

INSTITUTUL POLITEHNIC "TRAIAN VUIA"

TIMIȘOARA

FACULTATEA DE MECANICĂ

EMILIAN MAZILU

TEZA DE DOCTORAT

**ANALIZA FIABILITĂȚII A REZISTENȚEI TEHNICE
DE DURATA A OTELURILOR TERMOREZISTENTE**

CONDUCĂTOR ȘTIINȚIFIC

**BIBLIOTECA CENTRALĂ
UNIVERSITATEA "POLITEHNICĂ"
TIMIȘOARA**

- 1979 -

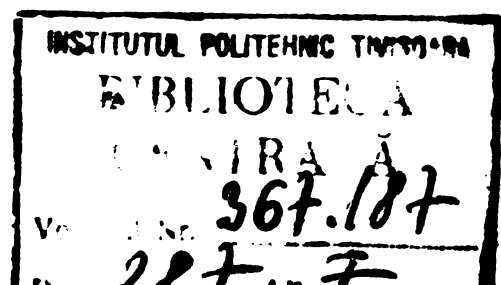


TABLA DE MATERII

	Pag.
NOTATII	1
INTRODUCERE	3
CAPITOLUL I. CONSIDERATII PRIVIND FLUAJUL METALELOR SI COMPORTAREA PRODUSELOR DIN OTEL SOLI- CITATE MECANIC LA TEMPERATURI RIDICATE . . .	10
1.1. Factori de solicitare	11
1.1.1. Tensiunea	13
1.1.2. Temperatura	14
1.1.3. Timpul	15
1.2. Factori de material	17
1.2.1. Gradul de aliere	17
1.2.2. Tehnologia de elaborare	19
1.2.3. Mărimea granulației	19
1.2.4. Deformarea plastică	20
1.2.5. Tratamentul termic	21
1.3. Teorii referitoare la mecanismele ruperii prin fluaj a metalelor	21
1.3.1. Mecanismul de germinare și propagare a microfisurilor	22
1.3.2. Teoria fluajului intra și intergranular	24
1.3.3. Fluajul și teoria dislocațiilor lor	25
1.4. Modificări structurale în condiții de fluaj	27
1.5. Caracteristicile de fluaj ale oțel- lurilor	30
1.5.1. Metode de extrapolare a datelor experimentale de fluaj.	31
1.5.2. Fluajul la stări complexe de tensiuni	33
CAPITOLUL II. ELEMENTE DE TEORIA FIABILITĂȚII CU APLI- CĂȚII ÎN PROIECTAREA STRUCTURILOR MECANICE	35
2.1. Probleme ale proiectării structurilor mecanice	35

	Pag.
2.2. Elemente de teoria fiabilității	38
2.2.1. Conceptul de fiabilitate	38
2.2.2. Indicatori de fiabilitate	40
2.2.3. Previziunea fiabilității în baza legilor de repartiție	43
2.3. Criteriile fundamentale ale proiectării elementelor și structurilor în baza teoriei fiabilității	46
2.3.1. Conceptul de variație	46
2.3.2. Criterii de dimensionare	46
2.4. Proiectarea structurilor mecanice în baza conceptului de fiabilitate	47
2.4.1. Calculul fiabilității preliminare	48
2.4.2. Elaborarea programului de testare	49
2.4.3. Schema logică de funcționare a structurii	50
 CAPITOLUL III. PROPUNEREA UNUI NOU CRITERIU DE EVALUARE A REZISTENȚEI LA RUPERE PRIN FLUAJ BAZAT PE CONCEPTUL DE FIABILITATE	
3.1. Considerații privind interpretarea datelor experimentale de fluaj prin metodele parametrice de extrapolare existente	51
3.2. Caracterul aleator al ruperii prin fluaj la produsele din oțeluri pen- tru temperaturi ridicate	56
3.3. Propunerea unui nou criteriu de evaluare a rezistenței la rupere prin fluaj	58
3.4. Valoarea indicatorului de fiabili- tate al elementelor sau structuri- lor mecanice	65
3.5. Logica de repartiție a mărimilor caracteristice de material	66
3.5.1. Metoda grafică	70

	Pag.
3.5.2. Metoda analitică	72
3.6. Metoda propusă de autor pentru calculul parametrilor repartiției weibull:	74
3.6.1. Parametrii repartiției weibull	74
3.6.2. Schema logică a programului de calcul	77
CAPITOLUL IV. ESTIMAREA FIABILITĂȚII PRODUSELOR DIN DOUA OTELURI TERMOREZISTENTE ROMANEȘTI	80
4.1. Materialul cercetat	80
4.2. Metodica de cercetare	82
4.3. Rezultatele obținute	84
4.3.1. Prelucrarea datelor experimentale prin metoda clasică	84
4.3.2. Prelucrarea datelor experimentale prin metoda propusă	86
4.4. Analiza rezultatelor	89
4.5. Fiabilitatea produselor siderurgice. Diagrame caracteristice de fiabilitate ale mărcilor de oțel OLT45K și 14CrMo4.	93
CAPITOLUL V. UTILIZAREA INDICATORILOR DE FIABILITATE AI PRODUSELOR SIDERURGICE LA ALEGEREA MĂRCII DE OTEL ȘI VERIFICAREA COMPORTĂRII DE DURATA A INSTALAȚIILOR SOLICITATE LA FLUAJ	98
5.1. Proiectarea instalațiilor care lucrează la temperaturi ridicate	98
5.2. Verificarea capacității de rezistență a instalațiilor sub presiune care și-au epuizat durata de viață calculată	102
5.2.1. Interpretarea rezultatelor experimentale prin metoda clasică	103
5.2.2. Evaluarea indicatorului de fiabilitate a elementelor instalațiilor care și-au epuizat durata de utilizare precizată prin calculul de proiectare	106
CONCLUZII	110

	Pag.
PRINCIPALELE CONTRIBUTII ALE LUCRĂRII	116
BIBLIOGRAFIE	118
ANEXA I - Relații de calcul pentru indicatorii de fiabilitate și parametri statistici ai repartițiilor utilizate în teoria fiabilității	
ANEXA II - Oțelurile folosite pentru experimentări	
ANEXA III - Rezultatele obținute pentru cele două mărci de oțel analizate	
ANEXA IV - Rezultatele obținute la verificarea comportării în exploatare a instalațiilor solicitate la fluaș	

N o t a t i i

A_i	—	factor de frecvență a fenomenelor de difuzie, alunecare și deplasare elementară
B	—	mărime dependentă de material și de condițiile de încercare la fluaj
b	—	vectorul lui Burgers
c	Å	distanța între două particole de carburi
E	J/mm	energie superficială
e	Å	distanță interatomică
$F(x)$	%	funcția de repartiție a unei variabile aleatorii X
$F(t)$	%	probabilitatea de apariție a ruperii prin fluaj, după o durată t precizată (funcția de deficiabilitate)
$f(x)$	%	funcția de densitate a repartiției variabilei aleatorii X
G	N/mm	modul de elasticitate transversal
ΔH_i	ergi	energia de activare pentru un proces de ordinul i

n	-	numărul de date pentru fiecare condiție de încercare la fluaj
P	$^{\circ}K$	parametrul Manson - Haferd
$R(t)$	%	probabilitatea de funcționare fără defectare pentru o durată t precizată (funcția de fiabilitate)
T	$^{\circ}K$	temperatura de încercare la fluaj
t	h	timpul de rupere prin fluaj
$Z(t)$	h^{-1}	funcția de intensitate de defectare
Y	-	factor de sarcină
α	h	parametrul de scară al repartiției Weibull
β	-	parametrul de formă al repartiției Weibull
γ	h	parametrul de origine al repartiției Weibull
η	h	parametrul de scară reală al repartiției Weibull
ε	-	deformația specifică la fluaj
$\dot{\varepsilon}$	$\%h^{-1}$	viteza de fluaj
σ	N/mm^2	tensiunea nominală
σ_a	N/mm^2	rezistența admisibilă a unui material
$\sigma_{r/t}$	N/mm^2	rezistența tehnică de durată la fluaj
$\sigma_{\varepsilon/t}$	N/mm^2	limita tehnică de fluaj
τ	h	timpul de funcționare fără defectare
τ	N/mm^2	tensiune tangențială

I N T R O D U C E R E

Revoluția tehnico-științifică contemporană se caracterizează prin creșterea gradului de complexitate și automatizare a sistemelor tehnice în general și în particular a celor mecanice, precum și a importanței funcțiilor pe care acestea le realizează. Defecțiunea unei componente determină de cele mai multe ori scoaterea din funcțiune a întregului sistem sau reducerea capacității de funcționare a acestuia, ceea ce în final conduce la pierderi materiale și de timp. Astfel, de exemplu [81], în cazul unei coloane de sinteză a amoniacului, s-a calculat că o defectare care produce oprirea instalației, conduce la pierderi de producție în valoare de 500 - 1200 ruble la o productivitate de 2,8 t/h și de 1300-2000 ruble la productivitate de 8 t/h.

În multe cazuri, elementele structurilor mecanice sînt supuse, durate mari de timp, la acțiunea simultană a tensiunilor și temperaturii ridicate, solicitări întîlnite de regulă la agregatele de forță din industria termică și nucleare-energetică, la recipientii și vasele de reacție din industria chimică și petro-chimică, la motoarele clasice și cu reacție etc. Aceste condiții de solicitare sînt specifice apariției și dezvoltării fenomenului de fluaj în elementele de oțel din care sînt realizate instalațiile și agregatele respective (țevi, table și bare din oțeluri rezistente la temperaturi ridicate).

Odată cu progresele înregistrate în ceea ce privește concepția constructivă și soluțiile tehnologice de execuție a instalațiilor și agregatelor destinate practic tuturor domeniilor de activitate, cunoașterea comportării materialelor la solicitări de durată de natură mecanică, termică sau chimică are o importanță decisivă pentru utilizarea intensivă și în condiții de siguranță a acestora. Se poate arăta că, de exemplu, în industria energetică, evoluția pe plan mondial a

centralelor termoelectrice cu combustibili convenționali este caracterizată prin creșterea continuă a puterii unitare a blocului cazan-turbină, bazată pe promovarea unor materiale care să permită ridicarea progresivă a presiunii și temperaturii de lucru a fluidelor energetice. Astfel, în ultimii douăzeci de ani, puterea unitară instalată a blocurilor energetice a crescut de la 60 MW la 660 MW [7, 8]. În prezent în Republica Socialistă România, centralele termoelectrice de condensatie au atins puteri instalate de 800 MW și sînt în curs de realizare centrale cu putere instalată de 1720 MW și respectiv 2640 MW [8, 41]. Acestea sînt echipate cu grupuri de 330 MW și cazane cu debit unitar de 1035 t abur/h, la presiunea de 195 ata și temperatura de 813°K de (540°C). Asocierea marilor puteri unitare ciclurilor termice ridicate răspunde nevoilor de creștere a randamentului termic al centralelor care se traduce prin reducerea consumului de combustibil și a costului pentru fiecare Kwh produs.

O evoluție similară se înregistrează și în domeniul energiei nucleare, aflată în plină ascensiune, atît ca pondere în totalul producției de energie electrică, cît și din punct de vedere al capacității vaselor de reacție [13, 41, 89].

Funcționarea la o fiabilitate scăzută a unităților de producere a energiei electrice și termice are implicații deosebit de grave de ordin social și economic. Pagubele ce se produc în cazul unor întreruperi accidentale în alimentarea cu energie electrică, abur tehnologic sau căldură pot fi deosebit de mari. Astfel, defecțarea protecției prin relee a sistemului energetic din nord-estul S.U.A. a întrerupt alimentarea cu energie electrică a cîtorva state ceea ce a avut drept urmare pagube de aproximativ 500 mil. dolari, iar o defecțare în funcționarea ecranului termic, a condus la o avarie în valoare de 20 mil. dolari [93]. În țara noastră defecțarea de numai 10 minute a grupului termoelectric de alimentare a instalațiilor de producere a benzinei are ca efect nerealizarea unei producții de 133,0 - 561,0 t benzină în valoare de 53,4-233,6 mii lei, iar în cazul instalațiilor pentru producerea polietilenei, se pierde o producție de 63-175 t în valoare de 9,4 - 578,2 mii lei [96].

Datele prezentate justifică efortul cercetătorilor din industria energetică, precum și a celor din organismele de supraveghere și control a instalațiilor pentru producerea energiei electrice și termice de a evalua fiabilitatea elementelor componente vitale ale instalațiilor în vederea înlocuirii acestora înainte de a se produce o avarie, precum și de a utiliza aceste date la proiectarea și realizarea centralelor noi cu combustibili convenționali sau nucleari [24, 80, 83, 96, 120].

Cu toate eforturile depuse pînă în prezent în întreaga lume, ansamblul problemelor legate de apariția și dezvoltarea fenomenului de fluaj al produselor din oțel nu este încă pe deplin cunoscut. Aceasta face ca în activitatea de concepție-proiectare, problemele legate de dimensionarea elementelor, de alegere a oțelurilor și de prescriere a condițiilor de execuție și exploatare a instalațiilor și agregatelor care lucrează în condiții de fluaj din diferite domenii ale tehnicii să nu aibă o concepție unitară.

Astfel, în toate cazurile în care ruperea este condiția limită de proiectare, dimensionarea elementelor din oțeluri rezistente la cald se face în baza rezistenței admisibile σ_a , definită ca raport între rezistența de rupere la fluaj a materialului după 100.000 h de funcționare la temperatura de calcul și un coeficient de siguranță [97, 96]. Caracteristica de rezistență a materialului se obține prin încercări de laborator pe instalații specializate, principala informație obținută prin încercare fiind valoarea încălzirii de care este capabil materialul fără a se deforma excesiv sau a se rupe la o temperatură și durată de încălzire dată. Deoarece încercările cu durate mari (de exemplu 100.000 h sau 200.000 h), nu sînt economic justificate, caracteristicile de material la duratele respective se determină prin extrapolare [16, 36, 43, 50, 77].

De regulă, se admite o variație a caracteristicii de material de $\pm 20\%$, situație care face dificilă valorificarea avansată a proprietăților oțelului și conduce, în multe cazuri, la creșterea inutilă a costurilor de investiții. În alte cazuri, datorită de nedorite prin concepțiile pe care

le pot avea, este posibilă apariția unor situații opuse de supraestimare a capacității de rezistență a oțelului și deci de expunere a instalației sau agregatelor la pericolul de avarie [96].

Preocupat de ineficacitatea metodelor existente de apreciere a siguranței față de ruperea prin fluaj, autorul a încercat, în lucrarea de față, să sintetizeze trăsăturile principale ale comportării la fluaj a oțelurilor pentru temperaturi ridicate și a modului de evaluare a caracteristicilor de material practicat în prezent, și pe această bază, să definească un nou criteriu de evaluare a rezistenței la rupere prin fluaj a oțelurilor pentru temperaturi ridicate, pornind de la metoda puse la dispoziție de teoria fiabilității.

Scopul principal urmărit a fost de a explicita influența factorilor care concură la degradarea în timp a produselor din oțel din instalațiile sub presiune care lucrează la temperaturi ridicate și de a defini un indicator probabilistic cantitativ care să constituie o mărime fundamentală de calcul în faza de concepție-proiectare. Soluția propusă vizază depășirea dificultăților legate de cunoașterea comportării materialului în rezolvarea problemei de o deosebită importanță economică, aceea de a realiza echilibrul dorit între costul instalației solicitate la fluaj și siguranța acesteia în exploatare.

Definirea în formă analitică a indicatorului de fiabilitate-probabilitate de apariție a ruperii prin fluaj - deschide perspective de îmbunătățire a modului de utilizare a oțelurilor pentru temperaturi ridicate în comparație cu posibilitățile oferite de metodele de lucru aplicate în prezent și anume :

- oferă posibilitatea de interpretare a rezultatelor încercărilor de rupere prin fluaj în sensul estimării nivelului de calitate a produselor din oțeluri pentru temperaturi ridicate și a comportării acestora în exploatare ;

- oferă posibilitatea rezolvării la un nivel superior a problemei de alegere a oțelurilor pentru temperaturi ridicate prin realizarea unor nivele de siguranță optime în

funcție de performanțele oțelului și de condițiile de solicitare la care acesta trebuie să facă față în instalațiile și agregatele sub presiune care lucrează la temperaturi ridicate;

- permite formularea unor direcții de lucru pe linia valorificării caracteristicilor de rezistență la fluaj de care dispun oțelurile pentru temperaturi ridicate în scopul realizării unor instalații și agregate cu un nivel corespunzător de fiabilitate, gabarit și volum de investiții mai redus.

Aplicarea de către autor a noii metodologii la prelucrarea și interpretarea datelor experimentale de fluaj ale conductelor cu pereți groși din două instalații termoelectrice exploatare o durată egală și respectiv mai mare decât durata de utilizare precizată prin proiect (100.000 h), a oferit față de metodologia clasică un criteriu valoric de estimare a riscului existent de apariție a ruperii prin fluaj la aceste conducte în cazul utilizării lor în continuare. Rezultatele obținute au permis să se admită utilizarea în continuare a sistemelor de conducte analizate, ceea ce a condus la realizarea unor importante economii în sistemul energetic național.

