corespunde limitei de curgere a materialului

Pe lângă caracterul elasto-plastic al materialului, pentru a determina viteza de propagare a fisurii în cazul unei sollicitări ciclice cu amplitudine constantă și număr mic de cicluri de sollicitare, s-a definit un model de degradare ductilă a materialului. Modelul de degradare ductilă utilizat în evaluarea propagării fisurii este format din două componente:

- Stabilirea punctului de inițiere a degradării materialului
- Definirea modalității de evoluție a degradării

Având în vedere acest lucru, s-a considerat că inițierea degradării materialului are loc în punctul corespunzător rezistenței la rupere (punctul c din figura 2) și are o evoluție liniară până la ruperea finală a materialului (punctul d din figura 2). Unul din avantajele modelului utilizat este faptul că permite determinarea momentului de inițiere a fisurii, lucru greu de stabilit experimental.

Conform modelului utilizat, deformația specifică corespunzătoare punctului de inițiere a degradării este o funcție ce depinde de starea de tensiune triaxială și rata

de creștere a deformației, $\varepsilon_D^{pl}(\eta, \bar{\varepsilon}_{pl})$.

$$\eta = -\frac{p}{q} \text{ - starea de tensiune triaxială}$$

p – vector tensiune

q – tensiunea echivalentă von Mises

Degradarea materialului se produce atunci când, [81]:

$$\omega_D = \int \frac{d\bar{\varepsilon}_{pl}}{\varepsilon_D^{pl}(\eta, \bar{\varepsilon}_{pl})} = 1 \quad (5)$$

Unde ω_D este o funcție variabilă ce crește monoton cu deformația plastică.

Conform Referinței [81], pentru o rată de creștere a deformației plastice

$\bar{\varepsilon}_{pl} = 0,001$, starea de tensiune triaxială poate avea următoarele valori, $\eta = -3,33; -0,333; -0,267; -0,2; -0,133; -0,0667; 0; 0,0667; 0,133; 0,2; 0,267; 0,333, 0,4; 3,33$.

În condițiile unui material elasto-plastic cu ecrisare, degradarea ductilă se manifestă prin: scăderea rezistenței la rupere a materialului și degradarea

elasticității, Fig. 4. În figura 4, σ_{y0} și $\bar{\varepsilon}_{pl0}$ reprezintă tensiunea și respectiv deformația specifică plastică, corespunzătoare punctului de inițiere a fisurii iar

$\bar{\varepsilon}_{pl,f}$ este deformația specifică plastică corespunzătoare punctului de rupere finală a materialului când degradarea materialului este $D = 1$. Valoarea deformației specifice

plastică la rupere, $\bar{\varepsilon}_{pl,f}$, depinde de lungimea caracteristică a elementului finit și nu poate fi utilizată ca parametru de material în specificarea legii de evoluție a degradării. Prin urmare, evoluția degradării este definită în funcție de deplasarea

plastică echivalentă, \bar{u}_{pl} , sau în funcție de energia de rupere, G_f .

Odată cu apariția degradării, relația dintre tensiune și deformația specifică nu mai reprezintă comportarea materialului cu așa mare precizie. Utilizarea în continuare a curbei caracteristice introduce o dependență între deformația specifică și gradul de discretizare a materialului, astfel încât energia disipată scade odată cu creșterea

gradului de discretizare. Pentru a reduce această dependență, este folosit conceptul de energie de rupere Hillerborg, G_f , prin care comportarea materialului după inițierea degradării este descrisă de o relație de forma tensiune-deplasarea punctului de integrare. Implementarea conceptului de tensiune-deplasare în analiza cu metoda elementului finit, necesită definirea unei lungimi caracteristice, L , asociată cu punctul de integrare. În acest caz energia de rupere poate fi scrisă:

$$G_f = \int_{\bar{\varepsilon}_{pl0}}^{\bar{\varepsilon}_{pl,f}} L \cdot \sigma_y d\bar{\varepsilon}_{pl} = \int_0^{\bar{u}_{pl,f}} \sigma_y d\bar{u}_{pl} \quad (6)$$

Expresia (6) definește noțiunea de deplasare plastică echivalentă, \bar{u}_{pl} , ca fiind lucrul mecanic efectuat pentru degradarea unității de material, asociată cu tensiunea înregistrată după amorsarea degradării. Înainte de inițierea degradării

$\bar{u}_{pl} = 0$, după inițierea degradării $\bar{u}_{pl} = L \cdot \bar{\varepsilon}_{pl}$.

Definiția lungimii caracteristice, L , este dată în funcție de tipul elementului finit utilizat pentru discretizare, astfel că: pentru elemente finite de tip bară, lungimea caracteristică este considerată ca fiind lungimea punctului de integrare (lungimea elementului finit), pentru elemente finite de tip placă lungimea caracteristică este dată de rădăcina patrată a ariei punctului de integrare, iar pentru elemente de tip solid L este rădăcina cubică a volumului punctului de integrare.

Prin urmare, după inițierea degradării, evoluția acesteia poate fi definită pe baza deplasării plastice echivalente, $\bar{u}_{pl} = L \cdot \bar{\varepsilon}_{pl}$, sub formă tabelară, liniară sau exponențială.

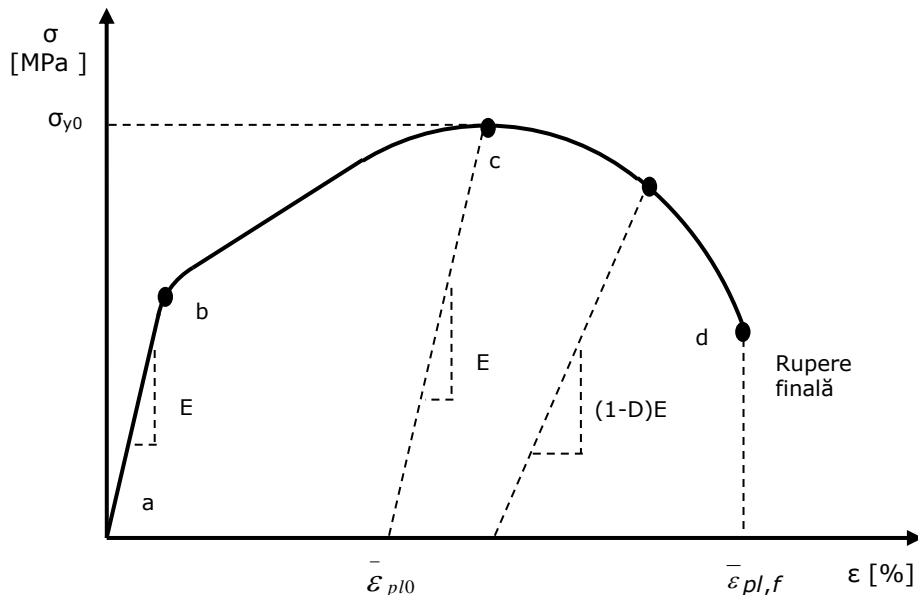


Fig. 4 – Curba caracteristică cu degradare progresivă a materialului

Discretizarea modelului și stabilirea condițiilor pe contur

Pentru discretizarea modelului geometric s-au folosit elemente finite de tip C3D8R (elemente cu 8 noduri), [81] și [82]. În zona de interes pentru determinarea vitezei de propagare, s-a realizat o discretizare mai fină (Fig. 5), elementele finite având o dimensiune de 0,125 mm, în restul structurii s-au folosit elemente finite cu dimensiuni de 0,5 mm.

În ceea ce privesc condițiile de rezemare și încărcare, acestea s-au făcut conform figurii 6. Astfel, a fost aplicată o condiție de simetrie pe suprafața de bază a modelului (suprafața A) în care este oprită deplasarea pe direcția axei Y, dar este liberă deplasarea pe axa X, de asemenea, a fost aplicată o condiție de deplasare pe suprafața de aplicare a sarcinii (suprafața B) în care este oprită deplasarea pe direcția X dar este liberă deplasarea pe direcția axei Y. Modelul a fost încărcat cu o sarcină ciclică cu amplitudine constantă, însumând un total de 40000 de cicluri de solicitare. Pentru acest lucru s-au definit patru pași de încărcare, fiecare dintre aceștia reprezentând un bloc de 10000 de cicluri de solicitare cu aceeași amplitudine.

Simularea a fost făcută pentru patru grade de asimetrie :

- $R = 0,1$; $F_{amp} = 5089,23$ N
- $R = 0,3$; $F_{amp} = 3958,29$ N
- $R = 0,5$; $F_{amp} = 2827,35$ N
- $R = 0,7$; $F_{amp} = 1696,41$ N

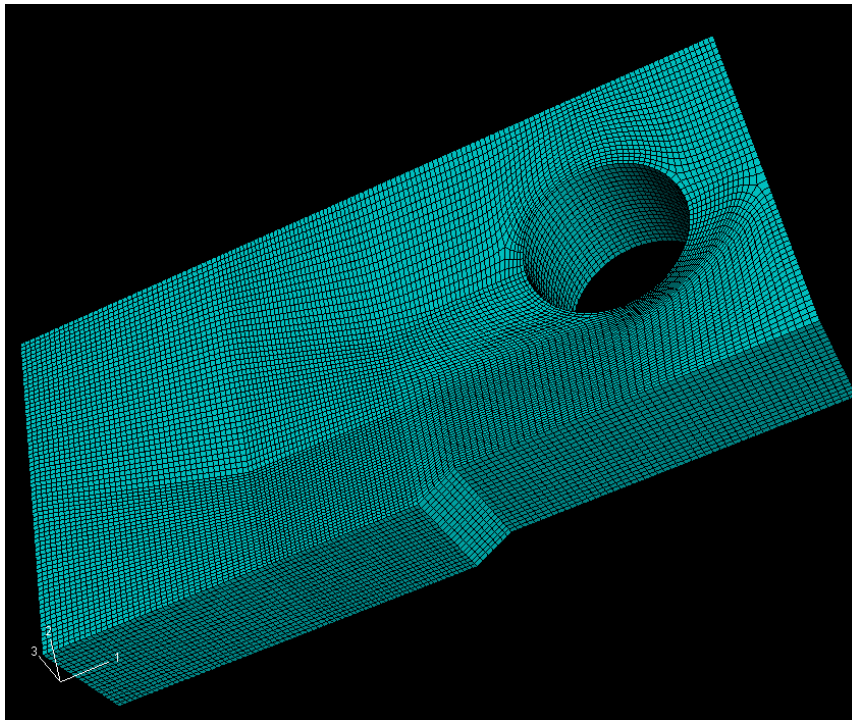


Fig. 5 – Modelul discretizat

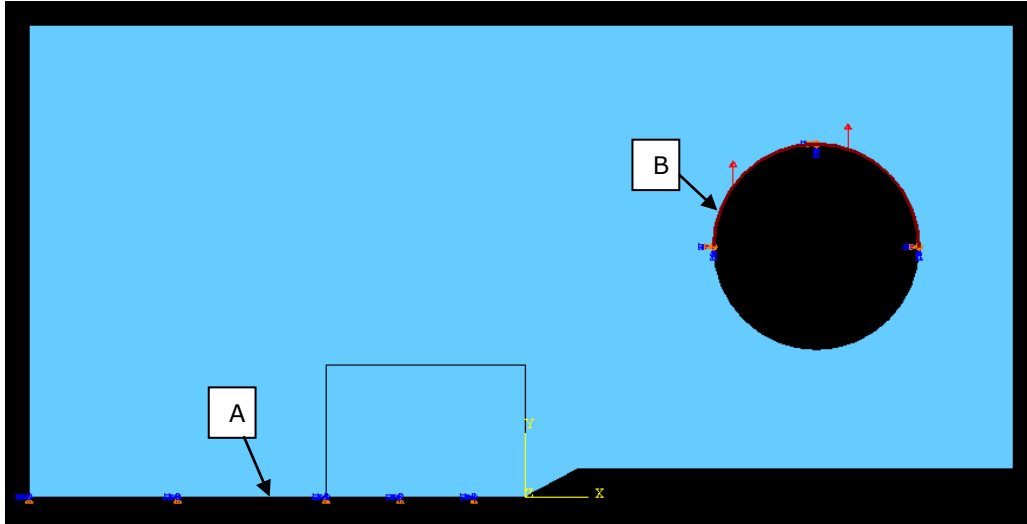
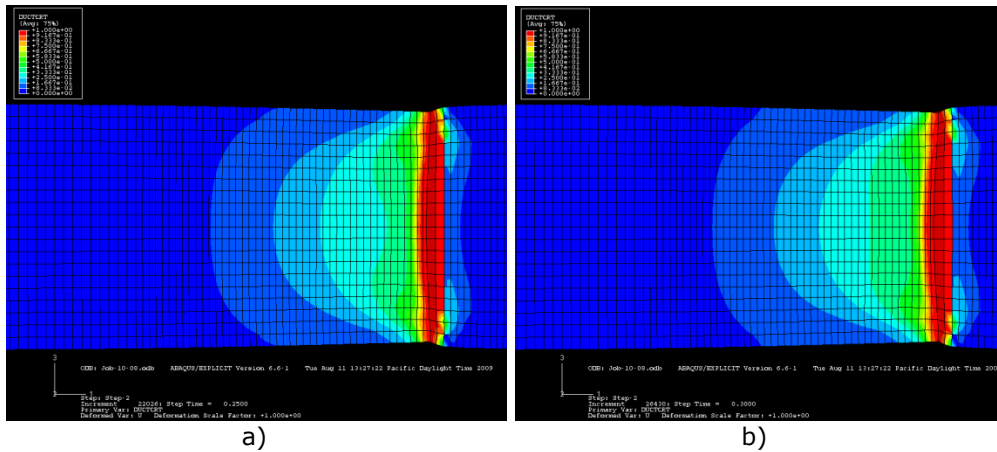


Fig. 6 – Definirea condițiilor pe contur

În urma rezolvării modelului matematic definit anterior s-a urmărit evoluția degradării materialului pe parcursul celor 40000 de cicluri de solicitare, pentru fiecare grad de asimetrie considerat. În figura 7 – a,b,c,d este prezentată distribuția degradării la diferite numere de cicluri, pentru gradul de asimetrie $R = 0,1$.