Complexitatea deosebită a problemei și existența a numeroase opinii ale specialiștilor l-au determinat pe autor să formuleze, încă de la începutul lucrării, o serie de ipoteze care să permită o abordare eficientă a problemei. Documentația consultată și rezultatele experimentărilor proprii confirmă faptul că ipotezele formulate sintetizează concepții bine verificate, care pot să stea la baza unor programe de cercetare de durată. Pe scurt, ipotezele formulate sunt următoarele

1. Fluajul este un fenomen de degradare în timp a proprietăților de rezistență ale produselor din oțel care poate fi tratat ca un fenomen de activare termică. Aceasta permite aplicarea relațiilor parametrice de exploatare existente la prelucrarea și interpretarea rezultatelor experimentale în vederea evaluării caracteristicilor de rezistență ale produselor [16, 24, 36, 62, 72].

2. Un lot de produse dintr-o marcă de oțel solicitate în aceleași condiții prezintă curbe de degradare diferite, durată până la rupere diferind de la un element al lotului la altul. Rezultă că rezistența de rupere prin fluaj este o proprietate a materialului deosebit de complexă și sensibilă la influența unor factori constructivi, tehnologici și de exploatare. Ea nu este o proprietate specifică unui anumit produs ci reprezintă valoarea probabilă a produselor realizate dintr-o aceeași marcă de oțel [12, 17, 32, 66, 68, 105].

3. Durata și tensiunea de rupere prin fluaj sînt mărimi aleatorii care pot fi definite prin legi de repartiție specifice, dependente de gradul de solicitare în condiții de fluaj [2, 10, 69, 73, 76].

Lucrarea a fost organizată pe cinci capitole.

În primul capitol se prezintă în special pe baza materialului documentar fenomenul și mecanismele procesului de fluaj a metalelor, factorii de solicitare și de material care determină fluajul produselor din oțel, mecanismele ruperii prin fluaj, caracteristicile de fluaj ale oțelurilor și metodele utilizate pentru evaluarea acestora.

În al doilea capitol se discută unele aspecte legate de proiectarea structurilor mecanice și se prezintă elemente de teoria fiabilității și instrumentul ei matematic. Sînt prezentați indicatorii folosiți de teoria fiabilității și modul de aplicare a acestora în faza de concepție-proiectare a structurilor mecanice.

Capitolul al treilea analizează semnificația rezultatelor obținute prin evaluarea rezistenței la rupere prin fluaj în baza metodei existente și precizează regimul de solicitare a produselor din oțel din instalațiile și agregatele sub presiune care lucrează la temperaturi ridicate. Pe această bază se stabilesc principiile unei noi metode, mai completă decît cele existente, pentru evaluarea rezistenței la rupere prin fluaj. Metoda propusă conduce la obținerea unui indicator cantitativ - probabilitatea de apariție a ruperii prin fluaj - care permite evaluarea riscului de cedare a

construcției după o durată de utilizare dată în condiții precizate de solicitare (tensiune, temperatură).

Verificarea experimentală a metodei propuse se face în capitolul patru. Prelucrările efectuate evidențiază avantajele oferite de noua metodă comparativ cu metodele clasice existente. De asemenea, se reține determinarea indicatorului de fiabilitate care reprezintă un element original în ceea ce privește caracterizarea calității produselor din oțeluri pentru temperaturi ridicate.

În ultimul capitol, al V-lea, se prezintă posibilitățile de valorificare a rezultatelor obținute și se formulează direcții de lucru în probleme de mare importanță tehnică și economică, vizând îmbunătățirea modului de utilizare a oțelurilor carbon și slab aliate pentru temperaturi ridicate și creșterea siguranței în exploatare a instalațiilor și agregatelor realizate din aceste oțeluri.

CAPITOLUL I

CONSIDERATII PRIVIND FLUAJUL METALELOR SI COMPORTAREA PRODUSELOR DIN OTEL SOLICITATE MECANIC LA TEMPERATURI RIDICATE

Fenomenul de fluaj se manifestă ca un proces de deformare plastică care apare în timp atunci când metalul este supus simultan acțiunii unor tensiuni și temperaturi ridicate. El a fost studiat pentru prima dată de Eduard Neville de Costa Andrade [16, 34].

Gradul ridicat de complexitate al fenomenului și importanța asigurării unor proprietăți corespunzătoare metalelor și aliajelor solificate la temperaturi ridicate, a determinat pe o serie de cercetători [15, 34, 50, 62, 112, 119], să analizeze factorii care participă la apariția și dezvoltarea fluajului. Una din formulările cele mai cuprinzătoare a fost propusă de F. Garofalo [34], după care dependența dintre factorii care definesc fluajul metalelor este dată de o relație de tipul :

$$\dot{\epsilon} = \sum \sigma_i(T;S) \cdot A_i(T;S) \cdot \exp \left[\frac{\Delta H_i(T;S)}{RT} \right] \quad (1.1)$$

în care :

- $\dot{\epsilon}$ - este viteza de fluaj definită de derivata în raport cu timpul (t) a deformației de fluaj (ϵ) ;
- σ_i - tensiunea a cărei influență depinde de temperatură (T) și de structura metalului (S). Termenul (S) înglobează parametrii microstructurali ai metalului cum ar fi mărimea grăuntelui, forma și dimensiunile precipitatelor, dispersia uncia sau a mai multor faze, densitatea dislocațiilor ;

A_1 - termen care materializează frecvența fenomenelor de difuzie, alunecare și deplasare elementară ;

ΔH_1 - energia de activare pentru procesul de ordinul "i" care controlează viteza de fluaj ;

R - constanta gazelor perfecte ;

T - temperatura de solicitare.

Factorii de care depinde apariția și dezvoltarea fenomenului de fluaj pot fi grupați în două categorii și anume : factori de solicitare și factori de material.

1.1. Factori de solicitare

În studiul fenomenului de fluaj apar, pe lângă principalele mărimi din rezistența materialelor - tensiunea (σ) și deformația (ϵ) - și mărimi specifice - temperatura (T) și timpul (t). Pentru descrierea procesului se utilizează și o mărime ajutătoare - viteza de fluaj ($\dot{\epsilon}$) - care este derivată în raport cu timpul a deformației de fluaj. Rezultă că cercetarea unui metal din punct de vedere al fenomenului de fluaj constă în examinarea legii de dependență dintre aceste mărimi fizice și anume :

$$\Phi(\sigma; \epsilon; T; t; \dot{\epsilon}) = 0 \quad (1.2)$$

Analiza comportării metalului când toți factorii enumerați sînt variabili este dificilă. De aceea, studiul experimental al fenomenului de fluaj se realizează în ipoteza că unii dintre aceștia sînt constanți. Metoda cea mai utilizată este aceea care definește variația deformației, respectiv a vitezei de fluaj cu timpul, în ipoteza că tensiunea și temperatura sînt constante [15, 34]. Curba obținută, denumită curba teoretică de fluaj sau curba de deformare izotermă sub sarcină constantă, caracterizează comportarea metalului în timpul

procesului de fluaj.

In fig. 1.1 se prezintă curba teoretică de fluaj a unui metal, la care încercarea a fost condusă pînă la

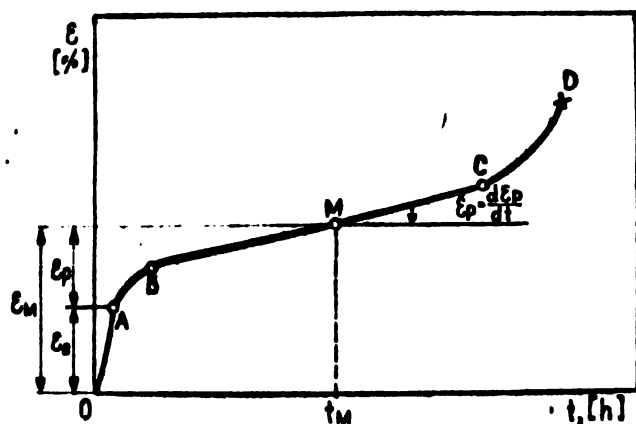


Fig. 1.1. Curba teoretică de fluaj [34]

ruperea probei. Se constată că la aplicarea statică a sarcinii, deformația crește după linia OA. In funcție de nivelul de temperatură și de valoarea tensiunii aplicate, această deformație inițială poate fi elastică sau elasto-plastică. In timp, în condițiile menținerii constante a tensiunii și temperaturii, deformația variază

după curba ABCD. Ordonata oricărui punct de pe curbă reprezintă mărimea deformației după diferite durate de încercare. Aceasta se compune din deformația care a apărut inițial la încărcare, (ϵ_0) și deformația plastică apărută în urma fluajului (ϵ_p). Ca urmare a valorii mici pe care o are deformația inițială comparativ cu deformația plastică de fluaj, adeseori, pe grafic, se reprezintă numai deformația plastică apărută în urma fluajului, notată pentru simplificare cu ϵ , astfel încît originea axelor de coordonate se deplasează în punctul A.

După cum rezultă din fig. 1.1, corespunzător valorilor pe care le înregistrează în timp viteza de deformare plastică, procesul de fluaj poate fi împărțit în trei stadii :

- în primul stadiu reprezentat prin curba AB viteza de deformare plastică este descrescătoare. Acest stadiu este denumit fluaj primar sau tranzitoriu ;
- în al doilea stadiu, porțiunea BC, viteza de deformare plastică este sensibil constantă și are o valoare minimă pentru încercarea considerată, ($\dot{\epsilon}_{min.}$). Acest stadiu este denumit secundar sau staționar ;

- în al treilea stadiu, porțiunea CD, viteza de deformare plastică crește continuu pînă în punctul D, în care se produce ruperea epruvetei. Acest stadiu este denumit fluaj accelerat sau terțiar.

În calculul la fluaj, primul și înosebi al doilea stadiu al procesului de fluaj prezintă un interes deosebit. Au fost propuse o serie de relații între tensiunea de solicitare și deformația care rezultă într-un metal sau aliaj, la o anumită temperatură [34, 38, 57, 84, 102]. Dintre acestea cu o utilizare mai largă este ecuația :

$$\varepsilon = A_1 \cdot \sigma^n \quad (1.3)$$

unde " A_1 " și " n " sînt mărimi dependente de material și de condițiile de încercare.

1.1.1. Tensiunea

Se cunosc relativ puține cercetări privind influența separată a tensiunii asupra legii de deformare în timp. Se poate afirma că durata relativă a celor trei stadii ale fluajului variază în limite largi, aceasta fiind funcție de nivelul tensiunii aplicate [102]. În fig. 1.2. [62] sînt schematizate cîteva din evoluțiile posibile ale

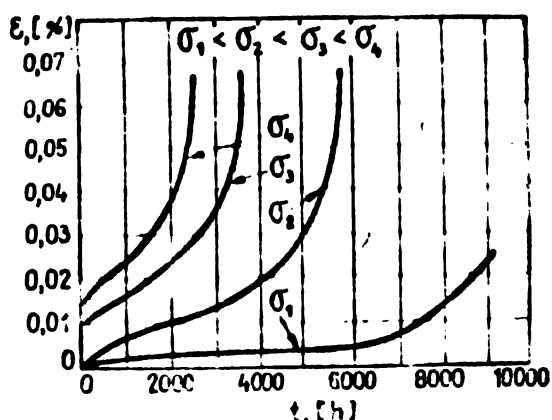


Fig. 1.2. Curba de deformare izobară la fluaj [62]

flexiune corespunzător trecerii de la fluajul tranzitoriu la fluajul accelerat.

În cursul procesului de fluaj sub sarcină constantă, datorită deformărilor plastice care produce reducerea secțiunii epruvetei, tensiunea crește, ceea ce influențează asupra alungirii și respectiv a vitezei de fluaj. În fig. 1.3 se

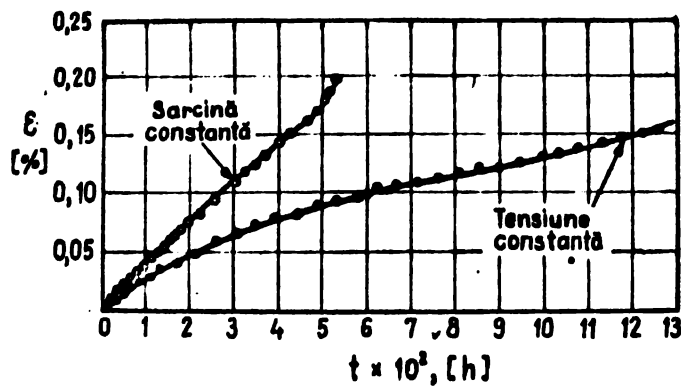


Fig. 1. 3. Variația alungirii de fluaj cu timpul pentru un oțel inoxidabil austenitic [34]

prezintă, după [34], variația alungirii la fluaj în funcție de timp pentru un oțel inoxidabil austenitic. Curba 1 corespunde menținerii în secțiunea epruvetei a unei tensiuni constante în timpul încercării, valoarea sarcinii inițiale fiind micșorată proporțional cu reducerea secțiunii epruvetei, iar curba 2, menținerii unei sarcini constante în tot

timpul încercării. Curbele de deformare obținute sînt distincte încă de la valori reduse ale alungirii la fluaj.

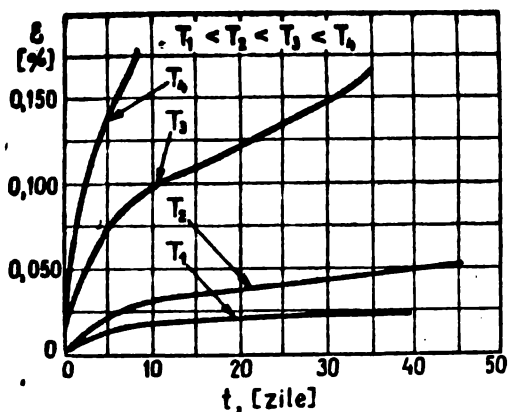
Avînd în vedere condițiile specifice în care se realizează în laborator încercarea la fluaj, condiții care fac dificilă măsurarea variației secțiunii epruvetei în cursul încercării, convențional rezultatele determinărilor la fluaj se exprimă prin raportarea valorii sarcinii aplicate la secțiunea inițială a epruvetei. Acest mod de lucru are în vedere și faptul că în construcțiile reale, încălzirile de bază care se iau în considerare la dimensionarea acestora (presiuni, greutate proprie, etc) practic nu se modifică datorită variațiilor dimensionale nici rezultate în urma fluajului.

1.1.1. Temperatura

În mod experimental s-a pus în evidență faptul că fluajul este un proces activat termic, a cărui cinetică depinde

de temperatură după o lege de tip exponențial (1.1). Se poate afirma că rezistența metalelor scade atunci când temperatura crește, aceasta deoarece mobilitatea atomilor din rețeaua metalului este mărită iar procesele legate de fenomenul de difuzie sînt activate. De asemenea, temperaturile ridicate vor conduce la o mai mare mobilitate a dislocațiilor prin mecanismul de cîțărare, iar concentrația de echilibru a vacanțelor va fi mai mare [16, 34, 62]. În fig. 1.4 sînt prezentate după [62], cîteva evoluții posibile ale curbelor de fluaj atunci cînd se crește temperatura de încercare.

Pentru a discuta comportarea la fluaj a unui metal



1.4. Curba de deformare izotermă de fluaj [62]

trebuie să se țină seama nu numai de temperatura de încercare ($T^{\circ}\text{K}$) ci și de temperatura de fuziune a metalului respectiv ($T_f^{\circ}\text{K}$). Astfel, două metale a căror rezistență mecanică la temperatura ambiantă este diferită, pot avea o comportare la fluaj asemănătoare, dacă raportul T/T_f este apropiat ca valoare.

În funcție de valoarea acestui raport, fluajul poate fi considerat că are loc la temperaturi ridicate sau joase. Se consideră că la valori ale raportului T/T_f mai mici de 0,5, fluajul are loc la temperaturi joase deoarece în acest domeniu de temperaturi, fenomenul de difuzie poate fi neglijat. La valori ale raportului T/T_f mai mari de 0,5, fluajul este considerat că are loc la temperaturi ridicate și este controlat de fenomenul de difuzie [34].

1.1.3. Timpul

Este cel de al treilea factor important de care trebuie să se țină seama la studiul fenomenului de fluaj.

Expunerea prelungită la tensiuni și temperaturi ridicate acționează asupra stabilității structurale a metalelor și aliajelor. Astfel, în metalele deformate plastic la rece, în timp apar fenomene de recristalizare urmate de o creștere a granulației, ceea ce determină o scădere a rezistenței lor mecanice și trecerea în stadiul de fluaj accelerat [30, 31, 34]. După [34], viteza de fluaj stabilizat variază invers proporțional cu durata stadiului respectiv. În fig. 1.5 se prezintă dependența

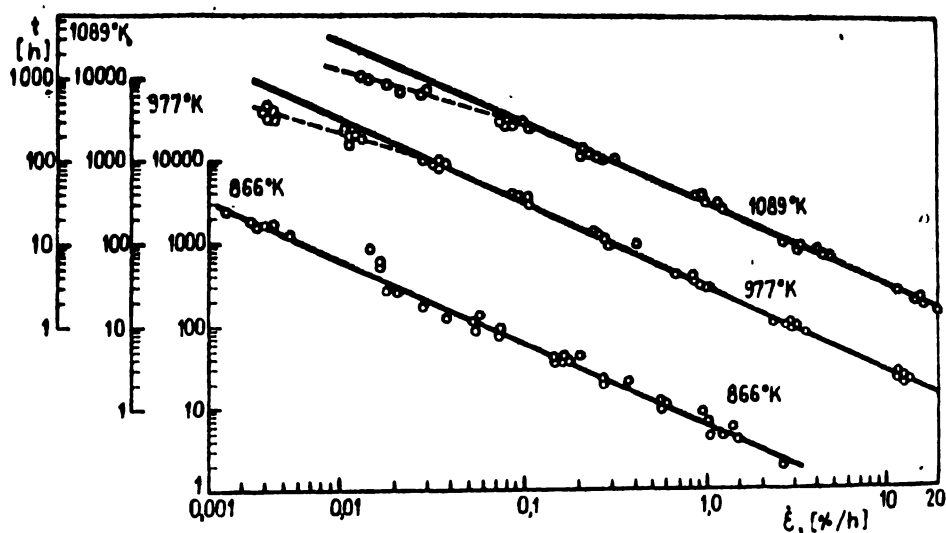


Fig. 1.5. Variația vitezei de fluaj cu durata fluajului stabilizat la un oțel inoxidabil austenitic [34]

din re cele două mărimi la un oțel inoxidabil austenitic.

Analizată global, durata de rupere la fluaj poate fi corelată cu tensiunea și temperatura de încercare printr-o relație de tipul :

$$t = A_2 \exp \left[\frac{\Delta H_f}{RT} \right] \cdot \exp[-a\sigma] \quad (1.4)$$

unde : "A₂" și "a" sînt mărimi care depind de material și de condițiile de încercare.

În practică s-a încercat folosirea unei astfel de

relații pentru reducerea duratei efective a încercărilor de fluaj prin extrapolarea rezultatelor unor încercări cu durate mai reduse. Este evident că astfel de rezolvări nu pot conduce la rezultate corecte decât dacă se cunosc influențele tensiunii, temperaturii și a modificărilor de structură asupra mărimilor A_2 , a și ΔH_1 [34, 38, 96, 123].

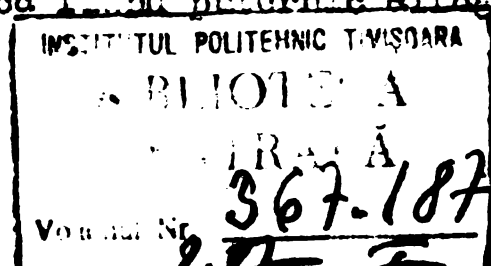
1.2. Factori de material

Caracteristicile mecanice la temperaturi înalte ale metalelor sînt influențate într-o măsură importantă de factorii tehnologici care în ansamblu definesc modul în care au fost obținute produsele metalurgice : compoziția chimică, tehnologia de elaborare și prelucrare plastică, tratamentul termic aplicat și de microstructură [19, 20, 34, 48, 51, 70]. Considerațiile care se prezintă în continuare în legătură cu aspectele menționate mai sus se vor referi cu precădere la oțeluri.

1.2.1. Gradul de aliere

O serie de elemente de aliere cum sînt molibdenul, vanadiul, wolframul, titanul, niobiul, azotul și într-o proporție mai redusă cromul au o influență favorabilă asupra proprietăților de fluaj ale oțelurilor [16, 52, 82, 107, 108]. Mecanismul acțiunii acestor elemente nu este total cunoscut. Influența lor este legată de formarea carburilor sau a fazelor intermediare [108] sau și mai posibil, de un aranjament particular al atomilor, anterior formării compușilor respectivi [16]. Prin aliere crește sensibil temperatura de recristalizare a oțelului, ceea ce explică, cel puțin în parte, influența lor favorabilă asupra rezistenței la fluaj.

Experiența a demonstrat că la conținuturi mari din aceste elemente care sînt cunoscute ca fiind puternic alifagone,



rezistența la fluaj a oțelului scade datorită efectului pe care îl are suprimarea parțială sau totală a transformării $\alpha \rightarrow \gamma$. După [16], acțiunea alfa-genă a mai multor elemente se exercită cumulativ. Creșterea conținutului de carbon în oțel permite realizarea unui grad mai mare de aliere a oțelului cu elemente alfa-gene fără ca transformarea $\alpha \rightarrow \gamma$ să sufere modificări.

Influența unor elemente de aliere considerate separat este analizată în lucrările [19, 45, 51, 52, 106]. De exemplu, dacă la un oțel cu 0-2,4% Cr, s-a variat conținutul de molibden [51, 52] s-a evidențiat că influența favorabilă a acestui element se realizează pînă la conținuturi de max.0,45%, după care creșterea caracteristicilor de durată nu mai justifică creșterea gradului de aliere cu molibden. În fig. 1.6 se

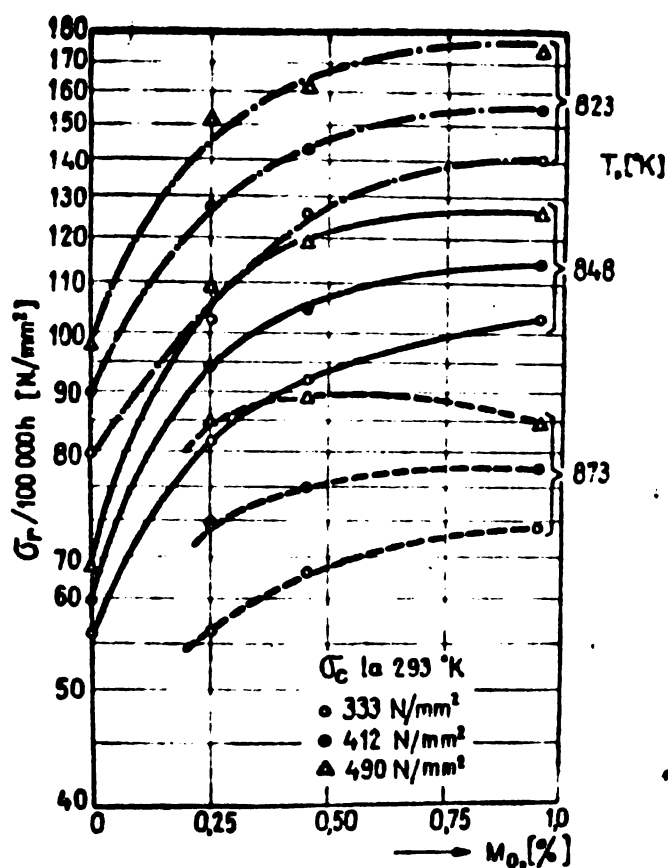


Fig. 1.6. Influența alierii cu molibden asupra rezistenței la fluaj a oțelului cu 0,50% Cr și 0,25% V [45]

cumulativ a adăosurilor de molibden, vanadiu și niobiu, asupra

prezintă, după [45], influența conținutului de molibden asupra rezistenței de durată la 100.000 h pentru trei clase de oțeluri. În lucrarea [106], se studiază influența microalierii cu bor a oțelului Cr-Mo-V. Se arată că borul modifică raportul dintre cantitățile de ferrită și bainită din structură, de la aproximativ 4/1 cât este în oțelul fără adăos de bor la aproximativ 1/4 în oțelul cu 0,003% B. Prin aceasta rezultă o stabilitate mai bună a structurii în timpul menținerilor de lungă durată la temperaturi ridicate. Influența

oțelului cu 9% Cr este analizată în lucrarea [16]. Aceste elemente determină micșorarea grăuntolui austenitic real și atenuarea tendinței de creștere a granulației austenitice în timpul tratamentului termic. Ele favorizează formarea unor carburi greu dissociabile la austenitizare. Vanadiul și mai ales niobiul determină mărirea stabilității structurii la revenire.

1.2.2. Tehnologia de elaborare

Rezistența la fluaj a oțelurilor este influențată de factorii tehnologici care definesc modul de dezoxidare al oțelului. Astfel, s-a constatat că oțelurile dezoxidate cu aluminiu au, în general, proprietăți de fluaj mai slabe decât cele dezoxidate cu siliciu. Aceasta deoarece aluminiul, pe de o parte accelerează procesele de globulizare ale cementitei și de grafitizare, iar pe de altă parte reduce foarte mult conținutul de azot liber din oțel. În lucrarea [108] se arată că formarea în urma tratamentului a unor structuri necorespunzătoare din punct de vedere al rezistenței la fluaj, la oțelul de tip Cr-Mo-V, se datorește modului în care s-a făcut dezoxidarea acestuia.

O îmbunătățire sensibilă a proprietăților la temperaturi înalte se obține în cazul elaborării cu tratare în vid sau retopire; oțelul astfel obținut prezintă o creștere a purității, un conținut redus de gaze, iar compoziția chimică este uniformă [34].

1.2.3. Mărirea granulației

În desfășurarea fenomenului de fluaj, proprietățile de rezistență ale grăunților și respectiv ale limitelor acestora intervin în condiții diferite, determinând comportarea la fluaj a unui metal. Este deci evident că raportul dintre suprafața formată de limitele de grăunți și respectiv de grăunți

(care depind de mărimea acestora) joacă un rol important în dezvoltarea procesului de fluaj [16, 34]. Astfel, într-un metal cu grăunți fini, acest raport este mare, în timp ce într-un metal cu grăunți mari, valoarea raportului este mică. Prin urmare, în condițiile în care fluajul este legat de deforarea grăunților, metalul cu grăunții mai fini va avea o rezistență mai bună. În cazul în care fluajul este determinat de deformarea limitelor, rezistența la fluaj scade odată cu finisarea granulației. Acest lucru este ilustrat în fig. 1.7 [34]

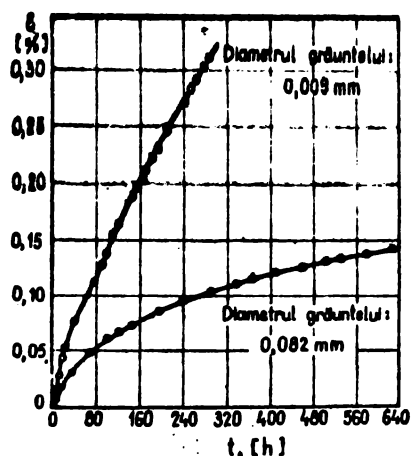


Fig. 1.7. Influența mărimii grăunțului real asupra alungirii de fluaj pentru un oțel inoxidabil austenitic [34]

pentru un oțel austenitic sollicitat la fluaj la 977°K ($0,55 T_p$), condiție în care deformarea are loc preponderent la limita grăunților. Se observă că o creștere a diametrului grăunțului de la $0,009$ mm la $0,082$ mm determină o reducere sensibilă a vitezei de fluaj a oțelului.

1.2.4. Deformarea plastică

că utit ecruisarea, cît și primul stadiu al fluajului, sînt legate de o aceeași modificare a rețelei și anume de deplasarea dislocațiilor. Experiențele au arătat că în funcție de temperatura de sollicitare există un grad optim de ecruisare al materialului, peste care ecruisarea are un efect defavorabil.

Astfel, în lucrările [3, 124] se arată că, în cazul oțelurilor pentru țevi de cazane, deformările la rece mai mari de 5% determină apariția de suprafețe fragile după numai 5000 h de exploatare în condiții de fluaj. În vederea prestabilirii caracteristicilor oțelului este necesar ca după deformare

să se efectueze o recoacere de recristalizare.

1.2.5. Tratamentul termic

Tratamentul termic constituie unul din principalele mijloace de creștere a rezistenței la fluaj a oțelurilor. Aplicând un tratament termic adecvat se obține o structură care poate conduce la blocări de dislocații și micșorarea vitezei de difuzie a elementelor de aliere din soluția solidă și precipitarea de carburi convenabile, adică o structură stabilă la temperaturi ridicate, care conferă oțelului respectiv o rezistență la fluaj corespunzătoare [32, 51, 59, 99]. Din acest punct de vedere se poate preciza că austenitizarea făcută la o temperatură care asigură punerea în soluție a tuturor constituențelor are un efect favorabil asupra comportării la fluaj a oțelului respectiv, prin aceea că la răcire precipitarea carburilor se va face prin germinare în întreaga masă a metalului, fără a se forma aglomerări de carburi în anumite zone ale structurii.

În lucrarea [108] se arată că, în condiții de fluaj, comportarea unor produse din oțel cu 1,3% Cr, 1,0% Mo și 0,30% V este funcție de tratamentul termic aplicat în starea de livrare. Prin variația parametrilor de normalizare și revenire se pot obține structuri stabile cu precipitări de carburi uniform distribuite în masa de bază, care conferă acestui oțel caracteristici mecanice optime atât la temperatura ambiantă, cât și la temperaturi ridicate.

1.3. Teoria reforitoare la mecanismele fluajului prin fluaj a metalelor

Așa cum s-a arătat, în timpul primelor două faze ale fluajului se produce o deformare elastică însoțită de o orientare a cristalinelor pe direcția tensiunii aplicate, după

care începe procesul de deformare plastică. Inceputul fluajului terțiar, materializat prin creșterea vitezei de fluaj poate fi determinat, fie de creșterea efortului unitar ca urmare a reducerii secțiunii utile a produsului, fie de o fragilizare a metalului ca urmare a apariției unor fenomene de precipitare, recristalizare și punere în soluție a uneia sau mai multor faze. Evoluția deformației în această fază poate avea loc fie în întreaga masă a metalului, fie la limitele grăunților cristalini. Acest ultim mecanism determină apariția și dezvoltarea microfisurilor în zona limitelor grăunților cristalini conducând în final la rupere.

În metale și aliaje ruperea prin fluaj poate fi de tip transgranular (transcristalin) sau de tip intergranular (intercristalin). Se observă adesea și ruperi cu caracter mixt. În general ruperea transgranulară se produce la temperaturi joase și viteze de deformare ridicate. La temperaturi ridicate și viteze de deformare reduse ruperea este intergranulară [16, 34]. Rezultă că fluajul terțiar pune în joc mecanisme complexe printre care și deformarea sub sarcină multiaxială crescătoare, ruperea prin fluaj fiind determinată în esență de [57, 82, 110] :

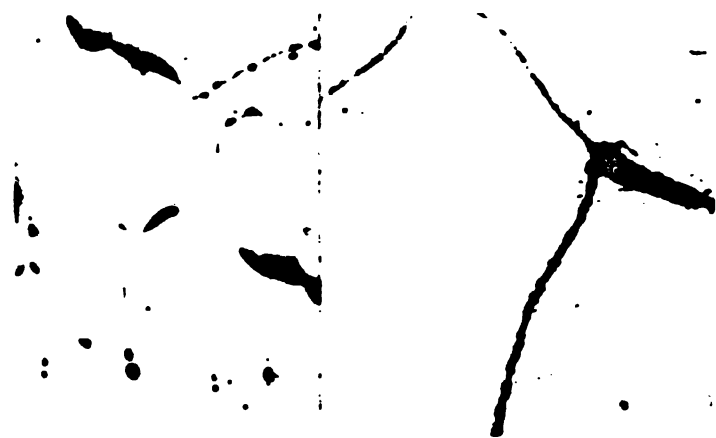
- migrarea limitelor ;
- concentrare de tensiuni sau deformații ;
- modul de deformare ;
- formarea și migrarea lacunelor.

1.3.1. Mecanismul de germinare și propagare a microfisurilor

Se cunosc două moduri de germinare a microfisurilor care conduc la apariția rupei intergranulare [34, 62, 70, 82, 110] și anume :

a - Formarea microfisurilor de colț denumite și "fisuri de tip III". Acestea iau naștere, în general, în cazul

solicitărilor la tensiuni mari și temperaturi joase, la punctele triple ale limitelor de grăunți datorită existenței unei stări triaxiale de tensiune. Tendința mare de formare a fisurilor de tip "w" în aliaje se explică prin creșterea rezistenței grăunților la deformare și scăderea mobilității limitelor. In fig. 1.8 [34] se prezintă microfisurile de tip "w" apărute



x200 x2000
Atac electrolitic

Fig. 1.8. Microfisuri de tip w la un oțel inoxidabil austenitic solicitat la fluaj la 866°K [34]



x320
Atac electrolitic

Fig. 1.9. Microfisuri de tip r in Nimonic 80 A solicitat la fluaj la 1023°K [34]

în microstructura unui oțel austenitic solicitat la fluaj la 866°K.

b - Formarea cavitațiilor rotunde sau eliptice denumite și "cavități de tip r". Aceasta se formează în cazul solicitărilor la tensiuni scăzute și temperaturi ridicate și are drept cauză aglomerarea lacunelor (golurilor) de-a lungul limitelor dispuse perpendicular pe direcția tensiunii. Deformarea intergranulară contribuie la acest mecanism, furnizând un supliment de lacune (goluri) prin interacțiunea dislocațiilor. In fig.1.9 [34] sînt puse în evidență cavitățile de tip "r", în Nimonic 80 A solicitat la fluaj la 1023°K.