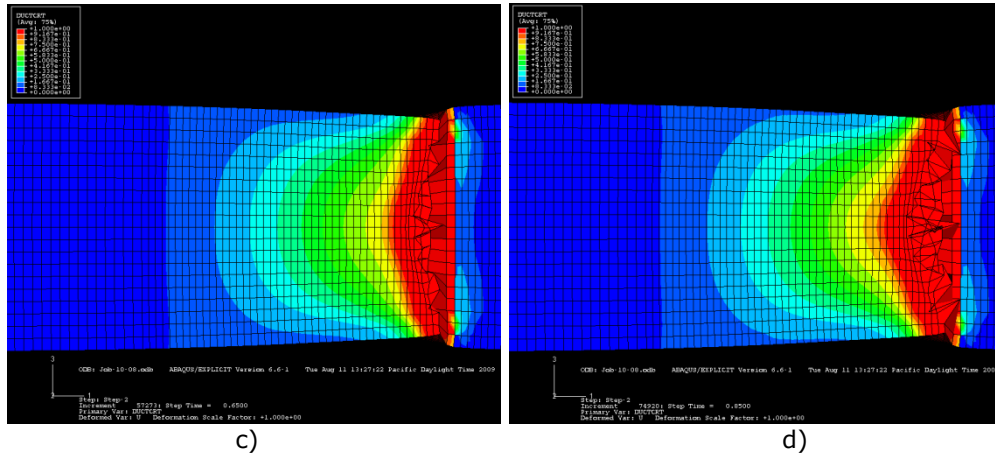


Fig. 7 – Distribuția degradării materialului în cazul solicitării ciclice cu $R = 0,1$: a) după 22500 cicluri; b) după 23000 cicluri; c) după 26500 cicluri; d) după 28500 cicluri

În figura 8 este prezentată distribuția degradării în momentul ruperii instabile a probei la solicitarea ciclică cu grad de asimetrie $R = 0,1$.

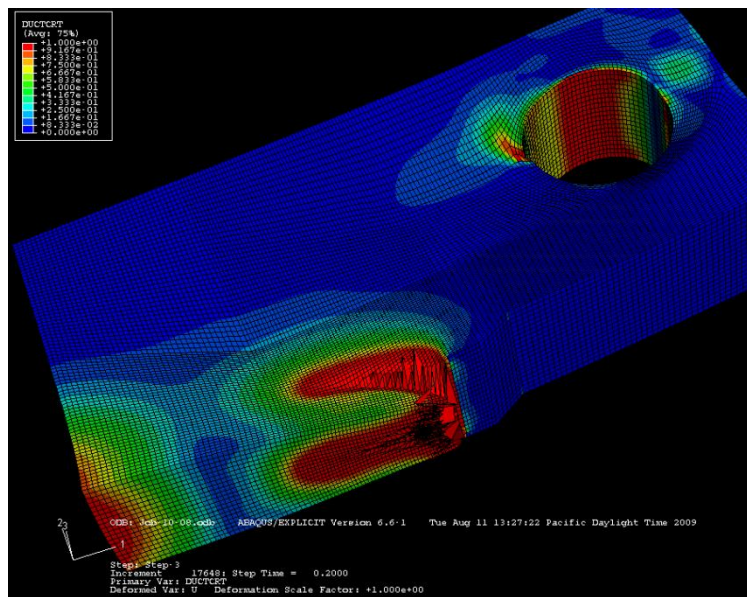


Fig. 8 – Distribuția degradării în momentul ruperii instabile a probei la solicitarea cu $R = 0,1$

Figurile 9 și respectiv 10, reprezintă distribuția degradării materialului pe distanța r (Fig. 1), pentru solicitarea cu $R = 0,3$ și respectiv diagramele de variație a vitezei de propagare a fisurii, da/dN , în funcție de variația factorului de intensitate a tensiunii, ΔK .

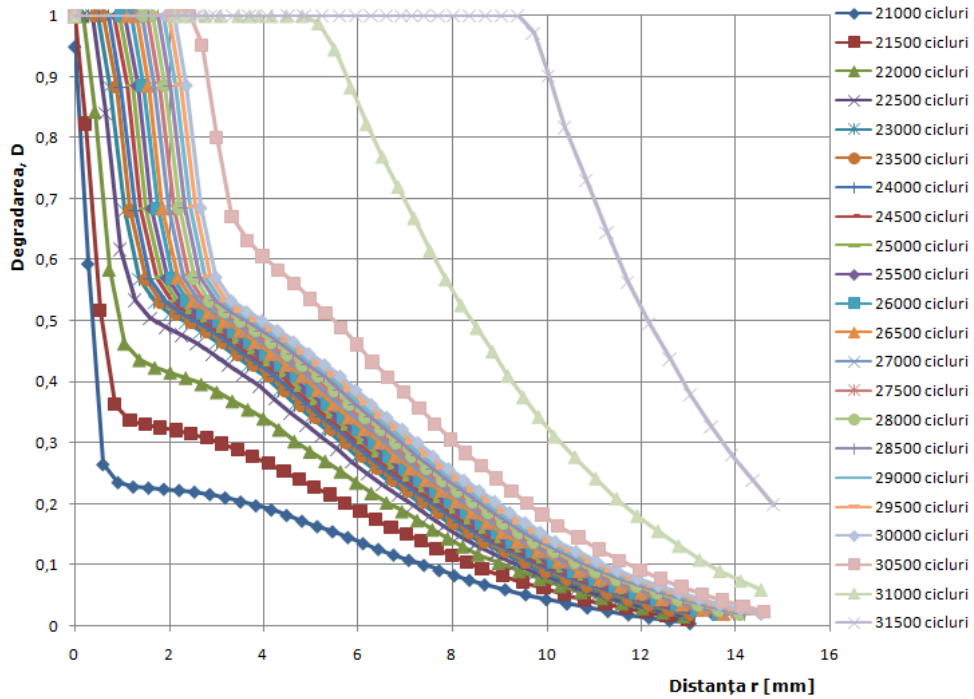


Fig. 9 – Distribuția degradării ductile a materialului pentru $R = 0,3$

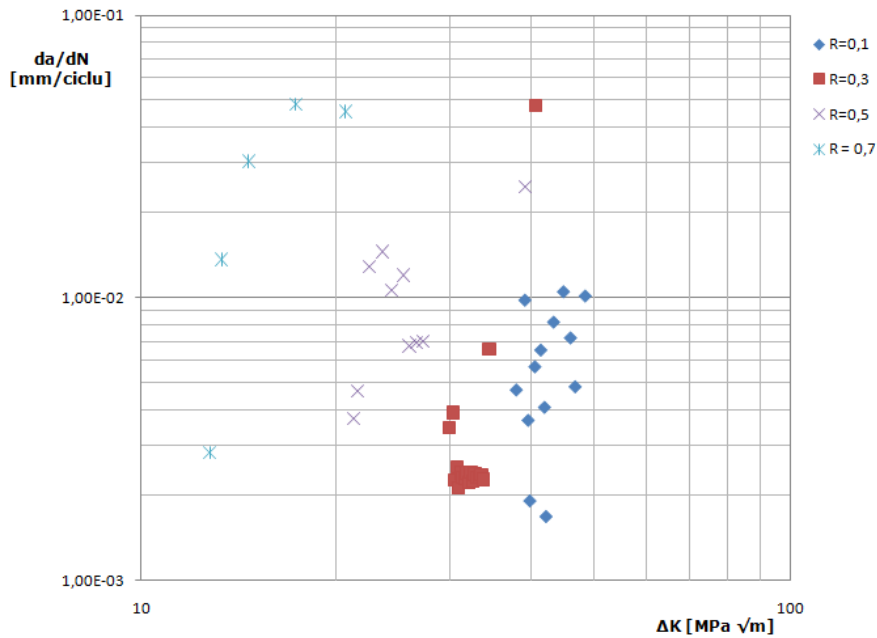


Fig. 10 – Diagramele $da/dN = f(\Delta K)$ pentru cele patru grade de asimetrie considerate în analiza cu metoda elementului finit

Modelul de analiză cu element finit dezvoltat anterior a fost aplicat pentru verificarea unui element de rezistență din componența unui ansamblu utilizat pentru legarea vagoanelor de cale ferată, Fig. 11.

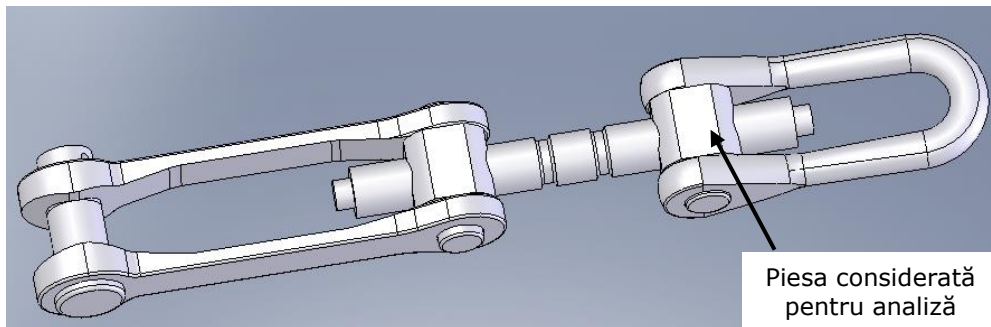


Fig. 11 – Ansamblu de legare a vagoanelor

Conform prescripțiilor din documentația de proiectare, ansamblul din figura 11 trebuie să reziste la o forță de 350 kN fără deformații permanente și la o forță de 800 kN fără apariția fisurilor sau ruperii. Având în vedere acest lucru, pentru elementul de rezistență analizat au fost considerate două cazuri de analiză corespunzătoare celor două sarcini prevăzute (sarcina de lucru – 350 kN și sarcina maximă de proiectare – 800 kN).

În prima fază s-a realizat un calcul static pentru determinarea stării de tensiune din elementul analizat, în cele două situații, după care a fost aplicat modelul de degradare a materialului și s-a făcut o analiză a durabilității pentru o solicitare variabilă cu amplitudine constantă și gradul de asimetrie, $R = 0$. În figurile 12 și 13 este reprezentat modul de rezemare și încărcare și respectiv discretizarea elementului de rezistență considerat. Pentru discretizare s-au folosit elemente finite tetraedrice [81], [82] de tipul C3D10M.

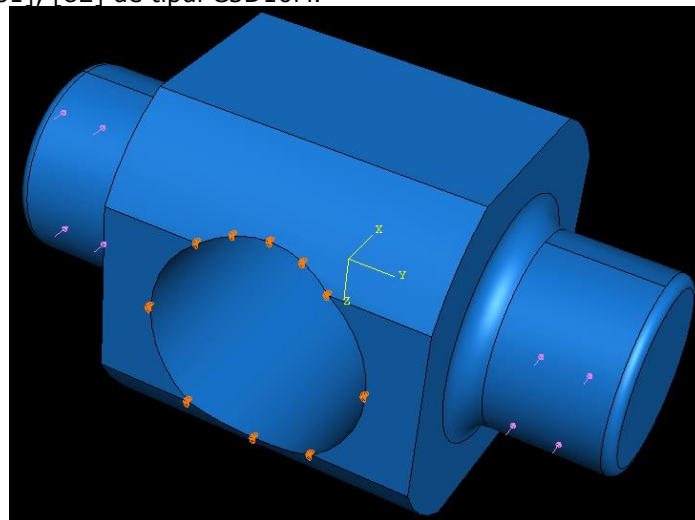


Fig. 12 – Condițiile de rezemare și încărcare definite pentru elementul analizat

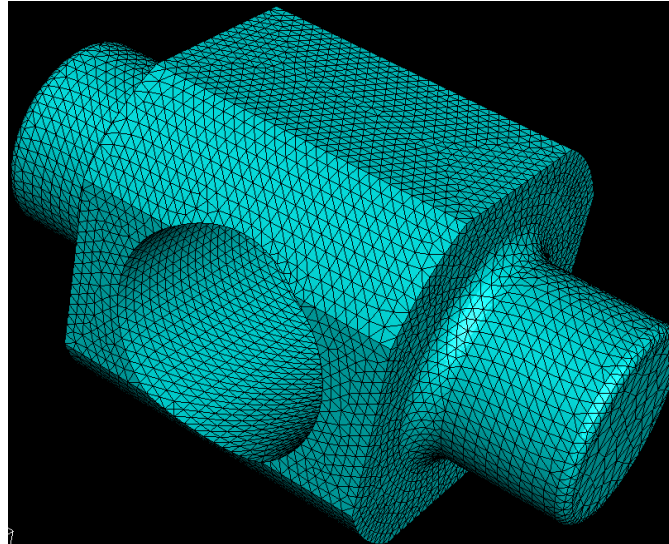


Fig. 13 – Discretizarea în elemente finite

De asemenea, s-a considerat că elementul studiat este realizat din oțel de tipul OL-M. În figurile următoare este reprezentată distribuția tensiunii echivalente von Mises pentru cele două cazuri considerate (forța maximă aplicată de 350 kN și 800 kN). Rezultatele obținute arată că la simularea cu forța maximă de 350 kN nu se înregistrează deformații permanente în elementul de rezistență, iar la simularea cu forța maximă de 800 kN, cu toate că nu se înregistrează o apariție a rupei, apar deformații permanente în elementul de rezistență, Fig. 16.