Mecanismul de germinare al fisurilor se bazează pe ipoteza

general admisă conform căreia deformarea plastică și ruperea

sînt două fenomene interdependente. Aceasta explică inițierea și propagarea microfisurilor la tensiuni inferioare rezistenței teoretice a rețelei cristaline. Dacă se presupune că lucrul mecanic necesar pentru propagarea unei microfisuri este egal cu energia de formare a două suprafețe noi, se poate arăta că tensiunea normală corespunzătoare este dată de relația [9] :

$$\sigma = \left[\frac{2E}{e} \right]^{1/2} \quad (1.5)$$

unde : E - este energia superficială pe unitatea de suprafață ;

e - distanța interatomică.

1.3.2. Teoria fluajului intra și intergranular

Această teorie este cunoscută și sub denumirea de , teoria lui Hanson și Wheeler [62]. Cei doi cercetători au făcut încercări de fluaj pe aluminiu, sub formă de monocristale de metal pur și respectiv aliaje policristaline.

În cazul monocristalelor în prima fază a încercării a fost constatată apariția a două serii de benzi de alunecare rectangulare. În timpul dezvoltării procesului de fluaj, densitatea acestor benzi a rămas practic constantă. În ultimul stadiu al fluajului s-a produs o gîtuire a epruvetei printr-un mecanism de alunecare după un număr mic de benzi groase. În final ruperea s-a produs prin suprapunerea a numeroase benzi fine peste cele câteva benzi groase.

La aliajele policristaline, fenomenele au fost diferite în funcție de temperatură și de viteza de fluaj. La temperaturi relativ ridicate și viteze foarte mici de fluaj nu s-au constatat benzi de alunecare la începutul fluajului. În timp modificările au apărut la rosturile grăunților. O îngroșare sensibilă s-a produs mai ales în rosturile orientate perpendicular pe direcția de aplicare a sarcinii. În ultimul stadiu,

s-au format fisuri intergranulare, care s-au propagat în toată masa epruvetelor pînă la rupere. La temperaturi relativ scăzute, deformarea s-a produs după un mecanism similar celui înțilnit în cazul monocristalului, cu apariția de benzi de alunecare și fără fisuri intergranulare.

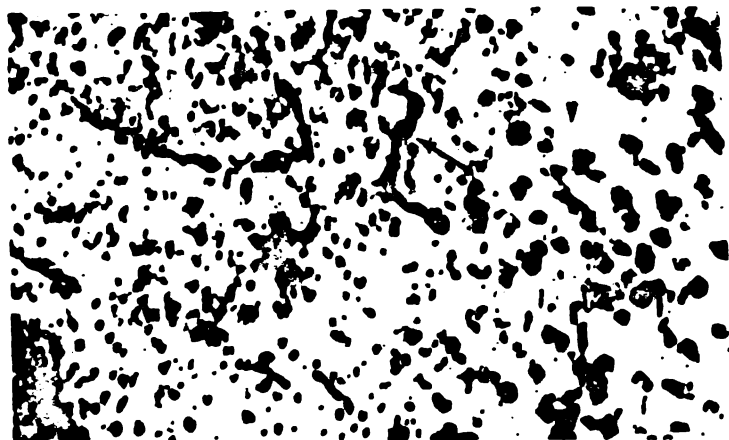
Autorii studiului au extins rezultatele obținute și în cazul altor metale formulînd o teorie generală asupra mecanismului fluaajului. Potrivit acestei teorii fluaajul are caracter intergranular sau intragranular, după cum temperatura este superioară sau inferioară unei anumite valori critice. Teoria lui Hanson și Wheeler a rezultat din observații experimentale și se rezumă numai la analiza naturii ruperii.

1.3.3. Fluaajul și teoria dislocațiilor

Dislocațiile reprezintă defecte de întrerupere a ordinii normale de aranjare a atomilor într-o rețea cristalină. Ele pot fi imaginate ca linii sau suprafețe care separă regiunile cristalului care au suferit alunecări, față de cele care nu au alunecat. Se poate afirma că procesele legate de formarea și deplasarea dislocațiilor sub acțiunea încercărilor exterioare sînt cele mai importante și că ele determină procesul de deformare și rupere prin fluaaj [15, 62, 99].

Procesul de fluaaj, considerat din punct de vedere al teoriei dislocațiilor, se prezintă în felul următor [62] : în momentul aplicării sarcinii sînt activate sursele de dislocații caracterizate prin tensiuni critice inferioare sau egale tensiunii aplicate. O parte din dislocațiile formate sînt frînate de către dislocațiile preexistente sau de alte obstacole din rețea. Concentrarea de tensiuni care rezultă, ca urmare a aglomerării de dislocații, determină la un moment dat depășirea barierelor energetice opuse de obstacole. Astfel are loc fenomenul de difuziune a dislocațiilor. Acest fenomen duce la apariția de linii sau benzi de alunecare care, în ultimul stadiu al fluaajului, determină apariția gîtuirii și apoi a ruperii epruvetei.

În lucrarea [99] se arată că mișcarea dislocațiilor în cursul procesului de fluaj la un oțel de tip Cr-Mo-V este funcție de distanța dintre particulele de carburi V_4C_3 . Încercările de fluaj au fost realizate la tensiuni cuprinse între 80-260 N/mm² și temperaturi de 823-873°K. S-a constatat că la distanțe între particule mai mici de 1200 Å, deplasarea



x 50.000
Fig. 1.10. Segmente de dislocații în oțel Cr-Mo-V [99]

dislocațiilor este puternic influențată de mărirea și repartiția carburilor. În astfel de situații se formează lanțuri de dislocații. În fig. 1.10 [99] sînt puse în evidență cîteva segmente de dislocații care s-au cățărat peste precipitatele de V_4C_3 , iar în fig. 1.11 [99] se văd salturi ale lanțului de dislocații peste obstacolele

întîlnite în cursul procesului de deformare.

Conform modelelor privind mișcarea dislocațiilor



x 30.000
Fig. 1.11. Salturi de dislocații în oțel Cr-Mo-V [99]

în cazul fenomenelor de durificare prin precipitare, particulele de fază secundară (de exemplu carburi) acționează ca obstacole în calea mișcării dislocațiilor. În deplasarea sa o linie de dislocație poate lua o formă ușor curbată. Raza pînă la care poate fi curbată o dislocație sub influența unui cîmp de tensiuni este dată

de relația [108] :

$$r = \frac{G \cdot b}{2\sigma_i} \quad (1.6)$$

./.

unde : G - modul de elasticitate transversal ;
 b - vectorul lui Burgers.

In cazul particulelor fin dispersate, mișcarea dislocațiilor este condiționată de atingerea tensiunilor necesare trecerii forțate a liniilor de dislocații printre particulele aflate la distanța "c" unele de altele. Deoarece distanța "c" este egală cu dublul razei critice de curbură, din ecuația (1.6) se poate determina tensiunea necesară forțării trecerii unei linii de dislocații printre particulele precipitate.

1.4. Modificări structurale în condiții de fluaj

Oțelurile utilizate la temperaturi ridicate se împart, în funcție de gradul de aliere, în următoarele grupe [108] :

- oțeluri nealiante din clasa perlitică ;
- oțeluri cu molibden, crom-molibden sau crom-molibden-vanadiu din clasa bainito-perlitică ;
- oțeluri cu conținut ridicat de crom (5-12% Cr) din clasa martensitică sau martensito-feritică, aliate suplimentar cu Mo, Ni, W, Nb și alte elemente ;
- oțeluri austenitice crom-nichel, aliate cu Ti, Nb, Mo sau alte elemente.

In general, structura acestor oțeluri este constituită din mai multe faze. După caracterul fazelor în exces acestea pot fi împărțite în trei grupe și anume : compuși (cu valență normală, compuși electronici sau fază de interstiții), soluții solide (cum este faza α în oțelurile austenitice) și incluziuni independente. Natura, dimensiunea și dispoziția

fazelor în exces determină rezistența oțelului la temperaturi ridicate. Particulele de fază secundară influențează deplasarea și fragmentarea dislocațiilor, rezistența la deformare fiind cu atât mai mare cu cât distanțele pe care se pot deplasa liber dislocațiile sînt mai mici [99] :

Ponderea consumului de oțeluri pentru temperaturi ridicate în industrie o formează oțelurile Cr-Mo cu sau fără aliere suplimentară cu vanadiu utilizate la temperaturi de pînă la 823°K. În stare tratată termic, structura acestor oțeluri este formată din ferită, bainită și în proporție redusă perlită. Se remarcă apariția de precipitări de carburi în cantitate redusă în masa grăuntelui de ferită și izolat pe rosturile grăunților. Cercetările efectuate asupra acestor oțeluri [19, 53, 108] au arătat că prezența în cantitate mare a perlitei în microstructură nu este de dorit, deoarece scad proprietățile de refractaritate ale oțelurilor. De asemenea, o structură inițială cu o cantitate mare de precipitate influențează în mod defavorabil rezistența de durată la temperaturi ridicate [19, 59].

În ceea ce privește stabilitatea în timp a microstructurii, cercetările efectuate atât pe oțeluri în stare de livrare [3, 26, 38, 48, 82], precum și pe probe extrase din conducte după diferite durate de funcționare în condiții de fluaj [27, 39, 53, 60, 108], au arătat că în timpul menținerilor sub sarcină la temperaturi înalte apar modificări semnificative ale microstructurii. Acestea afectează atât natura compușilor precipitați din soluția solidă, cât și soluția solidă însăși, influențînd în mod nefavorabil comportarea la fluaj a oțelului. În condițiile unor mențineri de lungă durată la temperaturi ridicate, din masa soluției solide precipită carburi, a căror natură depinde de starea inițială a structurii și de durata de menținere. În general, se formează carburi complexe de tip $M_{23}C_6$, M_6C și M_7C_3 prin una din următoarele căi :

- transformarea locală (in situ), prin creșterea gradată a conținutului de elemente de aliere în M_3C pînă se formează particule individuale de carbură aliată ;

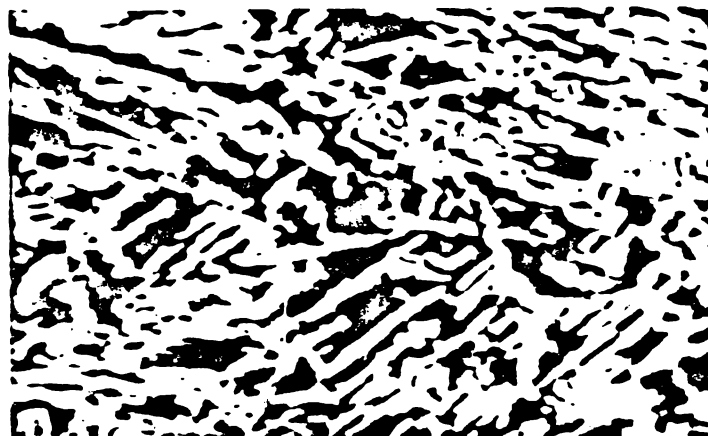
- germinare separată, cînd M_3C se dizolvă în ferită și precipită carbura aliată.

In fig. 1.12 se prezintă microstructurile unui oțel cu 0,50% Cr, 0,50% Mo și 0,20% V în stare inițială (fig. 1.12 a) și după 50.000 h (fig. 1.12 b) de utilizare la 813^oK și 49 N/mm². Analiza a fost făcută în ICEM atât la microscopul optic (x 1000), cât și la cel electronic cu baleiaj



x 1000

Atac nital 2%



x 6000

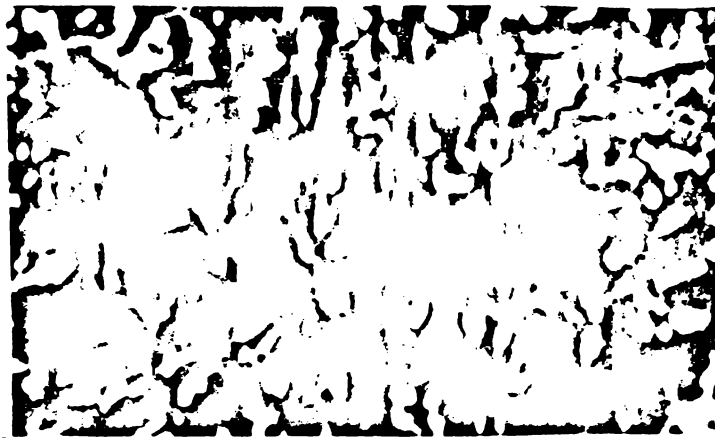
Atac nital 10%

a



x 1000

Atac nital 2%



x 6000

Atac nital 10%

b

Fig. 1.12. Microstructura oțelului cu 0,50% Cr, 0,50% Mo și 0,20% V
a. Stare inițială
b. După 50.000 h de utilizare la 813^oK și 49 N/mm²

(x 6000) [62, 90]. Se constată că probele utilizate prezintă o descompunere avansată a formațiilor proeutectoide cu separări de carburi dispuse în masa grăuntelui de ferită și uneori în lanțuri pe limitele grăunților.

În lucrarea [3] se arată că, în urma îmbătrânirii de lungă durată într-un oțel cu 1,3% Cr, 1,0% Mo și 0,2% V, au apărut aglomerări de carburi de tip $M_{23}C_6$, M_7C_3 și Mo_2C , care au determinat reducerea apreciabilă a valorii rezistenței de durată. Analiza unor probe din oțel cu cca 2,25% Cr și 1,0% Mo, pun în evidență creșterea precipitatelor Mo_2C odată cu creșterea duratei de încercare. Încercările făcute de Krisch [51], pe probe din acest tip de oțel, au evidențiat și faptul că în cursul procesului de fluaaj are loc un transfer progresiv al molibdenului din ferită în carburi. Această sărăcire a feritei în molibden determină scăderea proprietăților de fluaaj ale oțelului.

1.5. Caracteristicile de fluaaj ale oțelurilor

Studiul experimental al fluaajului se realizează pe instalații specializate echipate cu dispozitive de menținere în limite strânse a temperaturii epruvetei încercate. Pentru aprecierea comportării la fluaaj a diferitelor produse au fost definite două caracteristici de material și anume :

- limita tehnică de fluaaj ;
- rezistența tehnică de durată.

Limita tehnică de fluaaj $\sigma_{\epsilon/t}$ sau $R_{\epsilon/t}$ [42], reprezintă tensiunea la care deformația plastică, într-un interval de timp dat, atinge o valoare stabilită (de exemplu 1%). Valoarea deformației plastice se alege plecând de la condițiile constructive care asigură o exploatare normală a piesei în timpul de funcționare specificat.

Rezistența tehnică de durată $\sigma_{r/t}$ sau $R_{r/t}$ [43]

este valoarea tensiunii, calculată prin raportarea la secțiunea inițială a opruvetei, la care ruperea se produce după un interval de timp dat.

1.5.1. Metode de extrapolare a datelor experimentale de fluaj

La proiectarea elementelor care lucrează în condiții de fluaj se utilizează valorile limitei de fluaj sau ale rezistenței de durată care corespund unor durate de calcul de 10.000 h sau 100.000 h. Tendința actuală este ca această durată de calcul să fie extinsă la 200.000 h. Deoarece este necesar să se cunoască a priori caracteristicile de rezistență la fluaj ale produselor, încercările de foarte lungă durată nu sînt utile și nici economice, motiv pentru care sînt necesare metode de estimare a caracteristicilor de material pornind de la datele obținute la încercări de durate mai reduse. Au fost propuse mai multe metode de extrapolare ale datelor experimentale de fluaj care au la bază diferite ipoteze de lucru. În fig. 1.13 se prezintă principalele metode de extrapolare utilizate în prezent.

Una dintre primele metode utilizate a fost metoda de extrapolare directă, prin puncte. Corespunzător acestei metode, pentru o temperatură dată, sînt efectuate mai multe încercări pe probe provenite din țarje diferite. Rezultatele obținute se înscriu într-un sistem de coordonate $\log \sqrt{\sigma} - \log t$, trasîndu-se dreapta medie pentru ansamblul punctelor. Mai recent această dreaptă a fost trasată folosindu-se metode statistice (metoda celor mai mici pătrate). Obținerea de date prin această metodă necesită a se dispune de date experimentale la durate mari de exemplu minimum 10.000 h pentru extrapolarea la 100.000 h. Analiza efectuată asupra curbelor de fluaj $\log \sqrt{\sigma} - \log t$ a evidențiat că extrapolarea liniară în afara punctelor experimentale conduce la valori eronate [15, 36, 49, 50, 77, 84]. Au fost propuse de asemenea o serie de formule pentru calculul rezistenței la rupere prin fluaj în baza unor date

experimentale cu durata de încercare de maximum 1000 h [87] și a fost studiată dependența dintre viteza de fluaj, respectiv rezistența de durată, a unui metal și proprietățile lui fizice (rezistivitatea electrică și forța coercitivă) [115].

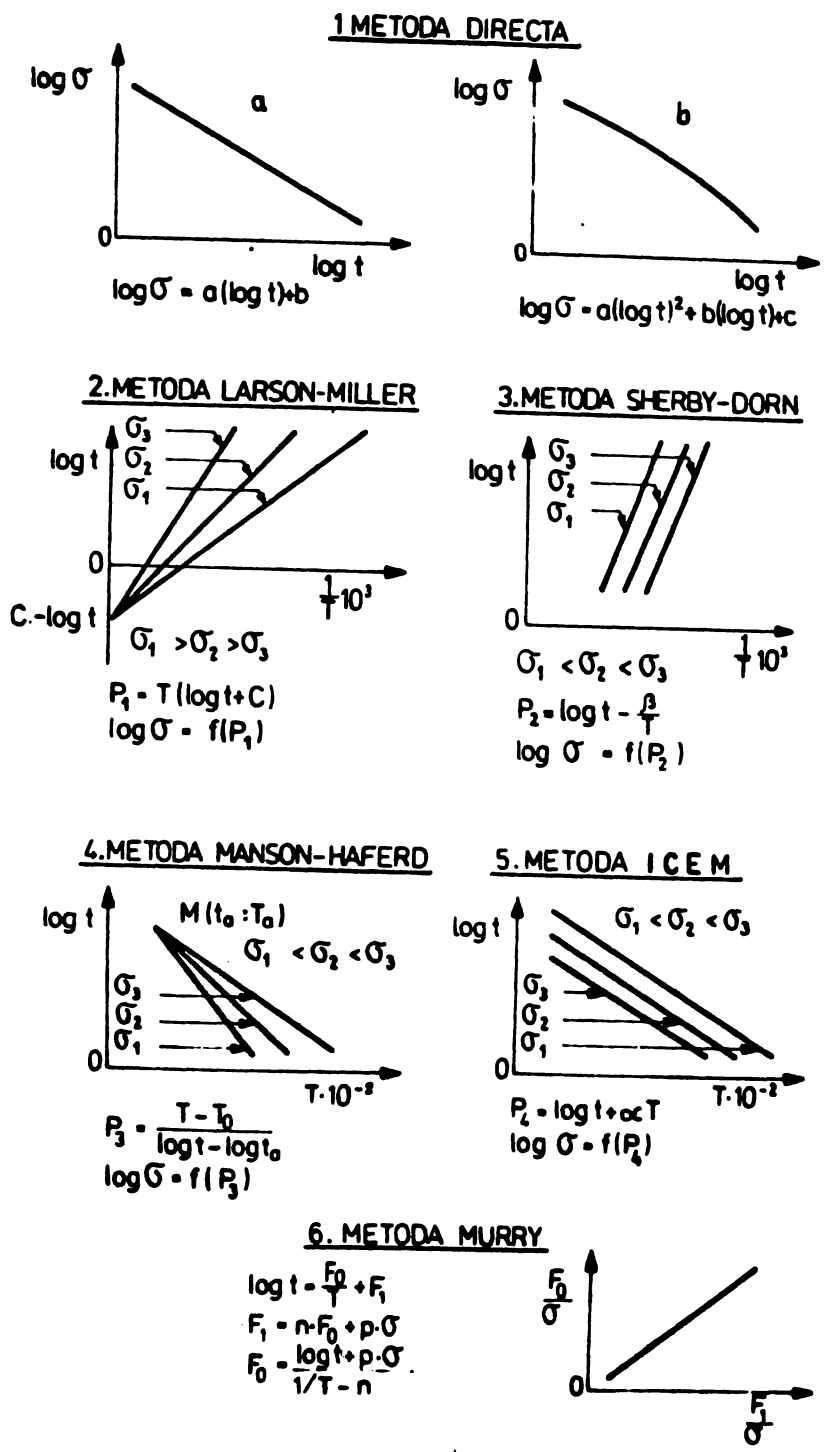


Fig. 1.13. Principalele metode de extrapolare a datelor experimentale de fluaj

O altă categorie importantă de metode de extrapolare a rezultatelor de fluaj o constituie metodele parametrice.

Metodele parametrice de extrapolare se bazează pe principiul că fenomenul de fluaj poate fi accelerat prin creșterea temperaturii de încercare. În toate cazurile se obține o corelație între tensiunea de încercare și o mărime numită "parametrul de extrapolare" care, la rândul său este funcție de temperatură, timp și o constantă de material. Valoarea constantei de material, este dată fie de punctul de intersecție a fascicolului de drepte izobare (metodele 2 și 4 din fig.1.13), fie de panta comună a acestora (metodele 3 și 5 din fig.1.13). Metoda Murry (metoda 6 din fig. 1.13) constituie o generalizare a metodelor Larson-Miller și Serby-Dorn. Murry ia în considerare ipoteza dependenței valorii constantei de extrapolare de tensiunea de încercare [84].

Prelucrarea datelor experimentale de fluaj prin oricare din metodele enumerate se poate face fie pe cale grafică fie, atunci când volumul de date este relativ mare, pe cale analitică.

1.5.2. Fluajul la stări complexe de tensiuni

Solicitările existente într-o serie de elemente care lucrează în condiții de fluaj, cum sînt conductele de legătură ale agregatelor termooenergetice, corespund unor stări complexe de tensiuni. În aceste cazuri, calculul deformațiilor plastice și a vitezelor de fluaj se face pe baza relațiilor stabilite de teoria deformațiilor elasto-plastice mici, pornindu-se de la datele de fluaj obținute în încercările de întindere lineară uniformă. Corespunzător acestei teorii, componentele deformațiilor și ale alunecărilor specifice sînt date de relațiile :

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{3 \cdot \varepsilon_{ech}}{2 \sigma_{ech}} (\sigma_x - \sigma_0) + \varepsilon_{\theta} ; \gamma_{xy} = \frac{3 \cdot \varepsilon_{ech}}{\sigma_{ech}} \tau_{xy} \\ \varepsilon_y &= \frac{3 \cdot \varepsilon_{ech}}{2 \sigma_{ech}} (\sigma_y - \sigma_0) + \varepsilon_{\theta} ; \gamma_{yz} = \frac{3 \cdot \varepsilon_{ech}}{\sigma_{ech}} \tau_{yz} \\ \varepsilon_z &= \frac{3 \cdot \varepsilon_{ech}}{2 \sigma_{ech}} (\sigma_z - \sigma_0) + \varepsilon_{\theta} ; \gamma_{zx} = \frac{3 \cdot \varepsilon_{ech}}{\sigma_{ech}} \tau_{zx} \end{aligned} \right\} (1.7)$$

Prin urmare, pornind de la datele obținute în încercările de fluaj la întindere lineară uniformă, care furnizează valori pentru ε_{ech} și σ_{ech} , precum și de la stările de tensiuni din piesa analizată, relațiile (1.7) permit calcularea componentelor deformațiilor și alunecărilor specifice care rezultă în condițiile de solicitare date.

Cu toate că problema are o mare importanță practică, nu există multe studii care să se refere la efectul tensiunilor multiaxiale asupra duratei de viață. Rezultatele încercărilor pe țevi presurizate și pe tuburi solicitate la tracțiune și la torsiune, în cazul oțelurilor, arată că durata de viață depinde de tensiunea principală maximă. Este deci posibil de făcut o comparație în baza acestui criteriu cu durata de viață în tensiune uniaxială [36, 62].

CAPITOLUL II

ELEMENTE DE TEORIA FIABILITĂȚII CU APLICĂȚII ÎN PROIECTAREA STRUCTURILOR MECANICE

2.1. Probleme ale proiectării structurilor mecanice

Calculul de rezistență are în vedere dimensionarea elementelor componente ale unei structuri mecanice astfel ca, în timpul funcționării, acestea să nu prezinte deformații peste o anumită limită sau să apară fenomenul de rupere. Pentru dimensionarea sau verificarea elementelor respective se utilizează metoda clasică, aceea a rezistenței admisibile [5, 9]. Conform acestei metode de calcul, structura mecanică prezintă garanții în funcționare atît timp cît valoarea caracteristicilor sale de rezistență este superioară sau cel mult egală cu rezistența admisibilă. Distanța valorică dintre cele două mărimi corespunde siguranței în funcționare a structurii mecanice, iar raportul dintre ele definește coeficientul de siguranță.

După comportarea materialului la rupere [98], rezistența admisibilă este definită în mod diferit astfel :

- în cazul materialelor fragile, în funcție de caracteristica de rezistență la rupere ;
- în cazul materialelor tenace, în funcție de limita de curgere.

Necesitatea admiterii unui coeficient de siguranță supraunitar are la bază o serie de constatări practice [5, 9, 64] dintre care, mai importante sînt următoarele :

- în calculele de rezistență se acceptă o serie de ipoteze simplificatoare ;

- regimul de solicitare aplicat variază în limite mult mai largi decât se admite în faza de proiectare ;
- caracteristicile de material ale grupurilor de elemente identice prezintă valori diferite ;
- influența factorului timp asupra caracteristicilor de material.

Stabilirea rezistenței admisibile sau a coeficientului de siguranță este o problemă complexă, legiferată prin standarde și are la bază o experiență îndelungată în exploatare. De exemplu, la dimensionarea țevilor de cazane și a conductelor pentru transportul fluidului energetic, rezistența admisibilă este dată de raportul dintre rezistența tehnică de durată a oțelului la temperatura și durata de calcul și un coeficient de siguranță egal cu 1,5 [98]. În normele de material pentru diferite nivele de temperatură sînt date valorile medii ale rezistenței tehnice de durată $\bar{\sigma}_r/t$ pentru 10.000 h și 100.000 h, valori față de care sînt admise abateri de $\pm 20\%$ [91, 104].

Rezultă că valoarea minimă admisă, conform normei de material, pentru rezistența tehnică de durată este de $0,80 \bar{\sigma}_r/t$ iar calculul de dimensionare a produselor se face în baza unei valori egale cu $0,66 \bar{\sigma}_r/t$ [96]. Este posibil ca dimensionarea astfel efectuată să fie pentru unele cazuri prea acoperitoare, iar pentru altele prea optimistă. De exemplu, în termoelectrică sînt agregate la care conductele pentru fluidele energetice au depășit cu 20-30% durata de calcul, și cazuri în care s-a pus problema înlocuirii premature a acestora [2, 10, 27, 39, 100, 75, 113, 114]. De asemenea, se poate arăta că analiza privind numărul de avarii produse la principalele echipamente de la o serie de centrale termoelectrice a relevat că peste 25% din numărul total de întreruperi în funcționare, s-a datorat subansamblelor tubulare (economizare, ecrane și tamburi supraîncălzitoare de abur) [35, 41, 89, 96].

Aspectele prezentate evidențiază faptul că, prin modul de calcul descris mai sus, siguranța în funcționare a unui element sau a unei structuri mecanice este reflectată de rezultatul raportului dintre două mărimi constante și independente.

Erorile introduse prin această ipoteză simplificatoare pot face ca în multe cazuri rezultatele obținute prin calcul să se îndepărteze considerabil de condiția reală de solicitare. Intr-adevăr, după cum se arată într-o serie de lucrări [1, 10, 14, 47, 54, 93, 103, 121], în majoritatea cazurilor solicitările au un caracter variabil în timp, uneori cu variații pronunțate, care nu pot fi descrise satisfăcător numai prin relații deterministe. În cazul solicitărilor mecanice sau termice, mai ales când intervine factorul timp (solicitări mecanice variabile, fluaj, coroziune), se constată o dispersie pronunțată a caracteristicilor de rezistență. Aceasta reflectă nu numai variabilitatea introdusă de tehnica experimentală ci, mai ales caracterul aleator al mecanismului de degradare în timp și de rupere a materialului. În plus, experiența a arătat că degradarea progresivă care conduce la rupere este într-o strânsă dependență de modul concret de variație în timp a solicitării [14].

Aceste constatări fac să apară clar interacțiunea complexă cu caracter aleatoriu care există între solicitare și rezistența de durată a materialului. În condițiile în care cele două mărimi nu sînt nici constante, nici independente, apar clar limitele conceptului determinist al coeficientului de siguranță. O descriere cantitativă obiectivă a fenomenului apare posibilă, asociind conceptul de probabilitate mărimilor care definesc atât solicitarea, cât și rezistența de durată a materialului [6, 14, 55, 67, 73, 89].

Utilizarea criteriilor de probabilitate la evaluarea siguranței în exploatare a elementelor unei structuri este un fapt obișnuit în industria electronică și o problemă în plină dezvoltare în domeniul structurilor aerospațiale. În alte sectoare, de exemplu cel al structurilor mecanice, se pot semna la numai tendințe de organizare a metodologiei de calcul, metodologie cunoscută sub numele de "fiabilitate mecanică" [14, 35, 85, 113].

Din acest punct de vedere trebuie evidențiat faptul că și în țara noastră au existat preocupări privind aplicarea conceptului de fiabilitate la evaluarea siguranței în funcționarea elementelor și structurilor [1, 14, 61, 63, 89, 93].

Singurul domeniu al rezistenței materialelor, în care pînă în prezent s-a introdus noțiunea de probabilitate la evaluarea caracteristicii de rezistență a materialelor, este cel al elementelor supuse în timp la solicitări variabile [14]. În lucrarea menționată sînt arătate criteriile probabiliste de degradare cumulativă a elementelor unei structuri supuse la solicitări variabile. Cunoscută fiind dispersia rezultatelor obținute la încercările de oboseală, se analizează factorii care determină variabilitatea rezultatelor experimentale și se discută legea de repartiție a rezistenței la oboseală pentru o durabilitate dată.

2.2. Elemente de teoria fiabilității

2.2.1. Conceptul de fiabilitate

Inceputul teoriei și practicii fiabilității datează din al cincilea deceniu al secolului nostru și se datorează unor oameni de știință ca : A. Hincin, I. Bazovsky, W. Feller, W. Weibull, B. Gnedenko, J.M. Juran, I. von Neumann și alții. Cercetările făcute în vederea cristalizării unor metode științifice de apreciere și prevedere a condițiilor de funcționare pentru dispozitivele din domeniul tehnicii militare, metode preluate și dezvoltate în cele mai diferite domenii ale tehnicii (electronică, echipamente aerospațiale, construcții, energetică, etc) au dus la definirea, în jurul anului 1950, a conceptului de fiabilitate.

Raportul AGREEL^{x)}, care a pus bazele teoretice ale conceptului definește fiabilitatea drept "probabilitatea ca un produs să îndeplinească fără întrerupere în funcționare, o funcție precizată, în condiții date, pe o perioadă de timp specificată". Conceptul de fiabilitate permite stabilirea de criterii de siguranță, cercetarea legăturii dintre indicatorii

./.

^{x)} Advisory Group for Reliability of Electronic Equipment
- "Reliability of Military Electronic Equipment" [47]

economici ai investițiilor, indicatorii de eficiență și cei ai siguranței în funcționare, elaborarea de metode de efectuare a experimentărilor precum și de prelucrare și evaluare a rezultatelor experimentale [1, 47, 78, 89, 93, 117].

În general, o structură poate fi împărțită pentru calculul fiabilității în orice număr, considerat necesar, de elemente componente. Fiabilitatea structurii este rezultanta fiabilității elementelor care o compun. Previziunea fiabilității unui element și, în final, a unei structuri, constituie un proces continuu, care începe în faza de alegere a soluției constructive și se continuă pe parcursul întregului proces de proiectare, de pregătire a fabricației și de execuție, precum și de desfășurare a activității de întreținere și reparații [28, 29, 81]. Corespunzător acestor etape deosebim :

- fiabilitatea preliminară sau provizională ;
- fiabilitatea experimentală ;
- fiabilitatea operațională sau efectivă la beneficiar ;
- fiabilitatea nominală sau proscrisă în specificații (standarde, norme interne, etc).

Existența unei fiabilități insuficiente are implicații directe datorită faptului că elementele sau structura nu își îndeplinesc parțial sau total sarcinile, precum și indirecte legate de costul ridicat al consumului de muncă prestată pentru întreținerea lor și dificultățile legate de aprovizionarea și stocarea unui volum mare de piese de schimb. Teoria fiabilității, care s-a conturat ca un domeniu de sine stătător cu metode de calcul și soluții tehnice și economice proprii, astfel îmbinate încât să conducă la găsirea nivelului optim de siguranță, s-a impus ca o știință interdisciplinară. Utilizând în formularea și exprimarea legilor sale elementele de calcul și probabilităților, teoria fiabilității permite ca în urma acumulării de informații, să se poată face prognoze asupra funcționării echipamentelor tehnice. Rezultă că aplicarea în practică a conceptului de fiabilitate completează modul de gândire tehnic în general și ingineresc în special.