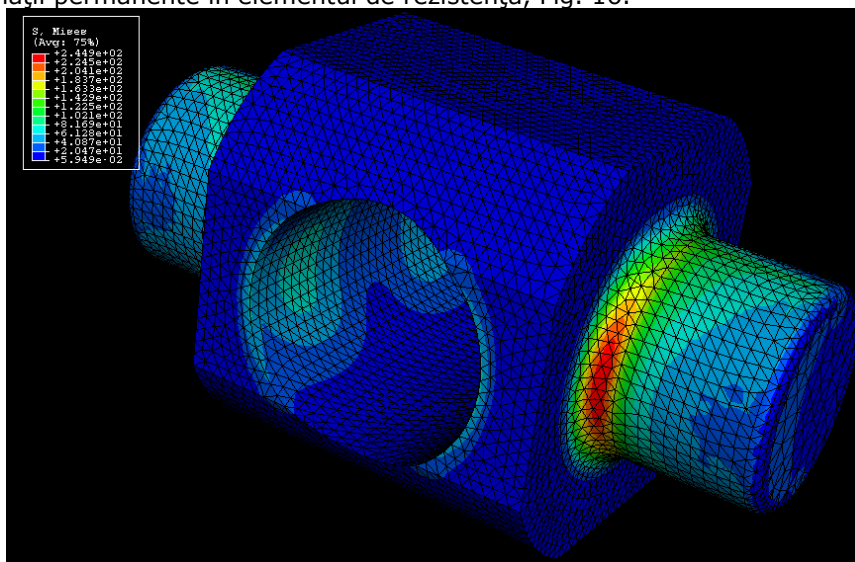


Fig. 14 – Distribuția tensiunii echivalente von Mises pentru calculul static cu $F_{\max}=350$ kN

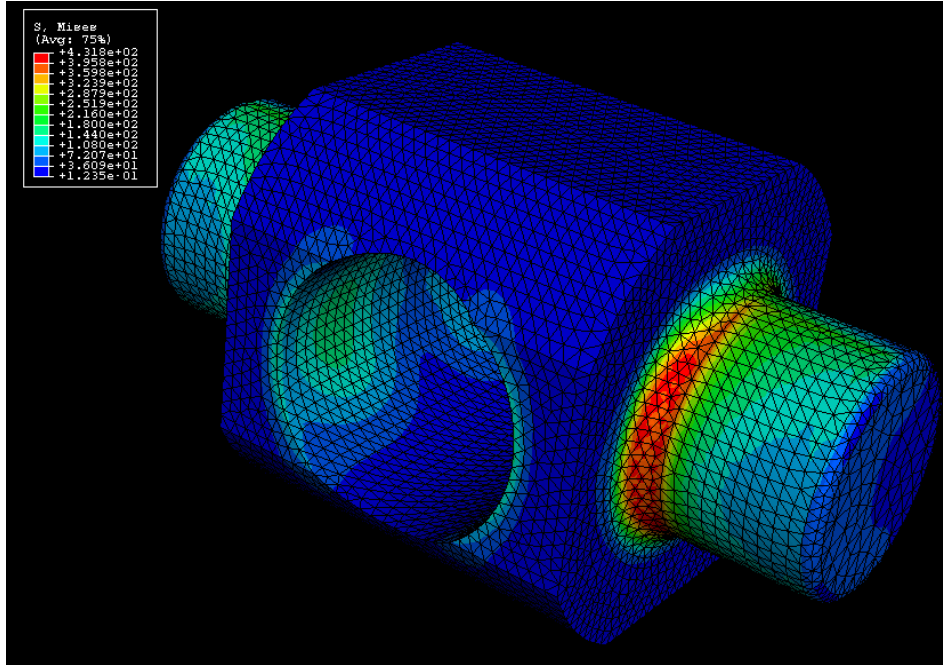


Fig. 15 – Distribuția tensiunii echivalente von Mises pentru calculul static cu $F_{\max}=800$ kN

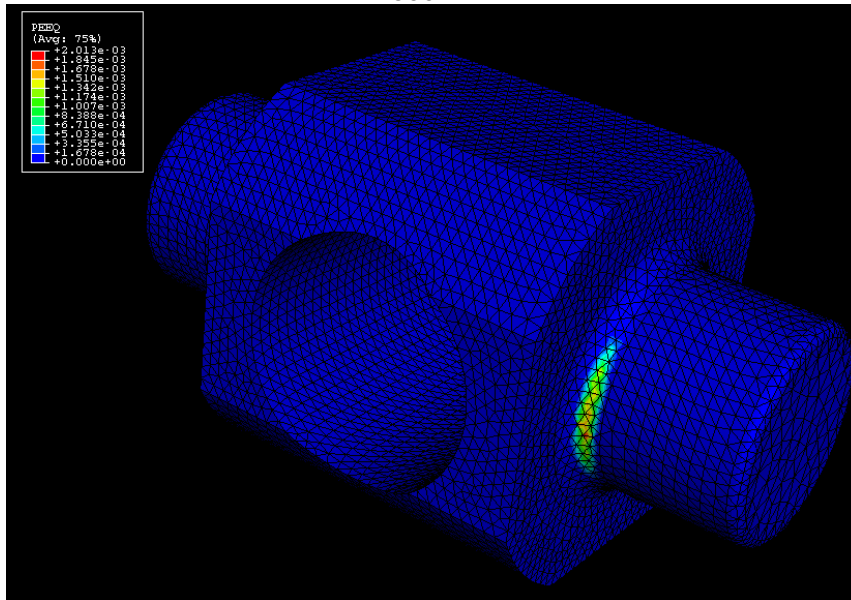


Fig. 14 – Distribuția deformației plastice echivalente pentru calculul static cu $F_{\max}=800$ kN

Pentru calculul la oboseală s-a considerat un spectru de solicitare cu amplitudine constantă și grad de asimetrie $R = 0$, prezentat în figura 15.

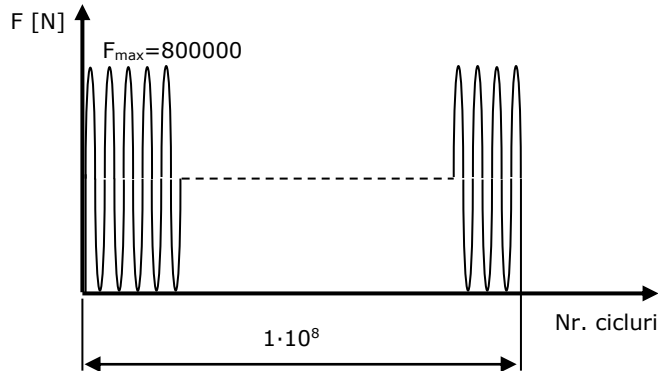


Fig. 15 – Spectru de solicitare considerat pentru calculul de oboseală

Definirea spectrului de solicitare în programul ABAQUS s-a făcut prin 5 pași de încărcare, iar pentru fiecare pas de încărcare s-a definit o forță variabilă după o funcție periodică cu amplitudine constantă, de forma:

$$F = F_0 + F_{amp} \sin \omega t \quad (7)$$

în care: F_0 – forța medie; F_{am} – amplitudinea forței

Urmărind evoluția în timp a degradării materialului, s-a observat că după un număr de $8,2 \cdot 10^7$ cicluri degradarea atinge valoarea 1, acest lucru sugerând posibilitatea inițierii unei fisuri de oboseală. Începând din acest moment se urmărește modul de propagare a fisurii pentru a stabili dacă și cât timp elementul de rezistență mai poate fi utilizat în ansamblul din figura 11.

Analizând rezultatele s-a observat că în prima fază fisura se extinde pe circumferința brațului în care s-a inițiat, după care începe să se extindă în interiorul brațului. În figurile următoare este prezentată evoluția degradării la diferite numere de cicluri, fapt ce reprezintă modul de evoluție a fisurii.

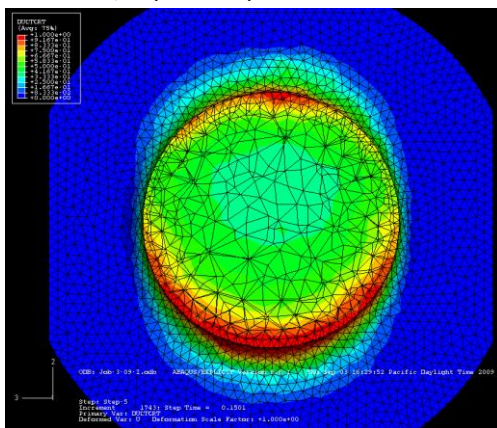


Fig. 16 – Distribuția degradării materialului după $8,3 \cdot 10^7$ cicluri

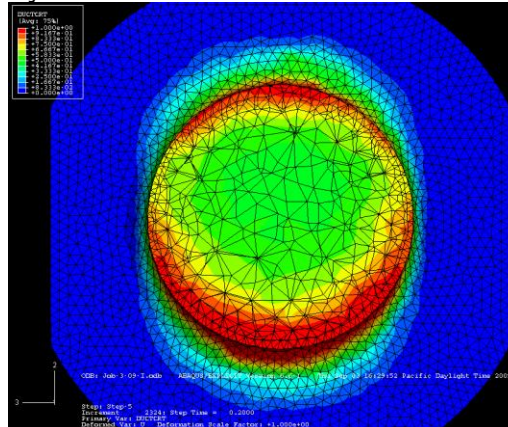


Fig. 17 – Distribuția degradării materialului după $8,4 \cdot 10^7$ cicluri

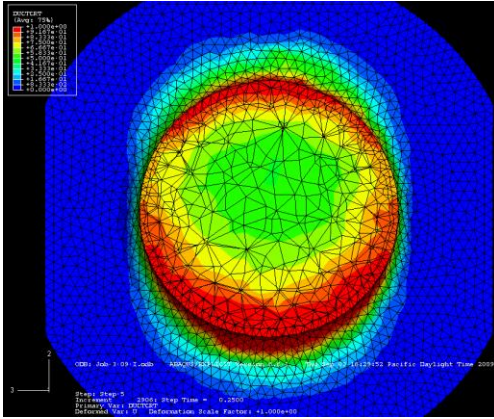


Fig. 18 – Distribuția degradării materialului după $8,5 \cdot 10^7$ cicluri

Pe baza rezultatelor obținute s-a putut determina viteza de propagare a fisurii inițiate atât pe circumferința brațului cât și în interior, Fig. 20.

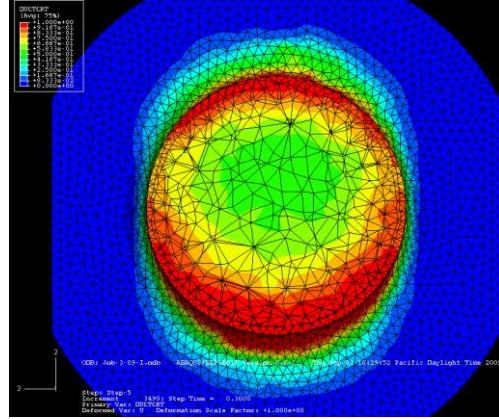


Fig. 19 – Distribuția degradării materialului după $8,6 \cdot 10^7$ cicluri

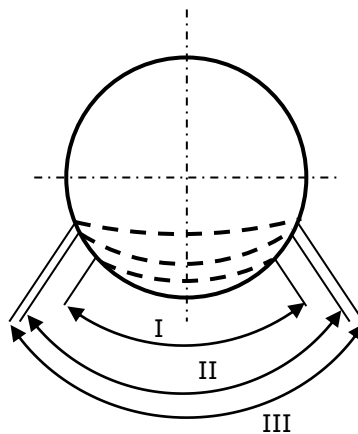


Fig. 20 – Evoluția fisurii de oboseală în brațul elementului de rezistență

- Faza I – reprezintă perioada cuprinsă în intervalul $8,2 \cdot 10^7$ și $8,3 \cdot 10^7$. Pe circumferință fisura crește de la 0 la 29,71 mm (21,01 % din lungimea desfășurată a secțiunii), ceea ce înseamnă o viteză medie de $2,971 \cdot 10^{-5}$ mm/ciclu, iar în interior fisura crește de la 0 la 5,65 mm, ceea ce înseamnă o viteză medie de $5,65 \cdot 10^{-6}$ mm/ciclu.
- Faza II – reprezintă perioada cuprinsă în intervalul $8,3 \cdot 10^7$ și $8,4 \cdot 10^7$. Pe circumferință fisura crește de la 29,71 mm la 57,352 mm (reprezentând o creștere cu 19 %) cu o viteză medie de $2,764 \cdot 10^{-5}$ mm/ciclu. În interior fisura crește de la 5,65 mm la 9,45 mm, cu o viteză de $3,8 \cdot 10^{-6}$.
- Faza III – reprezintă perioada cuprinsă în intervalul $8,4 \cdot 10^7$ și $8,5 \cdot 10^7$. Pe circumferință fisura crește de la 57,352 mm la 63,583 mm (reprezentând o creștere cu 4,4 %), cu o viteză medie de $6,23 \cdot 10^{-6}$ mm/ciclu. În interior

fisura crește de la 9,45 mm la 14,65 mm, cu o viteză medie de $5,2 \cdot 10^{-6}$ mm/ciclu. De asemenea, se observă în figura 18 faptul că în acest interval se inițiază o fisură și pe partea opusă primei fisuri.

Prin urmare, după faza a III-a de propagare a fisurii de oboseală a rezultat o degradare de 44,41 % pe circumferință și 65,11 % în interior. Având în vedere rezultatele, precum și faptul că în faza a III-a s-a inițiat o a doua fisură, se decide că piesa analizată trebuie înlocuită.

6. CERCETĂRI PRIVIND INFLUENȚA GRADULUI DE ASIMETRIE ASUPRA VITEZEI DE PROPAGARE A FISURILOR FOLOSIND UN NUMĂR REDUS DE PROBE

6.1 Considerații generale

Așa cum s-a arătat, viteza de propagare a fisurilor de oboseală este influențată de parametrii încărcării variabile, variația factorului de intensitate a tensiunii (ΔK), factorul maxim de intensitate a tensiunii (K_{max}) și gradul de asimetrie al ciclului de solicitare, R . Aceste trei variabile sunt legate prin ecuația (1):

$$\Delta K = K_{max} \cdot (1 - R) \quad (1)$$

În general viteza de propagare a fisurii de oboseală, da/dN , este exprimată în funcție de variația factorului de intensitate a tensiunii, ΔK , pentru un anumit grad de asimetrie al ciclului de solicitare, R , și reprezintă rezistența materialului la propagarea stabilă a unei fisuri de oboseală.