2.2.2. Indicatori de fiabilitate

Evidențierea comportării în exploatare a elementelor sau a unei structuri se realizează în baza unor mărimi probabiliste, denumite indicatori de fiabilitate [29]. Acestea sînt :

- probabilitatea de funcționare fără defectare (fiabilitate) ;
- probabilitatea de defectare (defiabilitate);
- media timpului de bună funcționare.

Probabilitatea de funcționare fără defectare sau fiabilitatea unui element sau a unei structuri este dată de probabilitatea faptului că timpul de funcționare fără defectare (τ) este mai mare sau egal cu cel prescris (t) :

$$R(t) = \text{Prob}[\tau \geq t] \quad (2.1)$$

De regulă se utilizează o mărime complementară a-cestuia și anume probabilitatea de defectare numită de unii autori și defiabilitate [78, 103]. Aceasta exprimă probabilitatea de defectare a elementului sau structurii într-un timp mai mic decît cel prescris :

$$F(t) = \text{Prob}[\tau < t] \quad (2.2)$$

și este echivalentă cu funcția de repartiții a populației statistice analizate [1, 81].

Variația celor doi indicatori de fiabilitate în funcție de timp este prezentată în fig. 2.1. Se constată că funcția $R(t)$ este monoton descrescătoare, iar funcția $F(t)$ este monoton crescătoare și variază astfel :

- pentru $t = 0$ $R(0) = 1$ și $F(0) = 0$
- pentru $t \rightarrow \infty$ $R(\infty) \rightarrow 0$ și $F(\infty) \rightarrow 1$

Cel de al treilea indicator de fiabilitate, media timpului de bună funcționare (MTBF) este o mărime aleatoare care

arată durata medie de funcționare fără defectare a elementului sau structurii.

Indicatorii de fiabilitate sînt calculați în func-

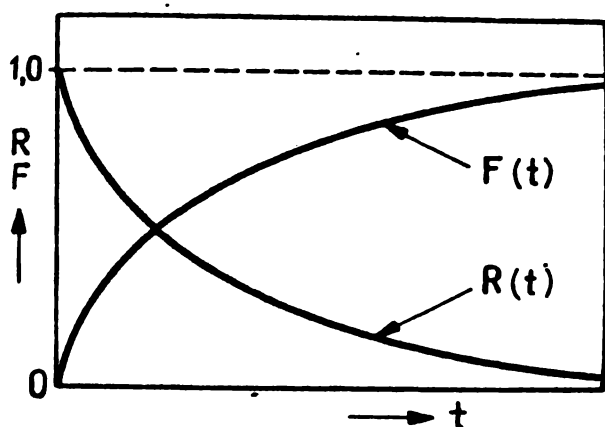


Fig. 2.1. Variația indicatorilor de fiabilitate cu durata de viață a structurii

ție de densitatea de probabilitate a variabilei aleatoare $f(t)$ sau intensitatea de defectare $Z(t)$ care, în unele cazuri, este considerată drept indicator de fiabilitate [24, 80, 83]. Astfel, cunoscînd densitatea de probabilitate a variabilei aleatoare, valoarea probabilității de funcționare fără defectare (fiabilitatea), în intervalul

de timp $(0, t)$ este dată de relația :

$$R(t) = 1 - \int_0^t f(t) \cdot dt \quad (2.3)$$

iar probabilitatea de defectare în intervalul de timp $(0, t)$ este :

$$F(t) = 1 - R(t) \quad (2.4)$$

Cunoscînd intensitatea de defectare, fiabilitatea în intervalul de timp $(t_0 ; t)$ este dată de relația :

$$R(t;t_0) = \exp\left[-\int_{t_0}^t Z(t) \cdot dt\right] \quad (2.5)$$

Valoarea pentru media timpului de bună funcționare a unui element sau structură este dată de relația :

$$\tau = \int_0^{\infty} t \cdot f(t) \cdot dt \quad (2.6)$$

Se menționează faptul că în teoria fiabilității expresia $[f(t) \cdot dt]$ caracterizează probabilitatea de defectare în intervalul de timp $(t, t + dt)$ a unui element luat la

întâmplare dintr-o mulțime de elemente identice, iar expresia $[Z(t) \cdot dt]$ caracterizează probabilitatea de defectare în intervalul de timp $(t, t + dt)$ a elementului luat din mulțimea de elemente identice rămase în stare de funcțiune la momentul "t" [47, 103].

Funcția intensității de defectare sau funcția de rată condiționată de defectare este definită de raportul dintre numărul de elemente care s-au defectat în intervalul de timp Δt și numărul mediu de elemente care se află în funcțiune în acest interval [81]. Funcția de variație în timp a intensității de defectare are o formă caracteristică și este cunoscută sub denumirea "curba căzii de baie". În fig. 2.2 se

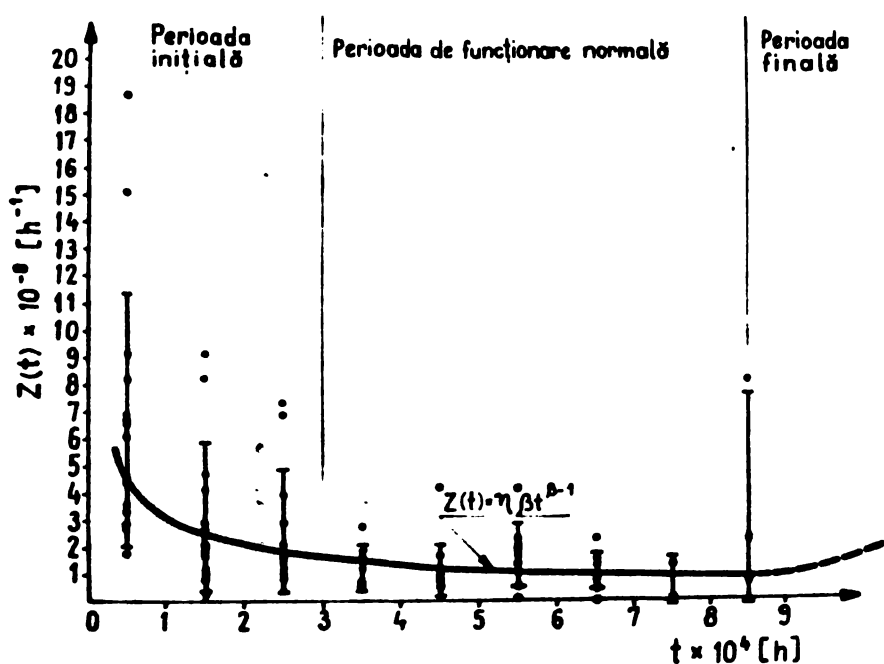


Fig. 2.2. Variația intensității de defectare cu timpul pentru tamburii cazanilor de abur [80]

prezintă curba de defectare a tamburilor de la cazanle de abur din R.F.G. [80]. Sînt evidente trei perioade specifice care diferă între ele prin frecvența de defectare și cauzele de apariție a defectelor și anume :

- prima perioadă este perioada inițială de funcționare, caracterizată prin intensități mari de defectare. Această perioadă trebuie să corespundă pe-

rioadei de probe tehnologice ale structurii ;

- a doua perioadă este de funcționare normală, timp în care intensitatea de defectare este scăzută și practic constantă. Defecțiunile ce intervin în această perioadă au caracter accidental ;
- a treia perioadă este perioada finală de funcționare. Intensitatea de defectare crește puternic și exploatarea în continuare a elementelor devine nerațională.

Exprimarea cantitativă a indicatorilor de fiabilitate poate fi făcută în unități de probabilitate, de intensitate sau rată de defectare și de timp [47].

2.2.3. Previziunea fiabilității în baza legilor de repartiție

Indicatorii de fiabilitate ai elementelor sau structurilor se determină în baza datelor (informațiilor) experimentale. Teoria statistică a fiabilității reprezintă ansamblul activităților de culegere, organizare, analiză, prezentare și interpretare a datelor sau informațiilor. Statistica contribuie la analiza concretă a datelor și la obținerea concluziilor, ținând seama de existența variației.

În faza de proiectare, atunci când se calculează fiabilitatea provizională a elementelor sau structurii, repartițiile existente în realitate se aproximează printr-una din repartițiile teoretice ale statisticii matematice. Drept repartiție teoretică a caracteristicilor de fiabilitate poate fi utilizată orice repartiție din teoria probabilităților. Experiența a demonstrat că în general indicatorii de fiabilitate urmează una din următoarele repartiții : normală, exponențială sau Weibull [81]. În anexa 1 se dau parametrii statistici care definesc aceste repartiții continue și relațiile de calcul ale indicatorilor de fiabilitate.

Atât teoria, cât și practica, au stabilit că pentru

perioada finală sau de uzură se poate utiliza, pentru caracterizarea fiabilității, legea normală. Repartizarea timpilor de defectare în jurul unei valori mediane se datorește multitudinii influențelor exterioare, a condițiilor de producție variabile, a condițiilor diferite în care sînt exploatate elementele aceluiași lot.

O repartiție normală a caracteristicilor de fiabilitate se constată la elementele relativ simple cu caracteristici de distrugere omogene. Contrar părerii răspîndite, în cazul defecțiunilor, datorită scăderii proprietăților fizico-mecanice ale materialelor sub acțiunea factorului timp, repartiția nu este normală. Există totuși tendința ca să fie folosită legea de repartiție normală. Pentru aceasta, în locul timpului "t" se aleg ca variabile alte mărimi, ca de exemplu $\log t$, t^2 , $1/t$, pentru care șirul respectiv de date se înscrie cu aproximație într-o lege de distribuție normală.

Legea de repartiție exponențială se utilizează frecvent în calculul indicatorilor de fiabilitate și are la bază ipoteza că intensitatea de defectare este constantă în timp. Este necesar să se facă mențiunea că această ipoteză este similară cu presupunerea invariabilității în timp a proprietăților fizico-mecanice ale materialelor.

În multe situații, repartiția defectelor nu poate fi caracterizată prin legile de repartiție normală sau exponențială, deoarece ele sînt rezultatul unor repartiții de amestec, corespunzătoare faptului că unele elemente se pot găsi în uzură, în timp ce altele nu și-au început încă viața utilă. În aceste cazuri se recomandă utilizarea repartiției propusă de Weibull și Weibull [95].

Datorită faptului că asigură o bună concordanță cu datele experimentale, domeniul de aplicare a repartiției Weibull în teoria fiabilității este vast. Acest domeniu cuprindînd procese de îmbătrînire, de uzură fizică, de natură aleatorie, etc [1, 14, 64]. Așa de exemplu, în situația în care un element sau o structură la începutul duratei sale de viață pune în evidență defecte ascunse, iar apoi un timp îndelungat nu se manifestă fenomene care să-i modifice calitățile, probabilitatea căderilor la început este foarte ridicată, după care se stabilizează în

jurul unui nivel relativ constant. In acest caz funcția de fiabilitate se aproximează bine prin legea Weibull avînd parametrul $\beta \leq 1$. Dacă elementele observate se caracterizează prin absența defectelor ascunse, însă manifestă cu pregnanță, pe măsura scurgerii timpului, fenomene care modifică caracteristicile inițiale de exemplu ca urmare a efectului solicitărilor variabile [14], intensitatea de defectare crește monoton, iar funcția de fiabilitate se aproximează cu legea Weibull cu parametrul $\beta > 1$.

Determinarea parametrilor repartiției Weibull se poate face fie analitic, fie pe cale grafică, cu ajutorul diagramei Allan-Plait reprezentată schematic în fig. 2.3 [78].

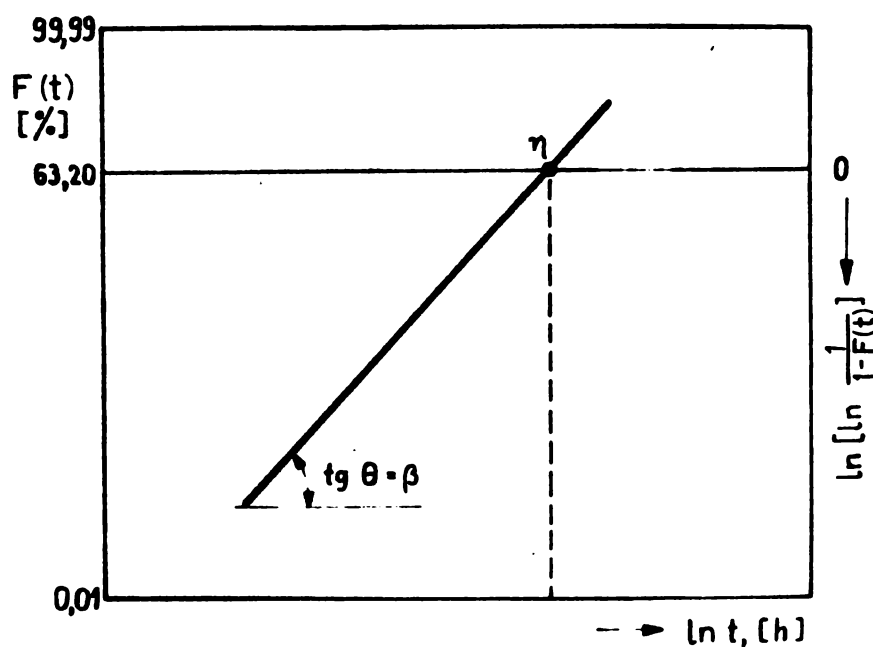


Fig. 2.3. Diagrama Allan-Plait pentru determinarea pe cale grafică a parametrilor repartiției Weibull [78]

Diagrama este construită în coordonate, probabilitate de defectare - logaritmul timpului de funcționare pînă la defectare, stabilite în baza relației (v. anexa 1) :

$$\ln \left[\ln \frac{1}{1-F(t)} \right] = \beta \cdot \ln t - \beta \cdot \ln \eta \quad (2.7)$$

./.

care evidențiază o variație lineară între cele două mărimi.

2.3. Criteriile fundamentale ale proiectării elementelor și structurilor în baza teoriei fiabilității

2.3.1. Conceptul de variație

Așa cum s-a arătat, teoria fiabilității are ca principal obiectiv, precizarea comportării în exploatare a unei structuri în funcție de condițiile de solicitare, elementele ei geometrice și proprietățile fizico-mecanice ale materialelor utilizate, definite statistic prin funcții de repartiții.

Întru studiul relațiilor de legătură între dimensiunile geometrice ale structurii, proprietățile fizico-mecanice ale materialului și sarcinile aleatorii aplicate structurii se admit următoarele ipoteze de calcul [14, 56, 71] :

- fiecare element al structurii face parte dintr-o populație statistică ;
- proprietățile fizico-mecanice ale materialului fiecărui element sînt omogene și statistice independente ;
- caracterul aleator al dimensiunilor geometrice ale elementelor se neglijează.

La definirea legilor de variație a proprietăților fizico-mecanice ale materialelor, precum și a sarcinilor aplicate elementelor structurii, trebuie să se aibă în vedere faptul că acestea prezintă variații în funcție de factorul timp [14, 94, 100]. Deci rezolvarea problemei impune descrierea integrală a proceselor statistice care definesc variația în timp a mărimilor respective.

2.3.2. Criterii de dimensionare

Coefficientul de siguranță elastic utilizat la dimen-

siomarea unui element mărime care după cum s-a arătat este stabilită la proiectare în mod arbitrar, pe bază de experiență, este substituit în teoria fiabilității de două mărimi și anume [14, 65] :

- valoarea cantitativă a fiabilității elementului sau structurii, sau indicatorul complementar acestuia (valoarea probabilității de defectare) ;
- factorul de sarcină notat cu Y a cărui valoare este dată de raportul dintre caracteristica de material și sarcina aplicată, definite prin funcții de repartiție.

Valoarea cantitativă a fiabilității se determină prin compararea legilor de repartiție ale caracteristicii de material și ale sarcinii aplicate. Calculul analitic al funcțiilor de probabilitate de defectare este dificil. În majoritatea cazurilor s-a dovedit eficientă utilizarea metodelor grafice de reprezentare a datelor experimentale [88].

Dacă caracteristica de material, respectiv sarcina aplicată, sînt două mărimi care admit un anumit tip de repartiție, de exemplu repartiția Weibull, atunci raportul lor, denumit în teoria fiabilității factor de sarcină, admite de asemenea o repartiție Weibull [2]. Pentru condiții date factorul de sarcină și probabilitatea de defectare sînt direct legate și este posibil să se stabilească o relație între cele două funcții. Astfel, în fig. 2.4 se prezintă, după [65], curba tipică de variație a probabilității în funcție de factorul de sarcină. Se observă că probabilitatea de defectare crește pe măsură ce valoarea factorului de sarcină scade, tinzînd către o valoare egală cu unitatea atunci cînd sarcina este egală cu rezistența materialului.