O serie de modele empirice sau semi-empirice au fost propuse pentru a evidenția efectul gradului de asimetrie asupra curbelor de variație $da/dN = f(\Delta K)$.

Trasarea unei diagrame de variație a vitezei de propagare a fisurii în funcție de variația factorului de intensitate a tensiunii, conform procedurilor descrise în standard ASTM E647-05, constă în parcurgerea a trei stagii. Primul stadiu constă în prefisurarea probei încercate printr-o solicitare ciclică de tracțiune, cel de-al doilea stadiu constă în aplicarea unei solicitări ciclice la care variația factorului de intensitate a tensiunii, ΔK , scade odată cu creșterea fisurii, procedură definită în standard și denumită K-descrescător. În urma aplicării procedurii K-descrescător se obține valoarea de prag a variației factorului de intensitate a tensiunii, ΔK_{th} . Al treilea stadiu constă în aplicarea unei solicitări ciclice la care variația factorului de intensitate a tensiunii crește odată cu creșterea lungimii fisurii, procedură denumită în standard K-crescător. Pe toată durata testului gradul de asimetrie rămâne constant, în timp ce K_{max} și K_{min} scad (K-descrescător) sau cresc (K-crescător),

Fig. 1. În Fig. 2 curba 1 – 2 reprezintă date de propagare a fisurii de oboseală obținute aplicând procedura K-descrescător iar curba 2 – 3 reprezintă date de propagare obținute aplicând procedura K-crescător.

În general, pentru a evidenția efectul gradului de asimetrie asupra vitezei de propagare a fisurilor de oboseală pe cale experimentală este necesar încercarea unei probe pentru fiecare valoare a gradului de asimetrie considerat. Acest lucru înseamnă un număr mare de teste efectuate, număr mare de probe folosite în timpul încercărilor, timp de lucru și implicit costuri ridicate. Fiecare probă testată parcurge cele trei stagii prezentate anterior: prefisurare, K-descrescător și K-crescător.

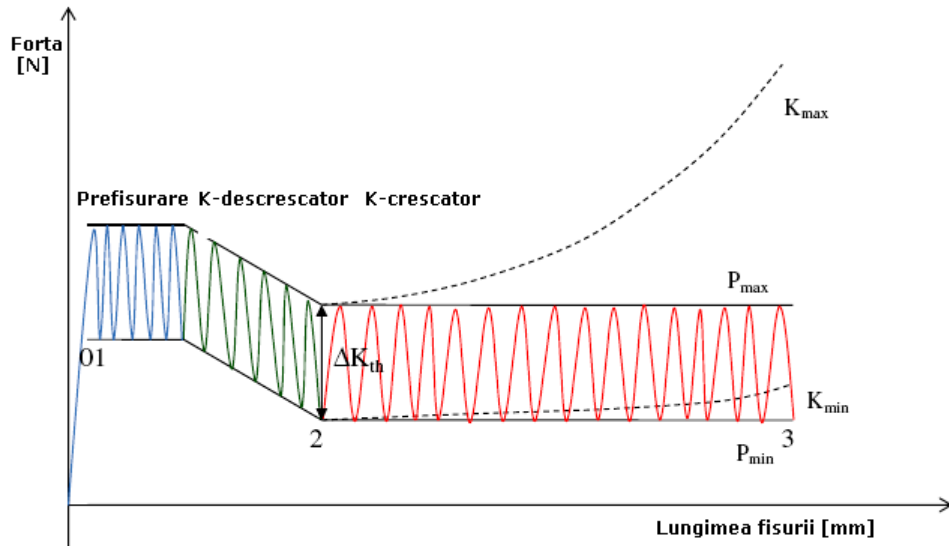


Fig. 1 – Schema de solicitare la un test de propagare a fisurii de oboseală cu R constant, conform ASTM E647-05

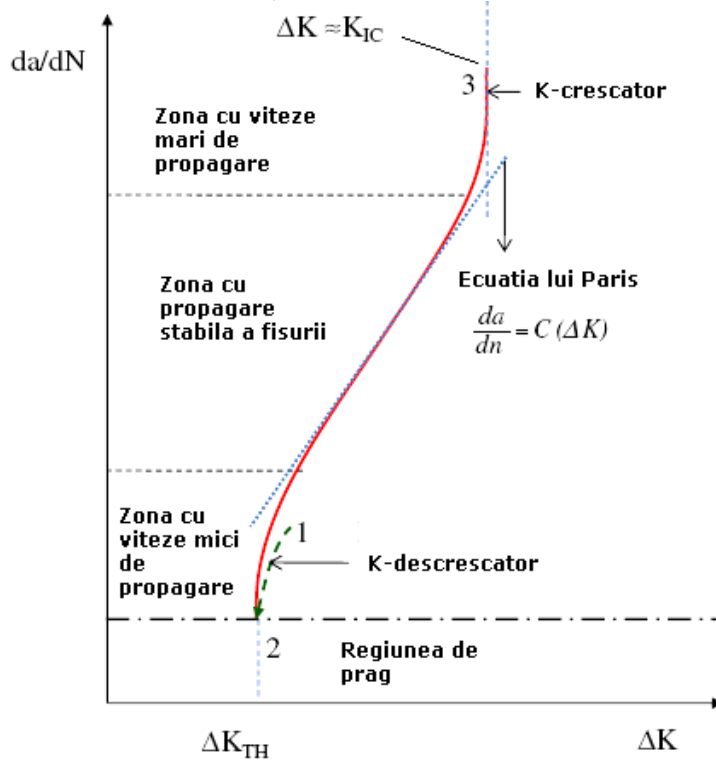


Fig. 2 – Curba de propagare a fisurii de oboseală obținută pe baza unei încercări cu R constant

6.2. Metoda Tesch

În 2007, A. Tesch [83] a propus o metodă de determinare a curbelor de variație $da/dN = f(\Delta K)$ pentru diferite grade de asimetrie, folosind o singură probă. Metoda constă în efectuarea, pe aceeași probă, a mai multor teste de propagarea fisurii în care valoarea K_{max} este menținută constantă iar variația factorului de intensitate a tensiunii, ΔK , scade odată cu creșterea valorii K_{min} (procedura $K_{max} - \text{constant}$ conform ASTM E647), Fig. 3. În acest caz gradul de asimetrie nu rămâne constant și crește continuu pe durata testelor. Aplicând succesiv procedura $K_{max} - \text{constant}$ în pași crescători și apoi făcând unele transformări grafice, se obțin date cu privire la viteza de propagare a fisurii de oboseală pentru o gamă largă de grade de asimetrie în intervalul $[-1 ; 0,9]$, folosind o singură probă.

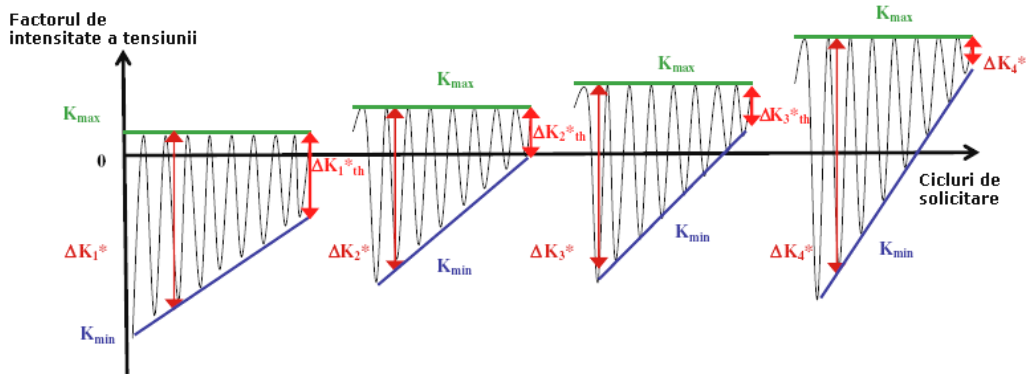


Fig. 3 – Schema de solicitare conform metodei propuse de Tesch [83]
($K_{max} - \text{constant}$, $\Delta K^* = K_{max} - K_{min}$)

Unul din avantajele metodei propuse de Tesch constă în faptul că menținerea constantă a valorii factorului de intensitate a tensiunii maxim, K_{max} , determină menținerea constantă a zonei deformată plastic monotonă de la vârful fisurii.

Metoda a fost aplicată pe o probă din aliaj de Al, 2524-T351, asupra căreia au fost efectuate 14 teste cu procedura $K_{max} - \text{constant}$ și în care K_{max} ia valori de la 3, 4, 6, 8, ..., 42 Mpa \sqrt{m} . Pe parcursul unui test cu K_{max} constant, K_{min} este scăzut treptat până când variația factorului de intensitate a tensiunii, ΔK , atinge valoarea de prag (conform Fig. 3), după care se aplică un alt test. Pentru fiecare test cu K_{max} constant se poate trasa în coordonate logaritmice diagramele $da/dN = f(\Delta K^*)$, în care pe fiecare curbă trasată gradul de asimetrie este variabil, Fig. 4.

$$\Delta K = (1 - R) \cdot K_{max} \quad (2)$$

este evident că odată cu creșterea lui K_{max} , va crește și gradul de asimetrie, R. Cu alte cuvinte crescând valorile lui K_{max} , la aceeași valoare a variației factorului de intensitate a tensiunii, ΔK^* , se pot obține viteze de propagare a fisurii pentru diferite grade de asimetrie.

Curbele $da/dN = f(\Delta K^*)$ cu R variabil pot fi transformate în diagrame $da/dN = f(\Delta K)$ cu R constant folosind relația (2). În primul rând, în diagrama $da/dN = f(\Delta K^*)$ se trasează linii verticale corespunzătoare valorilor lui ΔK^* , Fig. 4. În al doilea rând, punctele de intersecție dintre liniile verticale trasate și curbele de variație $da/dN = f(\Delta K^*)$ sunt reprezentate într-o diagramă de forma $da/dN = f(R)$, Fig. 5.

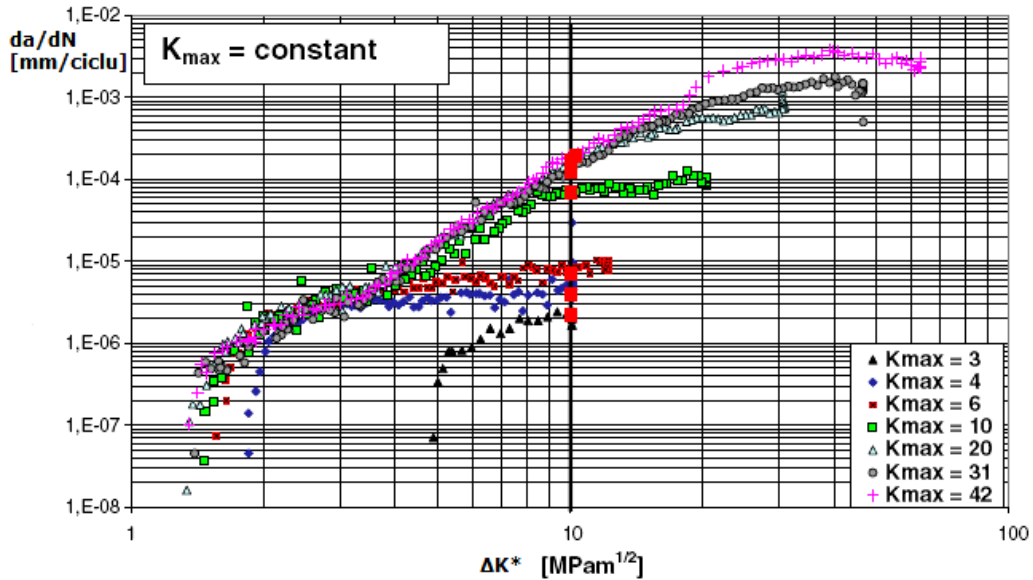


Fig. 4 – Diagramele $da/dN = f(\Delta K^*)$ rezultate în urma efectuării testelor de propagarea fisurii cu K_{max} constant

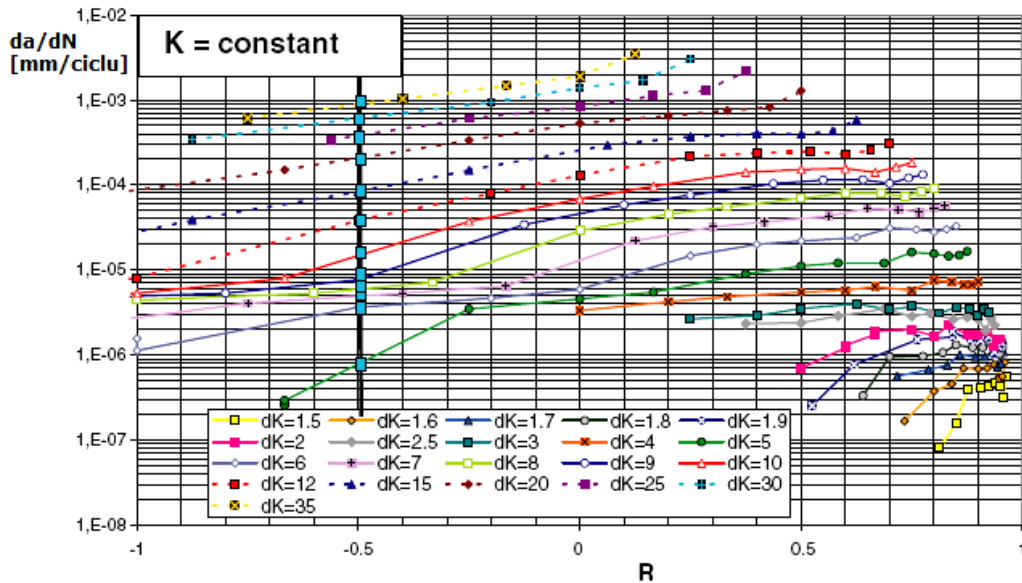


Fig. 5 – Curbele de variație $da/dN = f(R)$ rezultate prin reprezentarea punctelor de intersecție din diagrama $da/dN = f(\Delta K^*)$

Gradul de asimetrie, R , se poate determina fie din diagrama $da/dN = f(R)$, conform Fig. 5, fie se poate determina cu relația (2), cunoscând K_{max} și ΔK^* .

În Fig. 6 sunt prezentate diagrame de variație $da/dN = f(\Delta K^*)$ pentru câteva grade de asimetrie, în aliajul de Al - 2524-T351, determinate prin metoda propusă de Tesch [83].

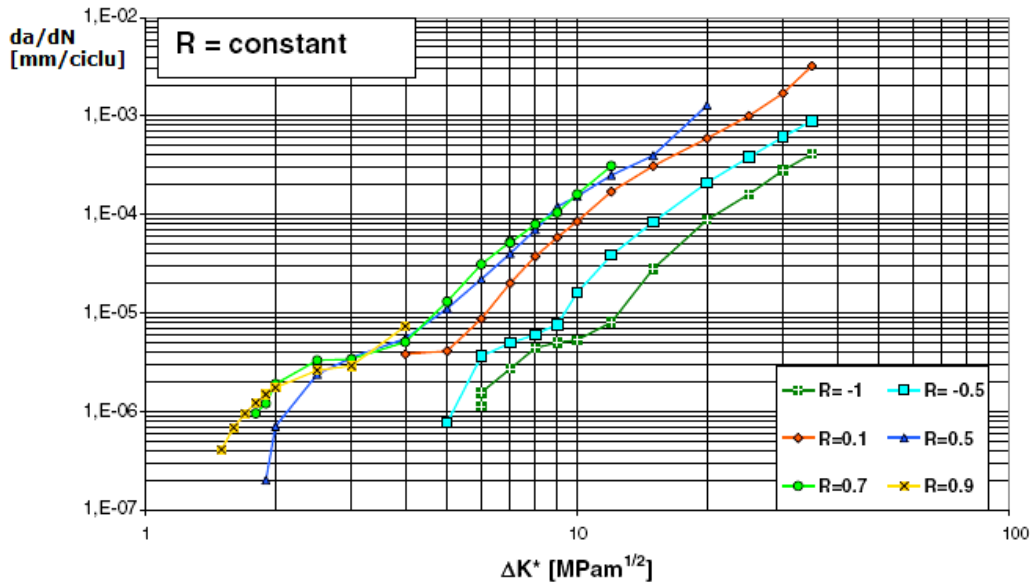


Fig. 6 – Curbele de propagare a fisurii de oboseală pentru R constant, generate din diagrama $da/dN = f(R)$

6.3. Metoda lui Kujawski

În ianuarie 2009, Daniel Kujawski [84] propune o nouă metodă de determinare a vitezei de propagare a fisurii de oboseală pentru diferite grade de asimetrie folosind o singură probă și în care este utilizată o matrice de testare compusă din valori ale variației factorului de intensitate a tensiunii, ΔK și valoarea maximă a factorului de intensitate a tensiunii K_{max} .

Metoda propusă implică o serie de teste cu K_{max} constant în care ΔK este modificat conform unei matrice de testare predifinită. Matricea de testare dă avantajul utilizării în timpul testului doar a valorilor K_{max} și ΔK necesare determinării curbelor de propagare a fisurilor de oboseală. Această metodă permite flexibilitatea modificării lui ΔK în pași largi. De asemenea, doar o probă este necesară pentru generarea curbelor de propagare a fisurilor de oboseală pentru diferite grade de asimetrie ale ciclurilor de solicitare și timp redus de testare. În metoda prezentată, ΔK este definit ca diferența $K_{max} - K_{min}$ pentru toate gradele de asimetrie.

Matricea de testare este compusă dintr-o serie de valori ΔK pentru un număr de grade de asimetrie determinate pe baza valorilor lui K_{max} stabilite. Prin urmare, pentru a construi matricea de testare sunt stabilite valorile limită ale lui K_{max} , ΔK și R , astfel încât limitele lui K_{max} și ΔK sunt considerate ca fiind K_{IC} și ΔK_{TH}^* , Fig. 7.

În Fig. 8 este prezentată o matrice de testare în coordonate $\Delta K - K_{max}$, aplicată pe o probă din aliaj de Al, 2324-T39, în care fiecare linie verticală reprezintă un șir de valori ΔK corespunzătoare unui K_{max} constant.

Aceeași matrice de testare poate fi reprezentată numeric conform tabelului 1 în care pe linie sunt reprezentate valorile lui K_{max} iar pe coloană valorile lui ΔK , pentru gradele de asimetrie prestabilite. Fiecare coloană reprezintă un test în care K_{max} este constant.

Din Tabelul 1, numit și tabelul de propagare a fisurii, se observă că fiecare șir de valori începe cu o valoare mare pentru ΔK și se termină cu cea mai mică valoare a lui ΔK ce determină propagarea fisurii. Prin urmare, toate testele cu K_{max} constant aplicate sunt efectuate prin procedura ΔK – descrescător.

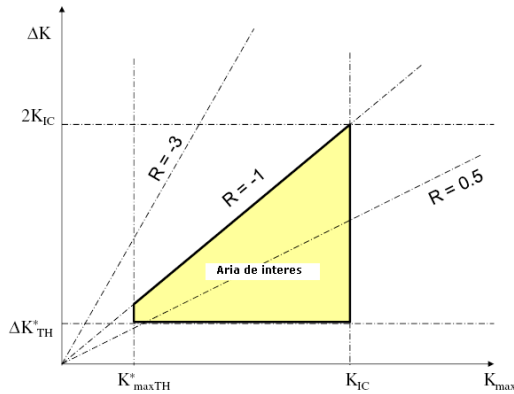


Fig. 7 – Schemă ce indică aria de interes în determinarea matricei de testare

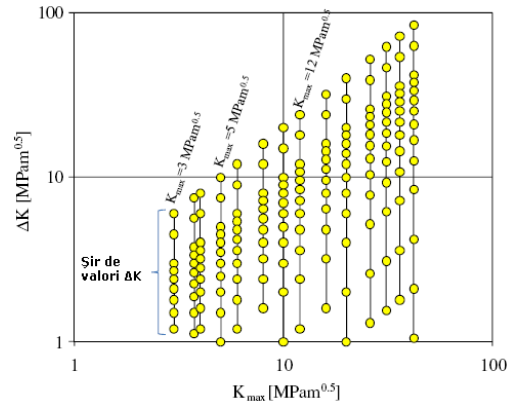


Fig. 8 – Reprezentarea grafică a matricei de testare rezultată din aria de interes.

Tabelul 1 – Reprezentarea tabelară a matricei de testare

K_{max} (MPa $m^{0,5}$)	ΔK (MPa $m^{0,5}$)												
	3	3,75	4	5	6	8	10	12	16	20	26	31	36
R=-1	6	7,5	8	10	12	16	20	24	32	40	52	62	72
R=-0,5	4,5	5,62	6	7,5	9	12	15	18	24	30	39	46,5	54
R=0	3	3,75	4	5	6	8	10	12	16	20	26	31	36
R=0,1	2,7	3,37	3,6	4,5	5,4	7,2	9	10,8	14,4	18	23,4	27,9	32,4
R=0,2	2,4	3	3,2	4	4,8	6,4	8	9,6	12,8	16	20,8	24,8	28,8
R=0,3	2,1	2,62	2,8	3,5	4,2	5,6	7	8,4	11,2	14	18,2	21,7	25,2
R=0,4	1,8	2,25	2,4	3	3,6	4,8	6	7,2	9,6	12	15,6	18,6	21,6
R=0,5	1,5	1,87	2	2,5	3	4	5	6	8	10	13	15,5	18
R=0,6	1,2	1,5	1,6	2	2,4	3,2	4	4,8	6,4	8	10,4	12,4	14,4
R=0,7	NA	1,12	1,2	1,5	1,8	2,4	3	3,6	4,8	6	7,8	9,3	10,8
R=0,8	NA	NA	NA	1	1,2	1,6	2	2,4	3,2	4	5,2	6,2	7,2
R=0,9	NA	NA	NA	NA	NA	NA	1	1,2	1,6	2	2,6	3,1	3,6
R=0,95	NA	NA	NA	NA	NA	NA	NA	NA	NA	1	1,3	1,55	1,8

Conform matricei de testare din tabelul 1 și Fig. 8, testul începe cu $K_{max}=3$ MPa√m și R=-1 iar ΔK este scăzut treptat până la atingerea valorii de prag, $\Delta K = 1,2$ MPa√m, după care restul de valori ΔK ale șirului sunt omise și se trece la următorul șir corespunzător lui $K_{max} = 3,75$ Mpa √m, continuând în acest fel până la parcurgerea integrală a matricei de testare.

Figurile 9,10 și 11 prezintă rezultate obținute, pe baza metodei propusă de Kujawski, în aliaj de Al – 2324-T39:

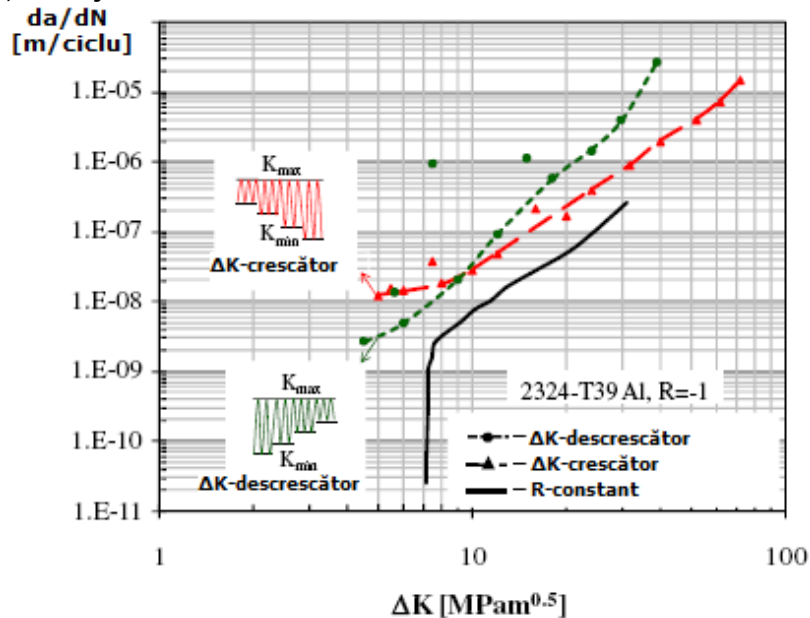


Fig. 9 – Diagrama $da/dN=f(\Delta K)$ pentru $R = -1$, determinată prin metoda propusă de Kujawski (ΔK descrescător și ΔK crescător) și prin metoda cu R constant propusă de ASTM E647

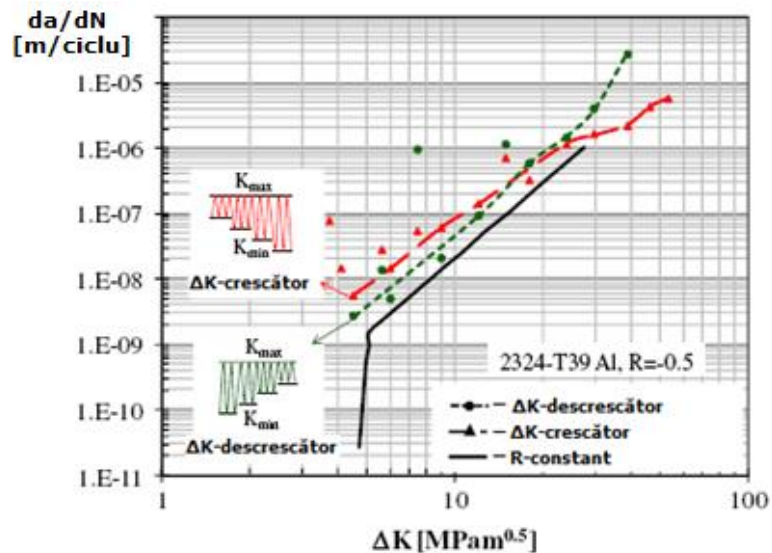


Fig. 10 – Diagrama $da/dN=f(\Delta K)$ pentru $R = -0,5$, determinată prin metoda propusă de Kujawski (ΔK descrescător și ΔK crescător) și prin metoda cu R constant propusă de ASTM E647

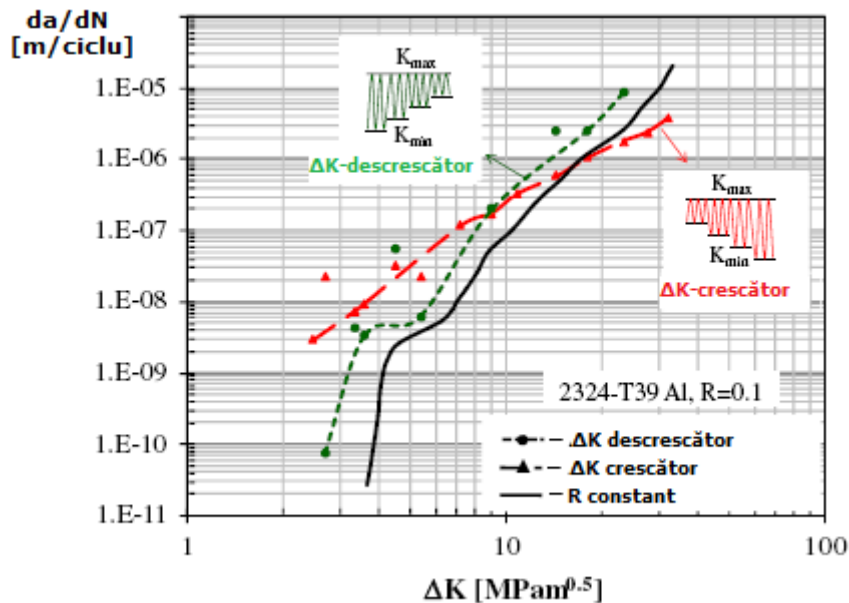


Fig. 11 – Diagrama $da/dN=f(\Delta K)$ pentru $R = 0,1$, determinată prin metoda propusă de Kujawski (ΔK descrescător și ΔK crescător) și prin metoda cu R constant propusă de ASTM E647

6.4. Contribuții privind determinarea vitezei de propagare a fisurilor de oboseală pentru diferite grade de asimetrie folosind un număr redus de probe

Metodele propuse de A. Tesch și Kujawski, constau în efectuarea, pe aceeași probă, a mai multor teste de propagarea fisurii după procedura K_{max} - constant. În cele ce urmează, este propusă o metodă de evidențiere a efectului gradului de asimetrie asupra vitezei de propagare a fisurii, folosind o singură probă încărcată cu un spectru de solicitare format dintr-o serie de blocuri de cicluri în care pe parcursul unui bloc de solicitare tensiunea maximă, σ_{max} , este constantă iar tensiunea minimă, σ_{min} , crește în trepte, Fig. 12.