2.4. Proiectarea structurilor mecanice în baza consențului de fiabilitate

În cursul procesului de concepție - proiectare a unei structuri se disting trei etape principale ale calculului

de fiabilitate [47, 78] și anume :

- calculul fiabilității preliminare ;
- elaborarea programului de testare (încercare) ;
- alcătuirea schemei logice de funcționare a structurii.

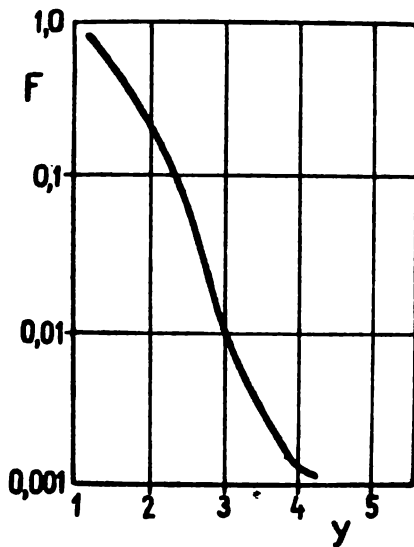


Fig.2.4. Corelația dintre indicatorul de fiabilitate al structurii și factorul de sarcină [65]

2.4.1. Calculul fiabilității preliminare

De regulă o structură destinată unei anumite funcții practice poate fi realizată în două sau mai multe variante constructive. Alegerea variantei optime se face prin compararea, din punct de vedere al performanțelor tehnice și economice, deci implicit și din punct de vedere al fiabilității, a diferitelor variante posibile.

In general, în această etapă de calcul, nu există suficiente informații cu privire la condițiile reale de funcționare ale elementelor în viitoarea structură. Determinarea fiabilității preliminare se face în ipoteză simplificatoare a existenței unei intensități de defectare a elementelor constante

$$Z(t) = \lambda = \text{constant} \tag{2.8}$$

astfel că, pentru structură, valoarea intensității de defectare este dată de relația :

$$\lambda = \sum_{l=1}^d n_l \cdot \lambda_l \tag{2.9}$$

unde : d = numărul de tipuri de elemente ;
 n_l = numărul de elemente de tip " l " ;
 λ_l = intensitatea de defectare a elementelor
de tip " l " .

Se calculează valoarea fiabilității fiecărei variante constructive, valorile obținute comparându-se între ele. Se recomandă calcularea unui λ min. și λ max. pentru fiecare variantă constructivă a structurii.

2.4.2. Elaborarea programului de testare

Programul de testare a fiabilității constă din totalitatea încercărilor efectuate pentru verificarea structurii avînd în vedere condițiile de funcționare, de mediu și de timp [1, 5]. Programul de testare trebuie să stabilească numărul de elemente ce urmează a fi încercate, durata încercărilor și numărul admis de defectări. În vederea reducerii duratei de testare se pot aplica două procedee :

- punerea simultană în funcțiune a unui număr mai mare de elemente pe o perioadă redusă de timp ;
- accelerarea testării prin încercarea elementelor în condiții mai severe decît cele normale de funcționare pentru a le face să se defecteze mai devreme. Pentru transformarea duratelor astfel obținute în durata de viață a elementelor, se utilizează un coeficient de corecție [47, 78].

Realizarea unui program de testare optim implică abordarea problemei din punct de vedere statistic și în acest scop se efectuează analiza datelor furnizate de fiecare eșantion de elemente și se ține seama de variația care poate să apară la eșantionare [40]. Odată efectuat programul de testare, se trece la recalcularea fiabilității structurii, construindu-se curbele intensității de defectare în funcție de parametri reali ai regimului de funcționare. Atunci cînd indicatorul

de fiabilitate are în vedere o proprietate fizico-mecanică a materialului, se recomandă prelucrarea informațiilor în baza legii de distribuție Weibull [14, 78, 88, 103].

2.4.3. Schema logică de funcționare a structurii

Elementele unei structuri pot fi dispuse în două moduri :

- în serie, caz în care defectarea unui element determină defectarea întregii structuri ;
- în paralel (redondate), caz în care există două sau mai multe elemente oricare din ele fiind în măsură să îndeplinească sarcina, în cazul defectării celorlalte. Elementele redondate pot să funcționeze concomitent în totalitate sau numai o parte din ele, celelalte fiind în așteptare.

În funcție de tipul de legătură și de valoarea fiabilității R_i a fiecărui element, fiabilitatea structurii alcătuită din "n" elemente se calculează astfel :

- pentru elemente dispuse în serie :

$$R = \prod_{i=1}^n R_i \quad (2.10)$$

- pentru elemente redondate :

$$R = 1 - (1 - R_i)^n \quad (2.11)$$

În mod normal, schema logică de funcționare a unei structuri se alcătuește astfel încât defectarea unui element să nu conducă la ieșirea din funcțiune a întregii structuri. Calculul fiabilității structurii este indicat să se încerce prin realizarea unui program experimental de verificare a modelelor de defectare admise prin ipotezele de calcul.

CAPITOLUL III

PROPUNEREA UNUI NOU CRITERIU DE EVALUARE A REZISTENȚEI LA RUPERE PRIN FLUAJ BAZAT PE CONCEPTUL DE FIABILITATE

1.3. Considerații privind interpretarea datelor experimentale de fluaj prin metodele para- metrice de extrapolare existente

Metodologia de calcul a caracteristicilor de fluaj ale oțelurilor are în vedere faptul că încercările cu durate foarte mari (cca 100.000 h) nu sînt justificate economic, precum și faptul că volumul de probe și numărul de loturi încercate este limitat. În baza conceptului că fluajul este un fenomen activat termic, s-au preconizat metode de extrapolare ale acestor caracteristici în baza unui volum relativ redus de probe cu durate de încercare limitată. De regulă, aceste metode stabilesc o corlație exponențială între tensiunea de încercare și un parametru de extrapolare care, la rîndul său, se calculează în funcție de valoarea temperaturii, a duratei de rupere și o mărime caracteristică pentru materialul analizat, numită constantă de extrapolare.

În prezent nu se dispune de o metodă de extrapolare unanim acceptată. Într-o serie de lucrări [16, 32, 50, 77] se arată că mecanismele de degradare în timp a proprietăților de rezistență la fluaj ale oțelurilor nu sînt cunoscute în totalitate, ceea ce facilitează evaluarea eronată a acestora prin extrapolare la durate mari. Acest lucru este confirmat și de faptul că pe măsură ce s-a obținut un volum mai mare de date experimentale, valorile caracteristicilor de fluaj ale oțelurilor termorezistente prevăzute în normele de material au fost modificate, situație întâlnită în cazul normei DIN 17.175 ediția 1959

și respectiv ediția 1969 sau STAS 8184 ediția 1968 și respectiv 1977.

Pe măsura creșterii volumului de date experimentale, s-a trecut la prelucrarea acestora prin metode statistico-matematice [12, 21, 32, 33, 100]. Astfel, în lucrarea [32] este prezentat un program extensiv de încercări la fluaj efectuat în R.S.C. în colaborare cu specialiștii din R.F.G., pe baza căruia s-au determinat statistic caracteristicile de fluaj ale oțelului cu 0,50% Cr, 0,50% Mo și 0,25% V. Au fost efectuate probe din 23 șarje însumând o durată totală de încercare de $2,5 \cdot 10^6$ h. Caubo și Methomed [12], au analizat comparativ metodele de extrapolare prin aplicarea lor la prelucrarea unui volum mare de date experimentale și au determinat prin metode statistice constantele de extrapolare pentru mai multe mărci de oțel. În lucrare se arată că metoda de extrapolare adecvată unei mărci de oțel este determinată de tendința de convergență sau paralelism, a fascicolului de drepte izobare, definite statistic, în sistemul de axe de coordonate proprii fiecărei metode de extrapolare (v. fig. 1.13).

Folosind datele de fluaj al oțelurilor pentru temperaturi ridicate de fabricație românească, cumulate pe parcursul a peste $3 \cdot 10^6$ ore de experimentări, autorul a elaborat un program de calcul al rezistenței tehnice de durată [74, 76]. Bazat pe metoda de prelucrare propusă de Manson și Haferd, modelul de calcul propus are următoarea schemă logică (fig. 3.1)

- calculul valorii medii și a dispersiei pentru duratele pînă la rupere prin fluaj pentru fiecare condiție de încercare ;
- definirea sistemului de ecuații liniare.

$$\begin{bmatrix} a_{\sigma_1} - 1 \\ a_{\sigma_2} - 1 \\ \vdots \\ a_{\sigma_n} - 1 \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} \log t \\ T \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -b_{\sigma_1} \\ -b_{\sigma_2} \\ \vdots \\ -b_{\sigma_n} \end{bmatrix} \quad (3.1)$$

unde : a_{σ_i} și b_{σ_i} sînt coeficienții dreptei de regresie

$$\dot{T} = a_{\sigma_i} \cdot \log t + b_{\sigma_i} \quad (3.2)$$

la tensiunea de încercare σ_i ($i = 1, 2, \dots, n$) = constant ;

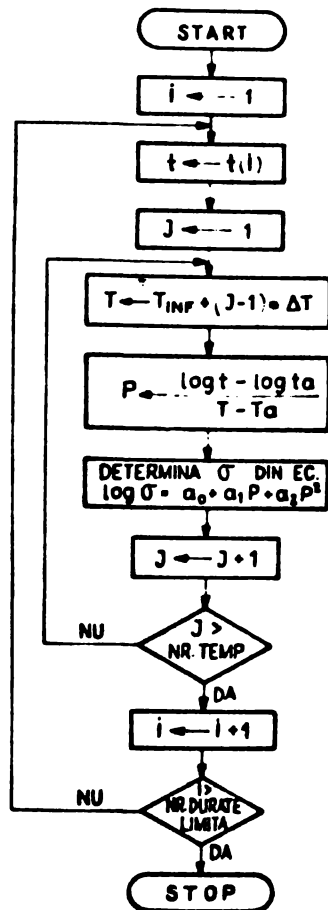


Fig. 3.1. Schema logică de calcul a caracteristicilor de fluaj în baza metodei Manson - Coffin

- calculul valorii coordonatelor punctului de concurență al familiei de drepte izobare definite de sistemul de ecuații (3.1) ;

- calculul parametrului de extrapolare :

$$p = \frac{\log t - \log t_a}{T - T_a} \quad (3.3)$$

pentru fiecare din condițiile de încercare (tensiune - temperatură) ;

- determinarea relației analitice între logaritmul tensiunii de încercare și parametrul de extrapolare ;

- calculul valorilor pentru tensiunea care produce ruperea la durata de 10.000 h și respectiv

100.000 h din 10 în 10°C în domeniul de temperaturi recomandat pentru oțelul analizat.

Analiza modului de lucru în cazul tuturor metodelor de extrapolare prezentate (v. cap. 1.5.1) arată că, în general, determinarea caracteristicilor de fluaj cuprinde două etape principale și anume :

- determinarea constantei de extrapolare ;

- stabilirea corelației între logaritmul tensiunii de încercare și valorile parametrului de extrapolare.

Experiența acumulată în prelucrarea și interpretarea rezultatelor de fluaj au evidențiat o serie de particularități și limite în aplicarea acestor metode.

În prima etapă a calculului se determină valoarea constantei de extrapolare care, de regulă, se consideră drept valoare unică pentru fiecare marcă de oțel. În realitate aceasta nu se confirmă deoarece, pe de o parte, punctele experimentale determinate de valorile duratelor până la rupere prin fluaj obținute la aceeași tensiune de încercare nu se dispun după o dreaptă, izobarele obținute fiind definite ca drepte de regresie ale punctelor experimentale iar, pe de altă parte, dreptele obținute nu au un punct de convergență unic sau, după caz, o pantă unică. Valorile obținute efectiv pot varia în limite destul de largi, motiv pentru care, pentru o marcă de oțel se calculează o valoare medie a constantei de extrapolare. De exemplu în lucrarea [37], se arată că la prelucrarea prin metoda parametrică Larson-Miller s-au obținut pentru constanta de extrapolare a oțelului cercetat valori cuprinse între 26,0 și 39,6, adoptându-se în final o valoare de 29,0.

Această constatare este confirmată și de lucrarea [36] în care se prezintă cercetările efectuate în S.U.A. cu privire la metodele de extrapolare cunoscute în vederea adoptării unei metode parametrice care să se poată aplica la prelucrarea datelor de fluaj a tuturor mărcilor de oțel termorezistent cunoscute. Prelucrarea în paralel, analitic și grafic a aceluiași set de date experimentale de fluaj a pus în evidență existența unor variații mari ale valorilor pentru constantele de extrapolare în cazul tuturor metodelor parametrice analizate.

În a doua etapă a calculului se determină corelația dintre tensiunea de încercare și valorile calculate ale parametrului de extrapolare. Se constată că variația parametrului de extrapolare cu tensiunea de încercare nu corespunde unei funcții simple. S-a propus aproximarea sa prin polinoame de ordinul I, II și III [36, 50, 68, 77, 104]. Acest fapt influențează precizia în calculul caracteristicilor de fluaj. Ca urmare

a acestor erori, există opinia că rezultatele obținute prin prelucrare sînt funcție de metoda de extrapolare utilizată. Astfel, în fig. 3.2 [63], se prezintă rezultatele prelucrării

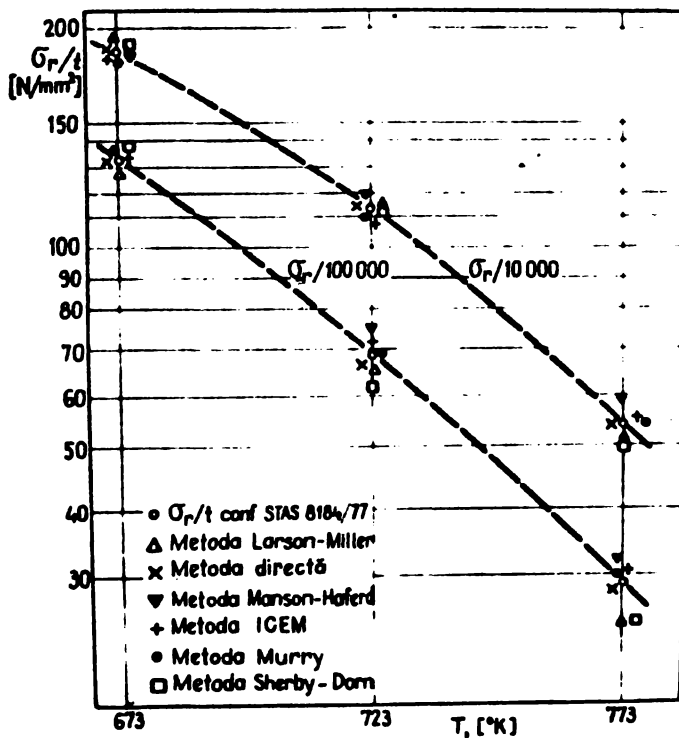


Fig. 3.2. Valorile caracteristicilor de rezistență la fluaj ale oțelului carbon cu 0,20% C, calculate prin metodele parametrice prezentate în fig. 1.13 [63]

modii ale caracteristicilor de fluaj, admițându-se în mod convențional abatere limită ale valorilor efective de $\pm 20\%$.

Observațiile de mai sus evidențiază carențele actualilor metode de prelucrare a rezultatelor încercărilor de fluaj. În special rezultă că funcțiile determinate prin diferite metode de extrapolare nu sînt în măsură să cuprindă complexitatea fenomenelor structurale care afectează comportarea de durată a materialelor la tensiuni și temperaturi ridicate.

prin metodele parametrice de extrapolare prezentate în fig. 1.13 a unui set de date experimentale de fluaj, obținute pe probe din oțel carbon cu 0,20% C. Se menționează faptul că datele experimentale, care au fost preluate după [25], au cuprins valori efective de rupere prin fluaj între $1 \cdot 10^2$ h și $9 \cdot 10^4$ h. Se confirmă faptul că valorile pentru rezistența de durată diferă cu metoda de extrapolare utilizată, diferențele fiind mai mari la durate și respectiv la temperaturi mai ridicate. De asemenea, se semnaleză faptul că prin modul de calcul descris se calculează numai valorile

3.2. Caracterul aleator al ruperii prin fluaj la produsele din oțeluri pentru temperaturi ridicate

Este cunoscut faptul că, în condiții de fluaj, proprietățile produselor din oțel prezintă modificări, degradarea acestora fiind cu atât mai pronunțată cu cât tensiunea, temperatura și durata de solicitare sînt mai mari. În multe cazuri, evidențierea tensiunilor care se dezvoltă în timpul exploatării în elementele unei structuri mecanice este dificilă. Astfel, în centralele termoelectrice de exemplu, produsele din oțel sînt supuse la tensiuni mecanice sub efectul presiunii fluidului energetic, la tensiuni termice cu caracter static generate prin împiedicarea dilatării libere a elementelor și tensiuni termice cu caracter dinamic generate, în timpul perioadelor tranzitorii de funcționare, de către diferența de temperatură pe grosimea produsului [18, 23, 96, 122].