Metoda a fost aplicată pe o probă tip CT (Fig.13) din oțel turnat, A536 Grd 80-55-06, încărcată cu spectrul de solicitare din figura 12. Pentru calculul vitezei de propagare a fisurii s-a folosit programul AFGROW, iar în cadrul acestui program s-a utilizat ecuația NASGRO.

În figura 14 sunt prezentate caracteristicile mecanice și constantele de propagare definite pentru materialul considerat în baza de date a programului AFGROW.

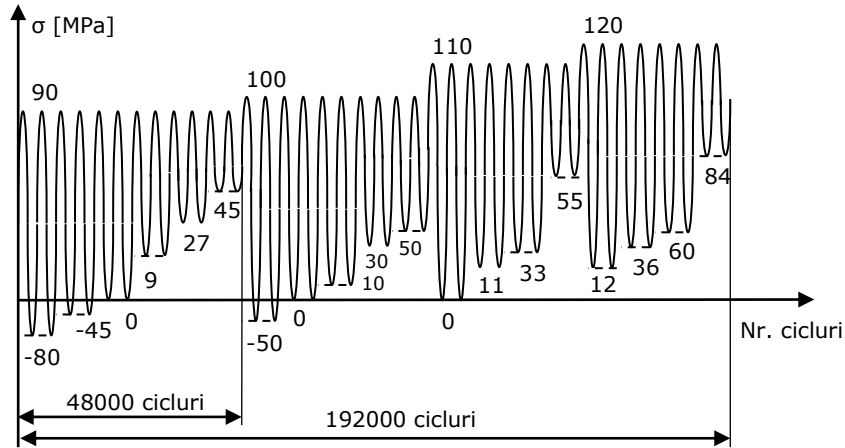
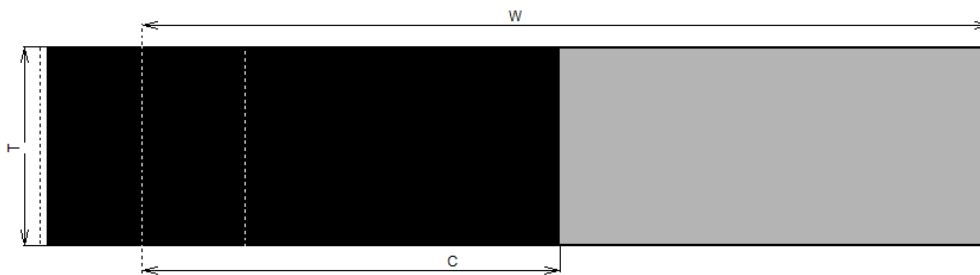


Fig. 12 – Spectrul de solicitare considerat pentru calculul vitezei de propagare a fisurii



$W = 46 \text{ mm}; T = 10 \text{ mm}; C = 20 \text{ mm}$

Fig. 13 – Epruvetă de tracțiune pentru determinarea vitezei de propagare a fisurilor cu programul AFGROW

În urma efectuării calculelor, pe baza spectrului de solicitare considerat, s-au trasat diagramele de variație $da/dN = f(\Delta\sigma)$, corespunzătoare fiecărui bloc de cicluri cu tensiune maximă constantă, Fig. 15. Fiecare șir de puncte, din diagrama reprezentată, corespunzător unei valori $\Delta\sigma$ are același grad de asimetrie, în care R este calculat cu relația (3).

$$R = 1 - \frac{\Delta\sigma}{\sigma_{\max}} \quad (3)$$

De asemenea, într-un șir de puncte corespunzător unei valori $\Delta\sigma$ și unui anumit grad de asimetrie, fiecărui punct îi corespunde o valoare a variației factorului de intensitate a tensiunii.

În figura 16 sunt prezentate diagrame $da/dN = f(\Delta K)$ pentru diferite grade de asimetrie, obținute cu metoda propusă în comparație cu rezultate publicate în Referințele [70] și [71].

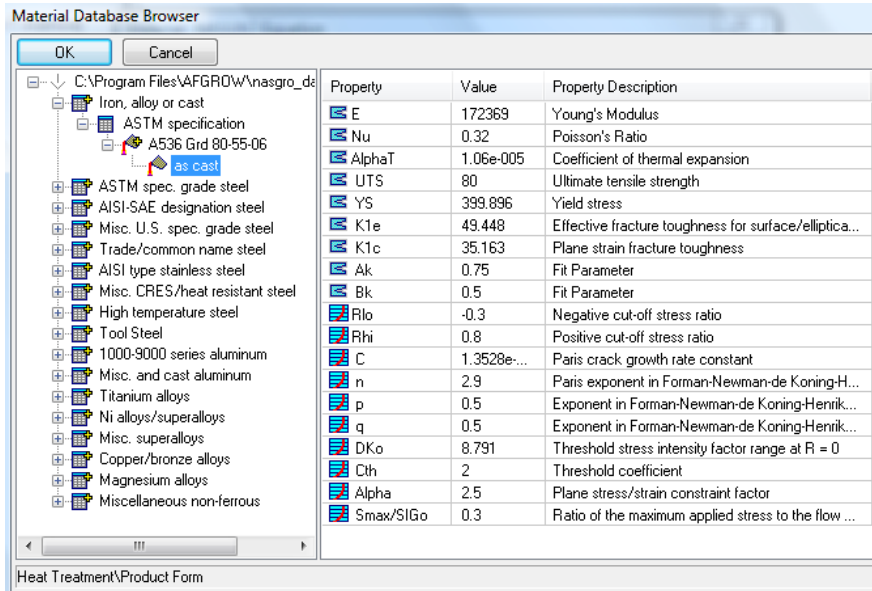


Fig. 14 – Caracteristicile mecanice pentru oțelul turnat A536 Grd 80-55-06

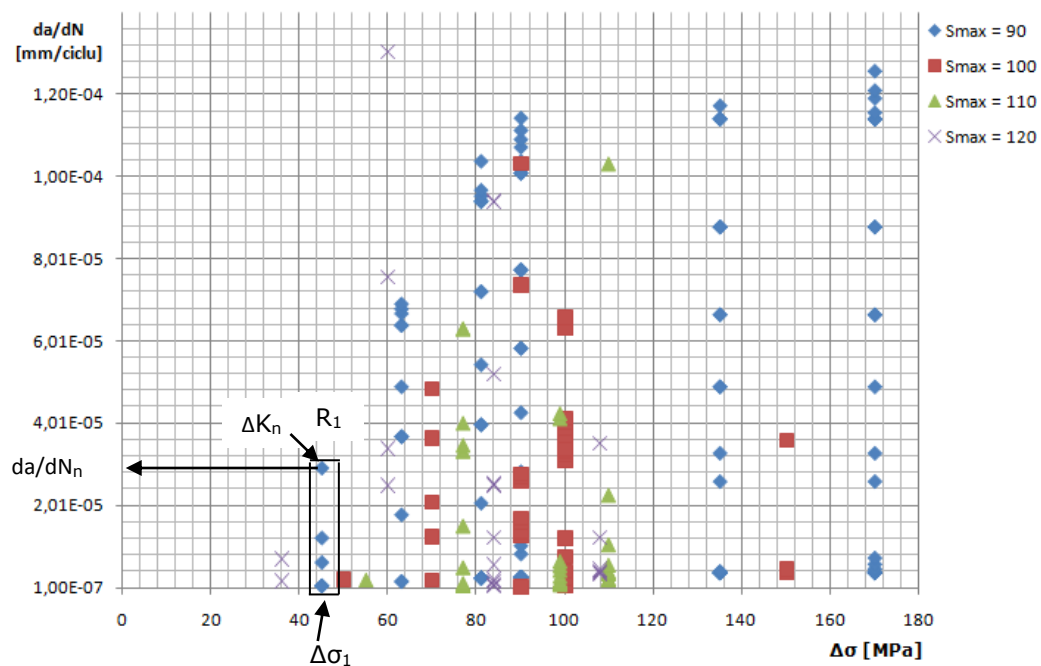


Fig. 15 – Diagrama $da/dn = f(\Delta\sigma)$, rezultată în urma calculelor efectuate cu programul AFGROW

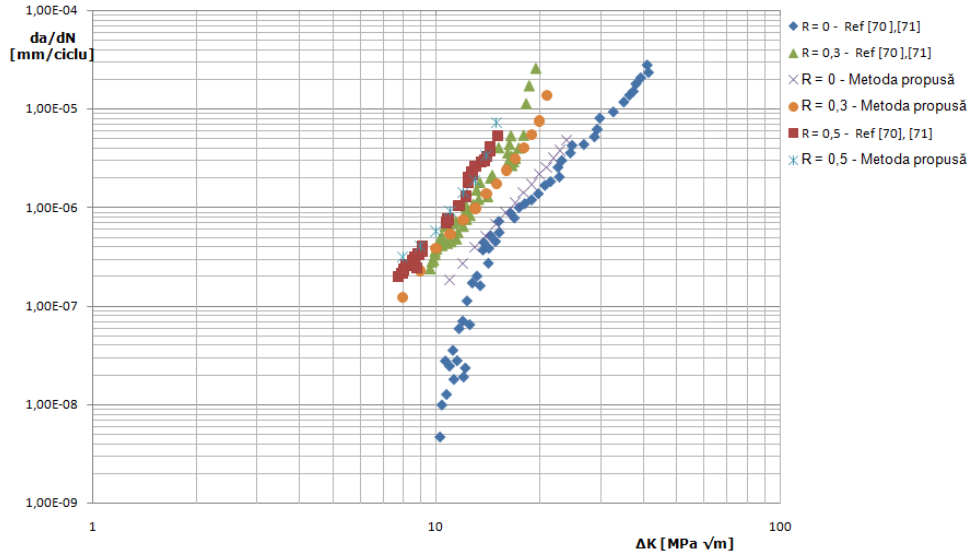


Fig. 16 – Diagramele de variație, $da/dN = f(\Delta K)$ pentru diferite grade de asimetrie în oțelul turnat A536 Grd 80-55-06

Folosind o probă din oțelul OL – M, încărcată cu spectrul de solicitare din figura 12 s-a determinat viteza de propagare a fisurii pentru $R = 0,1$, pe baza metodei prezentată anterior. Pentru calcul s-a folosit programul AFGROW în cadrul căruia viteza de propagare a fisurii de oboseală s-a calculat cu ecuația lui Walker, (4).

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \left[(1 - R)^n \cdot \Delta K \right]^m \quad (4)$$

Constantele de propagare, C și n, considerate pentru calcul, s-au determinat de pe curba de propagare corespunzătoare gradului de asimetrie $R = 0,1$, determinată în Capitolul 4.

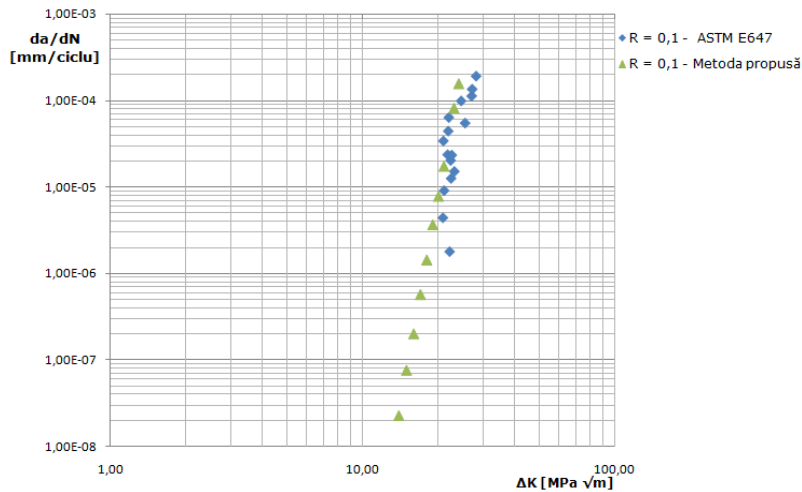


Fig. 17 – Diagramele de variație da/dN pentru $R = 0,1$, în cazul oțelului OL – M

7. Concluzii. Contribuții personale

1. Studiul elaborat a avut ca scop îmbunătățirea condițiilor de aplicare a metodei tolerării defectelor, cunoscut fiind că aceasta are la bază utilizarea unor diagrame, $da/dN - \Delta K$
2. Asemenea diagrame se trasează de obicei pentru un grad de asimetrie, R , constant (de obicei $R = 0$) și fiecare punct dintr-o asemenea diagramă necesită o încercare la oboseală.
3. Întrucât, spectrele de solicitare au în general $R \neq 0$, se impune trasarea unor diagrame $da/dN - \Delta K$ pentru mai multe grade de asimetrie.
4. Rezistența unui material la propagarea fisurii de oboseală poate fi descrisă printr-o variație de tipul $da/dN = f(\Delta K, R)$, relație ce poate fi obținută prin teste de propagarea fisurii.
5. În general, viteza de propagare a fisurii de oboseală crește odată cu creșterea gradului de asimetrie al ciclului de solicitare, R .
6. Teoriile macroscopice de propagare a fisurilor de oboseală sugerează că procesul din zona vârfului fisurii este controlat atât de tensiunea maximă de care este capabil local materialul, cât și de capacitatea acestuia de deformare plastică. Prin urmare ar trebui ca o bună rezistență la propagarea fisurilor de oboseală să fie întâlnită la acele metale sau aliaje care prezintă limită de curgere ridicată, iar pe de altă parte o ductilitate ridicată.
7. Un ciclu de solicitare care la un moment dat înregistrează o valoare ridicată a tensiunii σ_{max} (prezintă un vârf de supraîncărcare) poate reduce semnificativ viteza de propagare a fisurii de oboseală. Un ciclu de solicitare care la un moment dat înregistrează o valoare scăzută a tensiunii σ_{min} (prezintă un vârf de subîncărcare) poate crește ușor viteza de propagare a fisurii de oboseală și poate în același timp să reducă efectul de retardare a fisurii dat de vârful de supraîncărcare.
8. Urmărind studiile raportate în literatură, este evident că modelele de analiză globală și acumulare liniară a degradării nu pot fi folosite în predicțiile asupra propagării fisurilor de oboseală în condițiile unor spectre de solicitare cu amplitudine variabilă. Neglijarea închiderii fisurii sau zonele deformate plastic determină predicții inexacte în comparație cu rezultatele experimentale.
9. Aplicarea modelelor de închidere a fisurii în predicțiile propagării fisurilor de oboseală dau rezultate bune în condițiile simulării spectrelor de zbor.
10. Aplicarea modelului UniGrow a rezultat prin derivarea a doi parametri de extindere a fisurii, combinând efectul factorului maxim de intensitate a tensiunii și variația factorului de intensitate a tensiunii.
11. Constantele de material din ecuația adoptată pentru calculul durabilității componentelor solicitate cu încărcări variabile în timp, trebuie să fie independente de gradul de asimetrie al ciclului de solicitare, prin urmare este necesar ca datele de propagare a fisurii de oboseală pentru diferite grade de asimetrie, să fie condensate într-o singură curbă de propagare.
12. Studiul experimental elaborat în cadrul lucrării pe două oțeluri carbon evidențiază efectul gradului de asimetrie asupra vitezei de propagare a fisurii de oboseală. De asemenea, rezultatele indică un efect semnificativ în

cazul oțelurilor cu rezistență la rupere ridicată și ductilitate mică (cazul OL-M), în comparație cu oțelurile care au rezistență la rupere scăzută și ductilitate mare (cazul OL-O).

13. Modelul de analiză cu element finit prezentat în lucrare, permite determinarea diagramelor de variație $da/dN = f(\Delta K)$ pentru diferite grade de asimetrie, R, prin simularea întregului proces de oboseală și degradarea materialului și fără a fi nevoie de definirea în prealabil a unei fisuri în modelul geometric. Fisura este inițiată prin degradarea materialului sub acțiunea sarcinilor aplicate.
14. Prin aplicarea unui spectru de solicitare cu mai multe nivele ale tensiunii maxime (Fig. 12 – Cap. 6), metoda propusă pentru determinarea efectului gradului de asimetrie asupra vitezei de propagare a fisurii, în comparație cu cele două metodele lui Tesch și Kujawski, prezintă avantajul că testul se desfășoară în mod continuu până la parcurgerea întregului spectru, iar diagrama rezultată nu necesită construcții ajutoare și este ușor de interpretat.

Contribuții:

- Elaborarea unei sinteze documentare pe baza celor mai noi cercetări în domeniu cu referire la influența gradului de asimetrie și respectiv a tensiunii medie asupra vitezei de propagare a fisurilor de oboseală.
- Prezentarea unei clasificări a modelelor de predicție asupra duratei de viață luând în considerare propagarea fisurilor la solicitări cu amplitudine variabilă.
- Întocmirea a două programe pentru calculul vitezei de propagare a fisurii de oboseală la solicitări cu amplitudine constantă (MATH-CA) și amplitudine variabilă (MATH-VA). Pe baza acestor două programe s-au întreprins primele cercetări privind influența gradului de asimetrie asupra vitezei de propagare a fisurii de oboseală.
- Elaborarea unui model prin care s-au corelat vitezele de propagare ale fisurii pentru diferite grade de asimetrie folosind reprezentarea într-o singură diagramă.
- Elaborarea unui program complex de încercări experimentale, cuprinzând încercările clasice (de tracțiune, încovoiere cu șoc) și de Mecanica Ruperii, pentru două oțeluri carbon.
- Prezentarea unei metodologii pentru determinarea coeficientului de ecruisare și trasarea curbelor caracteristice reale în cazul celor două oțeluri. Pentru trasarea curbelor caracteristice reale s-a apelat la relația Ramberg-Osgood.
- Elaborarea unei metode pentru determinarea integralei J pe baza încărcărilor și descărcărilor repetate, urmărind deschiderea fisurii pe parcursul încărcării pe baza compliantței elastice a epruvetei. Metodica propusă are avantajul utilizării unei singure epruvete, cunoscut fiind că determinarea lui J_{cr} necesită un număr mare de epruvete.
- Elaborarea unui studiu experimental privind corelația vitezei de propagare a fisurilor de oboseală în funcție de parametrii de Mecanica Ruperii pentru un oțel carbon în două variante de tratament termic.

- S-a evidențiat faptul că influența gradului de asimetrie asupra vitezei de propagare a fisurii se accentuează la oțelurile cu tenacitate ridicată (oțel carbon analizat OL-M).
- Elaborarea unui model de analiză cu elemente finite a vitezei de propagare a fisurilor de oboseală folosind epruvete compacte. Vitezele de propagare a fisurii calculate pe baza modelului de mai sus au fost în bună concordanță cu cele determinate experimental pentru gradele de asimetrie luate în considerare.
- Analiza critică a stadiului actual privind metodele de trasare a diagramelor $da/dN - \Delta K$, pentru diferite grade de asimetrie folosind o singură probă.
- Elaborarea unui model original pentru trasarea diagramelor $da/dN - \Delta K$, pentru mai multe grade de asimetrie folosind o singură probă, pe baza unui spectru format din blocuri de cicluri cu tensiunea maximă, σ_{max} , constantă și σ_{min} crescător.
- Analiza cu elemente finite a stării de tensiune din ansamblul aparatului de legare a vagoanelor.
- Aplicarea, cu succes, a modelului de analiză cu element finit propus pentru evaluarea duratei de viață a ansamblului de legare a vagoanelor de cale ferată pe baza durabilității elementului considerat vital din acest ansamblu, respectiv piulița în care se fixează șurubul de tracțiune.
- Evidențierea a trei stadii distincte în evoluția fisurii până la ruperea finală a piuliței.

Perspective de viitor:

1. Lucrarea deschide un domeniu nou de cercetare privind influența gradului de asimetrie asupra vitezei de propagare a fisurilor de oboseală, atât prin modelul propus de autor, cât și prin tehnica utilizării unei singure epruvete.
2. Modelul propus de autor dă posibilitatea obținerii unor diagrame ale vitezelor de propagare a fisurii în funcție de ΔK la diferite grade de asimetrie, R, pentru o gamă de oțeluri sau aliaje în condițiile unor teste accesibile în laboratoarele de încercări de materiale.
3. Lucrarea deschide perspective noi privind analiza cu elemente finite a evoluției fisurilor de oboseală la solicitări cu amplitudine variabilă.
4. Evaluarea nivelelor de degradare la diferite numere de cicluri pentru ansamble supuse unor spectre nestaționare, utilizând diagramele $da/dN - \Delta K$ pentru R variabil.

Prin cele de mai sus, metoda tolerării defectelor aplicabilă unui spectru cu R variabil, va căpăta o aplicabilitate sporită în condițiile unei siguranțe sporite.

Referințe

- [1] Aircraft Structural Integrity Requirements, MIL-STD 1530, U.S. Air Force
- [2] T.W. Crooker, "Effect of Tension-Compression Cycling on Fatigue Crack Growth in High-Strength Alloys", Naval Research Laboratory Report 7220, Washington D.C., ian. 1971
- [3] T.W. Crooker and D.J. Krause, "The influence of Stress Ratio and Stress Level on Fatigue Crack Growth Rates in 140 ksi YS Steel", Report of NRL Progress, Naval Research Laboratory, Washington D.C., dec. 1972
- [4] J.M. Barsom, "Effect of Cyclic-Stress Form on Corrosion-Fatigue Crack Propagation Below K_{Isc} in a High-Yield-Strength Steel", in Corrosion Fatigue: Chemistry, Mechanics and Micro-Structure, International Corrosion Conference Series, Vol. NACE-2, National Association of Corrosion Engineers, Houston, 1972
- [5] Woods W.A. - „Recent observations on fatigue fracture in metals”, ASTM STP 337
- [6] Kramer I.R. - „A mechanism of Fatigue Failure. In: Metalurgical Transactions”, vol. 5, p. 1735 – 1743, 1974
- [7] Craeger M., Paris P.C. - „Elastic Field Equations for Blunt Cracks with Reference to Stress Corrosion Cracking”, Int. Journal of Fracture Mechanics, vol. 3, 1967, p. 247-252
- [8] I. Dumitru, L. Marșavina - „Introducere în Mecanica Ruperii” – Ed. Mirton, 2001
- [9] O. Rusu, M. Teodorescu, N. Lascu-Simion - „Oboseala Metalelor – Baze de calcul” – Ed. Tehnica, vol. 1, 1992
- [10] M. Janssen, J. Zuidema - „Fracture Mechanics – 2nd Edition” – Spon Press, London and New York
- [11] ASM Handbook – Fatigue and Fracture – vol. 19
- [12] Schijve J. - „Some formulas for the crack opening stress level” - Eng. Fracture Mechanics, vol. 14, 1981, pag. 461-465
- [13] Linden, H.H. van der - „NLR test results as a database to be used in a check of crack propagation prediction models. A Garteur activity”, Nat. Aerospace Lab. NLR, TR 79121U, Amsterdam, 1979.
- [14] Arkema J. - „Observations on the prediction of fatigue crack propagation under variable amplitude loading”, Fatigue Crack Growth under Spectrum Loads, ASTM STP 595, 1976, pag. 3-23.
- [15] Mills W.J. and Hertzberg R.W. - „The effect of sheet thickness on fatigue crack retardation in 2024-T3 aluminium alloy”, Eng. Fracture Mechanics, vol. 7, 1975, pag. 705-711
- [16] Dahl W. and Roth G. - „On the influence of overloads on fatigue crack propagation in structural steels”, Paper Technical University, Aachen, 1979
- [17] Walker K. - „The effect of stress ratio during crack propagation and fatigue for 2024-T3 and 7075-T6 aluminium. In: Effects of environment and complex load history on fatigue life”, ASTM STP 462, Philadelphia, 1970, pag. 1-14
- [18] Mann T. - „Fatigue assessment methods for welded structures and their application to an aluminium T-joint”, PhD Thesis, Nowegian University of Science and Technology, Trondheim, 2006
- [19] Forsyth P.J.E., International Journal of Fatigue, 1983, vol. 5, pag. 3-14
- [20] Landgraf R.W., Morrow J., Endo T. - „Determination of the cyclic Stress-Strain curve”, Journal of Materials, 1969, vol. 4, no. 1, pag. 176

- [21] Technical Report on Low Cycle Fatigue Properties of Ferrous and Non-Ferrous Materials, SAE Standard No. J1099, Society of Automotive Engineers (SAE), Warrendale, Pennsylvania, 1998
- [22] Smith K.N., Watson P. and Topper T.H. - „A Stress-Strain Function for the Fatigue of Metals”, Journal of Materials, 1970, vol. 5, no. 4, pag. 764-778
- [23] Creager M. and Paris P.C. - „Elastic Field Equations for Blunt Cracks with Reference to Stress Corrosion Cracking”, International Journal of Fracture Mechanics, ASME, 1961, vol. 28, pag. 544-551
- [24] Shen G. and Glinka G. - „Theoretical and Applied Fracture Mechanics”, 1991, vol. 15, pag. 237
- [25] Kitagawa H., Takahasi S. - „Applicability of Fracture Mechanics to very small cracks in the early stage”, In: Proceedings of the Second International Conference on Mechanical Behaviour of Materials, American Society for Metals, Metals Park, 1976, pag. 627-631
- [26] Pang C-M, Song J.H. - „Crack growth and closure behaviour of short fatigue cracks”, Engineering Fracture Mechanics, 1994, vol. 47, No. 3, pp. 327-343
- [27] Wanhill R.J.H. - „Damage Tolerance Engineering Property Evaluation of Aerospace Aluminium Alloys with Emphasis on Fatigue Crack Growth”, National Research Laboratory NLR, Amsterdam, Technical Publication NLR TP94177U, 1994
- [28] Dowling N.E. - „Mechanical Behaviour of Materials”, Prentice Hall, New Jersey, 1999
- [29] Swain M.H., Everett R.A., Newman J.C., Phillips E.P. - „The growth of Short Cracks in 4340 steel and aluminium-lithium 2090”, AGARD R-767, Edwards P.R. and Newman J.C., editors 1990, pp. 7.1-7.30
- [30] McClung R.C. - „The influence of applied stress, crack length and stress intensity factor on crack closure. Metall Trans 1991, 22A:1559-71
- [31] Donald K, Bray GH, Bush RW - „Introducing the K_{max} sensitivity concept for correlating fatigue crack data”, Soboyejo WO, Srivastan TS, editors. High cycle fatigue of structural materials (In honor of Professor Paul C. Paris). The Minerals Metals & Materials Society; 1997, pag. 123
- [32] Sadananda K, Vasudevan AK. - „Analysis of fatigue crack closure and thresholds”, In: Erdogan F, editor. Fracture mechanics, ASTM STP 1220, vol. 25, Philadelphia, PA: American Society for Testing and Materials; 1993, pag. 484-501
- [33] Kujawski D. - „A new $(\Delta K + K_{max})^{0.5}$ driving force parameter for crack growth in aluminium alloys”, Int. J. of Fatigue, 2001, 23: 733-40
- [34] Kujawski D. - „A fatigue crack driving force parameter with load ratio effects”, Int. J. Fatigue, 2001;23(Suppl): S239-46
- [35] Dubey S, Soboyejo ABO, Soboyejo WO - „An investigation of the effects of stress ratio and crack closure on the micro-mechanisms of fatigue crack growth in Ti-6Al-4V”, Acta Mater, 1997, 45(7):2777-87
- [36] Oh SC, Song JH - „Crack growth and closure behavior of surface cracks under pure bending loading”, Int. J. of Fatigue, 2001;23:251-8
- [37] Tsukuda H, Ogiyama H, Shiraishi H - „Fatigue crack growth and closure at high stress ratios”, Fatigue Fracture Engng. Mater. Struct., 1995;18(4):503-14
- [38] Kim JH, Lee SB - „Behavior of plasticity-induced crack closure and roughness induced crack closure in aluminium alloy”, Int. J. of Fatigue, 2001; 23(Suppl):S247-51
- [39] Jha SK, Ravichandran KS - „Effect of mean stress (stress ratio) and aging on fatigue-crack growth in a metastable beta titanium alloy, Ti-10V-2Fe-3Al”, Metall Mater. Trans. 2003; 31A (March):703-14

- [40] Gallagher J.P. - „A generalized development of Yield Zone Models”, AFFDL-TM-74-28-FBR, Wright Patterson Air Force Laboratory, January 1974
- [41] Willenborg J., Engle R.M., Wood H.A. - „A crack growth retardation model using an effective stress concept”, AFFDL-TM-71-1-FBR, Wright Patterson Air Force Laboratory, January 1971
- [42] Gallagher J.P., Hughes T.F. - „Influence of Yield Strength on overload affected fatigur crack growth behaviour in 4340 steel”, AFFDL-TR-74-27-FBR, Wright Patterson Air Force Laboratory, february 1974
- [43] Newman J.C. - „Private Communication”, 1995
- [44] Brussat T.R. - „Private Communication”, may 1997
- [45] Chang J.B. and Engle R.M. - „Improved Damage-Tolerance Analysis Methodology”, Journal of Aircraft, vol. 21, 1984, pp. 722-730
- [46] Newman J.C. Jr., - „A finite element analysis of fatigue crack closure. Mechanics of crack growth”, ASTM STP 590, pp. 281, 1976
- [47] Newman J.C. Jr., - „Finite element analysis of fatigue crack propagation-including the effects of crack closure”, Ph.D. Thesis, Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, VA, 1974
- [48] Ohiji K., Ogura K., Ohkubo Y. - „Cyclic analysis of a propagation crack and its correlation with fatigue crack growth”, Engng. Fracture Mech. 7, pp. 457-464, 1975
- [49] Irwin G.R. - „Linear fracture mechanics, fracture transition and fracture control”, Engineering Fracture Mechanics, vol. 1, issue 2, august 1968, pp.241-257
- [50] Baudin G. and Robert M. - „Crack growth life-time prediction under aeronautical type loading”, Proceeding of the 5th ECF in Lisbon, 1984
- [51] Baudin G. and Robert M. - „Crack growth model for flight type loading”, Proceeding of the 11th ICAF Symposium in the Netherlands, 1981
- [52] Elyin F. and Li H.P. - „Fatigue crack growth in large specimens with various stress ratio, J. of Pressure Vessels Technology, 106, pp. 255-260, 1984
- [53] Kurihara M., Kato A. and Kawahara M. - „Current research of fatigue cracks”, The Japanese Society of Materials Science, MRS 1, pp. 213-233, 1985
- [54] Padmandinata U.M. - „Investigation of crack-closure prediction models for fatigue in aluminium alloy sheet under flight simulation loading”, PhD-Thesis, TU-Delft, 1990
- [55] de Koning A.U. and van der Linden - „Prediction of fatigue crack growth rates under variable amplitude loading”, NLRMP 81023U, NLR, Amsterdam, 1981
- [56] Putra I.S. - „Fatigue crack growth predictions of surface cracks under constant amplitude and variable amplitude loading”, PhD-Thesis, TU-Delft, 1994
- [57] Newman J.C. Jr. - „A crack closure model for predicting fatigue crack growth under aircraft spectrum loading”, ASTM STP 748, pp. 53-84, 1981
- [58] Aliaga D., Davy A. and Schaff H. - „A simple crack closure model for predicting fatigue crack growth under flight simulation loading”, Proceeding of 13th ICAF Symposium in Pisa, pp. 605-630, 1985
- [59] Aliaga D, Davy A. and Schaff H. - „A simple crack closure model for predicting fatigue crack growth under flight simulation loading”, Reprint of paper at ASTM meeting on Crack Closure, 29th april – 1th may, 1986
- [60] Aliaga D., - „Prevision de la fissuration en fatigue sous chargements d’amplitude variable, Modele PREFAS”, Aérospatiale, Laboratoire Central Doc. PV.No. 47.904, 1985
- [61] Dugdale K.D. - „Yielding of steel sheets containing slits”, J. Mech. Phys. Solids, 8, pp. 104, 1960

- [62] Dill H.D. and Saff C.R. - „Spectrum crack growth prediction method based on crack surface displacement and contact analysis”, ASTM STP 595, pp. 306-319, 1976
- [63] Rice J.R. - „Mechanics of crack tip deformation and extension by fatigue”, Fatigue crack propagation”, ASTM STP 415, pp. 247-309, 1967
- [64] Newman J.C. Jr. - „Prediction of fatigue crack growth under variable amplitude and spectrum loading using a closure model”, ASTM STP 761, pp. 255-277, 1982
- [65] de Koning A.U. and Liefting G. - „Analysis of crack opening behavior by application of a discretized strip yield model”, Mech. Of fatigue crack closure, ASTM STP 982, pp. 437-458, 1988
- [66] NASGRO - „Fracture Mechanics and Fatigue Crack Growth Analysis Software” – Reference Manual, Version 4.02, Sept. 2002
- [67] AFGROW - „Users Guide and Technical Manual”, Version 4.0011.14, Air Force Research Laboratory, 2006
- [68] Stephens R.I. et al - „Constant and variable amplitude fatigue behaviour of eight Steels”, Journal of Testing and Evaluation, JTEVA, vol. 7, no. 2, march. 1979, pp. 68-81
- [69] Youseffi K. And Finnie I. - „Fatigue crack initiation in steel exposed to inert and corrosive environments”, Final report, University of California, Berkeley, feb. 1978
- [70] F.D. et al - „Comparison of fatigue properties of nodular cast iron production and Y-block castings”, International Journal of Fatigue, vol. 9, pp. 3-10, 1987
- [71] Jen K.P. et al - „Fracture behaviour of As-Cast Pearlitic Nodular Iron”, Engineering Fracture Mechanics, vol. 22, no. 2, pp. 227-236, 1985
- [72] Zhang S. Et al - „Crack propagation studies on Al 7475 on the basis of constant amplitude and selective amplitude loading histories”, Fatigue Fracture Engineering Material Structures, vol. 10, no. 4, 1987, pp. 315-332
- [73] Larson B.F. - „C-17 Material Specimen Tests for Fracture Mechanics Data. Phase I”, Lot 1 aluminum alloys
- [74] SR EN 10002-1 - „Materiale metalice. Partea I: Metoda de incercare la temperatura ambianta”, ASRO, Standard Roman
- [75] I. Dumitru, N. Negut - „Elemente de elasticitate, plasticitate si rezistenta materialelor”, Editura Politehnica, vol. 1, 2003
- [76] ASTM E1820 - „Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness”
- [77] L. Marsavina - „Metode experimentale de determinare a tenacitatii la rupere”, Editura Politehnica, 2006
- [78] T. Pavel - „Mecanica Ruperii cu aplicatii la conducte” – REZMAT 4, Ed. Mirton, Timisoara, 1998
- [79] ASTM E647 - „Standard Test Method of Fatigue Crack Growth Rates”
- [80] Feifei Fan, Sergly K., Yanyao Jiang - „Modeling of fatigue crack growth of stainless steel 304”, Mechanics of Materials, vol. 40, pp. 961-973, 2008
- [81] ABAQUS – Version 6.6 – Documentation
- [82] N. Faur - „Elemente finite – Fundamente” – Ed. Politehnica, Timisoara 2002
- [83] A. Tesch, R. Pippan, H. Doker - „New testing procedure to determine da/dN-ΔK curves at different, constant R-values using one single specimen” – International Journal of Fatigue, vol. 29, Issue 7, pag. 1220-1228, 2007
- [84] D. Kujawski, P. Chander, R. Sree - „Generation and analysis of FCG data using a single specimen and K_{max} -ΔK testing matrix”, Int. Journal of Fatigue, 2009

- [85] A.H. Noroozi, G. Glinka, S. Lambert - „A study of the stress ratio effects on fatigue crack growth using the unified two-parameter fatigue crack growth driving force”, *Int. Journal of Fatigue*, vol. 29, pp. 1616-1633, 2007
- [86] ASM Metal Handbook - „Failure Analysis and Prevention”, ASM International, vol. 11, 2002
- [87] Y. Lei - „Finite element crack closure analysis of a compact tension specimen”, *Int. Journal of Fatigue*, vol. 30, pp. 21-31, 2008
- [88] X. Huang, T. Moan - „Improved modeling of the effect of R-ratio on crack growth rate”, *Int. Journal of Fatigue*, vol. 29, pp. 591-602, 2007
- [89] T. Mann - „The influence of mean stress on fatigue crack propagation in aluminium alloys”, *Int. Journal of Fatigue*, vol. 29, pp. 1393-1401, 2007
- [90] R.C. Alderliesten - „Damage tolerance of bonded aircraft structures”, *Int. Journal of Fatigue*, vol. 31, pp. 1024-1030, 2009-09-12
- [91] L. Molent, S.A. Barter, P. White, B. Dixon - „Damage tolerance demonstration testing for the Australian F/A-18”, *Int. Journal of Fatigue*, vol. 31, pp. 1031-1038, 2009
- [92] L. Lazzeri, U. Mariani - „Application of Damage Tolerance principles to the design of helicopter”, *Int. Journal of Fatigue*, vol. 31, pp. 1039-1045, 2009
- [93] U.H. Tiong, R. Jones - „Damage tolerance analysis of a helicopter component”, *Int. Journal of Fatigue*, vol. 31, pp. 1046-1053, 2009
- [94] Cernescu A., I. Dumitru - „A method for stress ratio effect on fatigue crack growth rate”, *The Scientific Journal for Structural Integrity and Life*, vol. 1, Structural Integrity and Life, Belgrad, Serbia, ISSN 1451-3749, pp. 12, 2010
- [95] N. Faur, C. Bortun, L. Marsavina, Cernescu A., O. Gombosi - „Durability Studies for Complete dentures”, *KEY ENGINEERING MATERIALS*, vol. 417-418, Trans Tech Publications, Switzerland, ISBN 0-87849-351-4, pp. 725-728, 2010
- [96] N. Faur, L. Marsavina, Cernescu A., C. Nes, E. Linul - „The influence of the steel and aluminium components separation at the conductors locking for stress-strain”, *KEY ENGINEERING MATERIALS*, vol. 417-418, Trans Tech Publications, Switzerland, ISBN 0-87849-351-4, 693-696, 2010,
- [97] I. Dumitru, Cernescu A. - „Fatigue crack growth under variable amplitude loadings. A theoretical study”, *KEY ENGINEERING MATERIALS*, vol. 399, Trans Tech Publications, Switzerland, ISBN 0-87849-351-4, pp. 21-26, 2009-09-29
- [98] C. Szuhaneck, N. Faur, Cernescu A. - „Biomechanical 3D analysis of stress induced by orthodontic implants”, *KEY ENGINEERING MATERIALS*, vol. 399, Trans Tech Publications, Switzerland, ISBN 0-87849-351-4, pp. 199-204, 2009
- [99] I. Dumitru, G. Cornea, Cernescu A. - „Some considerations upon a horizontal machine for the conductors tensile test”, *24th Danubia-Adria Symposium*, Sibiu, ISBN 978-973-739-456-9, pp. 159, 2007
- [100] I. Dumitru, Cernescu A., G. Cornea - „Researches on the elastic compliance of a conductor and cable testing machine”, *Analele Universitatii „Dunarea de Jos” din Galati, Fascicola XIV Inginerie Mecanica*, ISSN 1224-5615, vol. XIV, pp. 9, 2008
- [101] E. Ghita, I. Bordeasu, Cernescu A., V. Balasoiu, I. Ciuca - „On the behaviour of elastic elements belonging to the elastic tram wheel at particular loading”, *Revista de Materiale Plastice*, vol. 1, București, pp. 45, 2008
- [102] C. Bortun, Cernescu A., N. Faur, L. Sandu, S. Porojan - „Mechanical properties of heat-curing resins by stress-strain diagrams”, *IADR/AADR/CADR 87th General Session and Exhibition*, Miami, Florida, 2009-10-01
- [103] C. Bortun, N. Faur, Cernescu A., S. Porojan, O. Gombos, L. Sandu, B. Ghiban - „Finite element analysis for stress distribution in welded zones used in RPD

152 Referințe

technology", 14-th SWISS Conference on Biomaterials, European Cells and Materials, vol. 16, Suppl. 1 University Hospital Basel, ISSN 1473-2262, P06, 2008

[104] N. Faur, L. Culea, Cernescu A., M. Berceanu-Vaduva - ,, Study upon the stress and deformation fields of human femur-tibia ensemble using FEA for evaluation of the fracture risk factor", Second International Conference on Mechanics of Biomaterials&Tissue, 9-13.12.2007, ISSN 1751-6161, P62

[105] N. Faur, Cernescu A., L. Culea, C. Bortun - ,, Reverse engineering techniques and FEA used in studying the stress and deformation fields for dental cast circumferential clasps", Second International Conference on Mechanics of Biomaterials&Tissue, 9-13.12.2007, ISSN 1751-6161, P61