Efectul solicitărilor menționate se amplifică în cazul în care, datorită unei exploatare neraționale, frecvența opririlor și respectiv a pornirilor agregatului este mare. Astfel, în baza statisticilor VdTUV în fig. 3.3 [4, 92], se

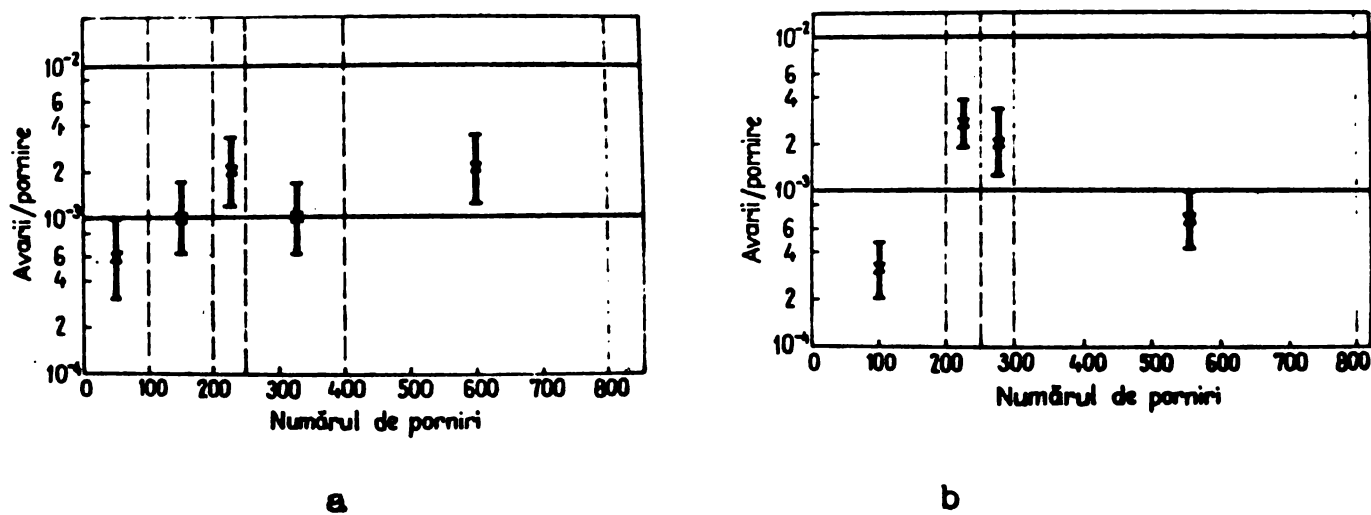


Fig. 3.3. Dependența ratei de avarie de numărul de porniri pentru elementele de legătură din circuitul de abur supraîncălzit [4, 92]:

- a - conducte presiune
- b - conducte aburitoare

evidențiază dependența ratei avariilor la elementele de legătură din circuitul de abur supraîncălzit față de numărul de porniri a blocurilor termoenergetice (fig. 3.3 a conducte primare și fig. 3.3 b conducte secundare). Se constată o tendință de creștere a ratei avariilor cu numărul de cicluri pornire-oprire a agregatului.

Datele prezentate confirmă faptul că în timpul utilizărilor la tensiuni și temperaturi ridicate, se înregistrează variații continue, atât a caracteristicilor de material, cât și a factorilor de solicitare. Ca o consecință a acestui fapt, durata de viață a produselor și respectiv, apariția ruperii prin fluaj, reprezintă fenomene aleatorii. Caracterul aleatoriu al ruperii prin fluaj este pus în evidență și de rezultatele experimentale care se obțin la încercările de fluaj pe probe dintr-o aceeași marcă de oțel [11, 12, 14, 50, 68]. Astfel, în fig. 3.4 se prezintă, după [68], duratele pînă la rupere prin

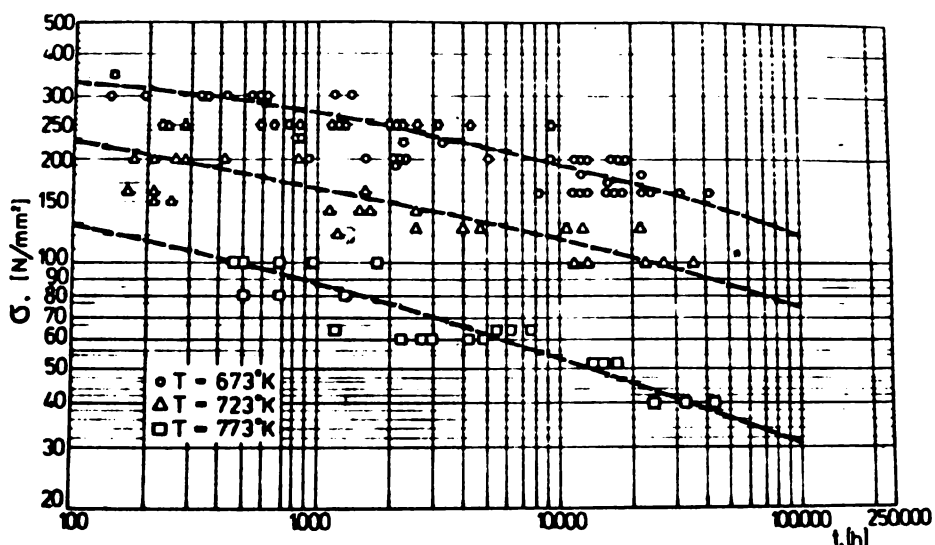


Fig. 3.4. Rezultatele încercărilor la fluaj efectuate pe probe dintr-un oțel carbon cu 0,20% C [68]

fluaj obținute la trei nivele de temperatură, pentru un oțel carbon cu 0,20% C. Pentru fiecare temperatură au fost trasate curbele medii de regresie ale variației duratei pînă la rupere

a epruvetelor cu tensiunea de încercare. De asemenea s-a efectuat o analiză a repartiției duratelor de rupere pentru fiecare temperatură și tensiune de încercare. De exemplu, în fig. 3.5, se prezintă parametrii statistici ai repartiției duratelor de rupere prin

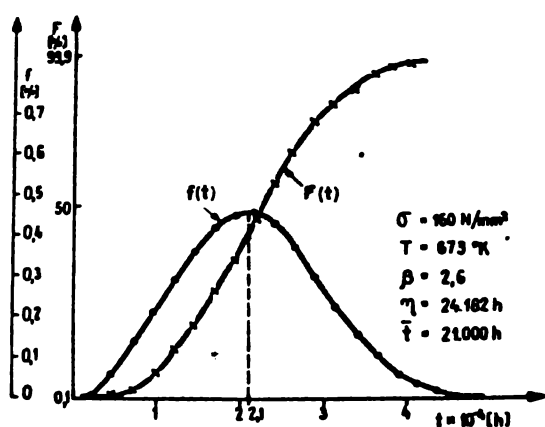


Fig. 3.5. Parametrii statistici ai repartiției duratelor de rupere prin fluaj la temperatura de 673°K și tensiunea de 160 N/mm², pentru oțelul carbon cu 0,20% C

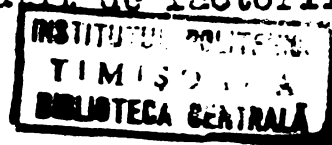
fluaj ale lotului de probe din oțel carbon cu 0,20% C, încercate la fluaj la temperatura de 673°K și tensiunea de 160 N/mm². Rezultă că, pentru fiecare din condițiile de încercare, mulțimea valorilor discrete ale timpului de rupere prin fluaj formează o populație statistică, definită de o repartiție continuă și caracterizată de funcția de densitate, funcția de repartiție, precum și de

valoarea medie și minimă a variabilei.

Din cele arătate se constată că ruperea prin fluaj a elementelor unui lot de produse are un caracter aleatoriu și este funcție de condițiile de solicitare (tensiune, temperatură). Rezultă că și caracteristica de material pe care o definește, respectiv rezistența tehnică de durată, este o mărime aleatorie care nu trebuie asociată unui singur produs, ci reprezintă valoarea probabilă pentru mulțimea de produse realizate dintr-o marcă de oțel.

3.3. Propunerea unui nou criteriu de evaluare a rezistenței la rupere prin fluaj

Asemănător altor caracteristici mecanice, rezistența în condiții de fluaj a oțelurilor depinde atât de factorii de



material, cât și de factorii de solicitare, care sînt aleatori. Luarea în considerație numai a valorilor medii ale acestora, cum se procedează în conformitate cu metodologiile actuale de calcul la fluaj, nu permite rezolvarea la nivelul dorit a problemelor de interpretare a rezultatelor experimentale și de valorificare a acestor produse în corelație cu specificul condițiilor de exploatare.

Autorul consideră că pentru înlăturarea carențelor menționate este necesar să se definească o nouă metodă de prelucrare și de interpretare a rezultatelor încercărilor de fluaj ale oțelurilor, care să permită o evaluare a acestora în baza criteriilor de probabilitate. O descriere obiectivă este posibilă numai în cazul asocierii unui indicator de fiabilitate mărimii cantitative care definește proprietățile de rezistență la fluaj ale oțelului [2, 22, 54, 61, 65, 69, 76].

În paragraful precedent s-a arătat că pentru fiecare condiție de încercare se pot defini parametrii statistici ai repartiției duratei pînă la rupere prin fluaj. Dintre aceștia autorul consideră că funcția de repartiție a defectelor sau funcția echivalentă acesteia - funcția de probabilitate a apariției rupei prin fluaj (defiabilitatea) - reprezintă indicatorul de fiabilitate cel mai indicat a fi asociat mărimii cantitative care precizează rezistența la rupere prin fluaj a produselor din oțeluri pentru temperaturi ridicate.

Pentru precizarea celor arătate mai sus, în fig.3.6 s-a reprezentat într-un sistem de axe de coordonate densitate de repartiție - tensiune - timp variația frecvenței de rupere prin fluaj $f(t_1)$ în funcție de tensiunea de încercare $\bar{\sigma}$ și de durata de încercare t_1 . Pentru fiecare din condițiile de încercare s-a reprezentat prin curbe B_i domeniul de variație al densității de repartiție. Sirul de valori discrete ale duratorilor medii de încercare definește în planul $(\log \bar{\sigma} - \log t)$ curba A . Această curbă reprezintă variația timpului mediu de rupere prin fluaj cu tensiunea de încercare la un anumit nivel de temperatură și are forma :

$$\log \bar{\sigma} = a_0 + a_1(\log t) + a_2(\log t)^2 \quad (3.4)$$

Prin extrapolare sau interpolare, se poate determina tensiunea medie care produce ruperea prin fluaj a produse-

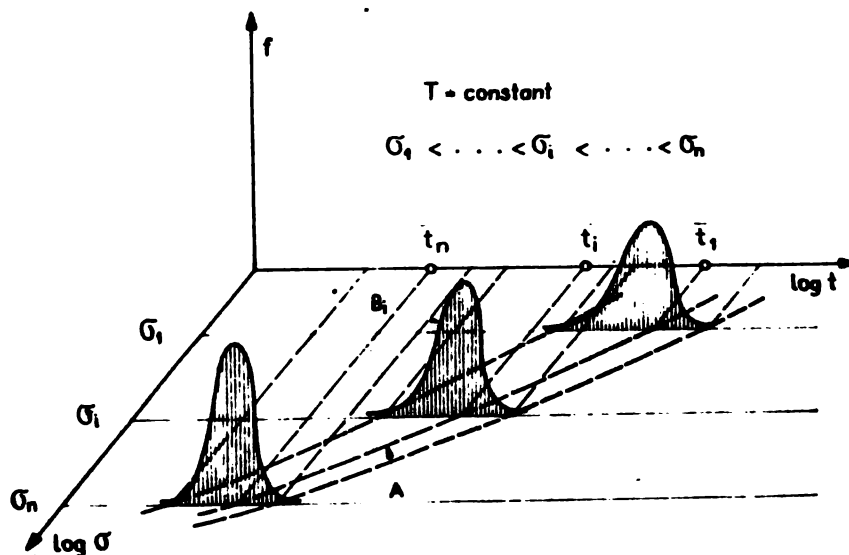


Fig. 3.6. Variația densității de repartiție a duratelor de rupere prin fluaj cu tensiunea de încercare

lor din oțoluri pentru temperaturi ridicate la o durată precizată, adică valoarea de normă pentru rezistența tehnică de durată a materialului.

Dacă în locul sistemului de axe de coordonate considerat se folosește funcția de repartiție a duratelor pînă la rupere prin fluaj $F(t_i)$ (fig. 3.7), sistemul de axe, funcție de repartiție - tensiune - timp, conform fig. 3.7, se obține pentru fiecare tensiune de încercare σ_i o curbă, notată cu C_i care arată variația probabilității de apariție a rupei prin fluaj cu durata. Infișurătoarea curbelor corespunzătoare unui șir de valori discrete ale tensiunii de încercare $\sigma_1 < \dots < \sigma_i < \dots < \sigma_n$ reprezintă o suprafață continuă, notată în fig. 3.7 cu "D" ale cărei ordonate în raport cu planul ($\log \sigma - \log t$) sînt proporționale cu probabilitatea de apariție a rupei prin fluaj sub o tensiune de încercare și o durată de utilizare dată.

Indicatorul de fiabilitate propus - probabilitatea de apariție a ruperii prin fluaj - definește comportarea produselor din oțeluri termorezistente în condiții de exploatare

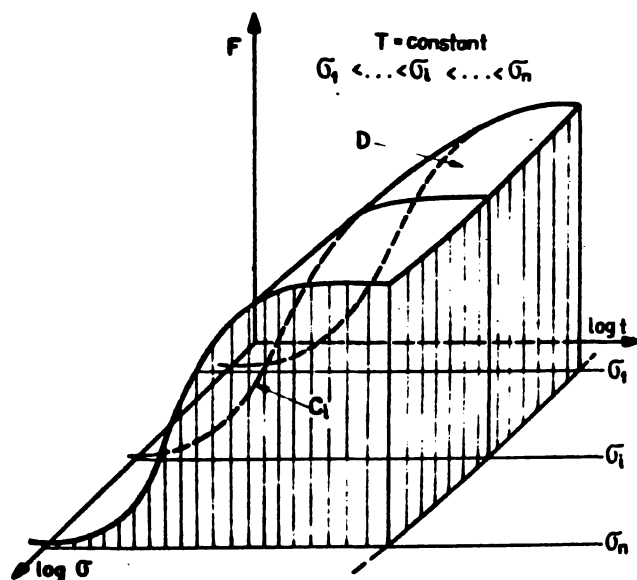


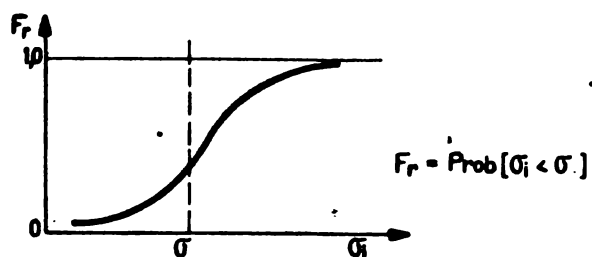
Fig. 3.7. Variația funcției de repartiție a duratelor de rupere prin fluaj cu tensiunea de încercare

date (tensiuni, temperatură și durată de utilizare) și constituie o mărime fundamentală de calcul în faza de proiectare. Acest mod de evaluare a rezistenței la rupere prin fluaj conduce la o concepție nouă privind analiza în faza de proiectare, a siguranței unei construcții mecanice solicitate la tensiuni și temperaturi ridicate. Astfel, se știe că, ruperea unui element de construcție apare atunci când valoarea caracteristicii sale de rezistență este egală sau mai mică decât tensiunea aplicată. Conform teoriei fiabilității, atât rezistența la fluaj a materialului, cât și tensiunea aplicată sînt mrimi aleatorii definite de funcții specifice de repartiție (fig. 3.8). Dacă la timpul t se notează cu F_r probabilitatea ca rezistența să fie mai mică decât o valoare σ iar cu F_σ probabilitatea că tensiunea aplicată să fie cuprinsă între σ și $\sigma + \Delta\sigma$, atunci probabilitatea de apariție a ruperii prin fluaj este definită

de probabilitatea apariției concomitente a celor două evenimente:

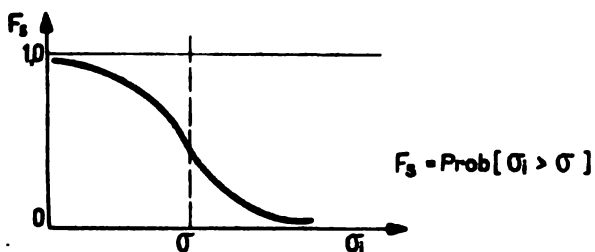
$$F = F_r \cdot F_s' \quad (3.5)$$

unde F_s' este derivata de ordinul I a funcției de repartiție a tensiunii aplicate F_s . Cele două funcții de repartiție pot fi explicitate analitic în baza relațiilor (2.3) și (2.4) astfel :

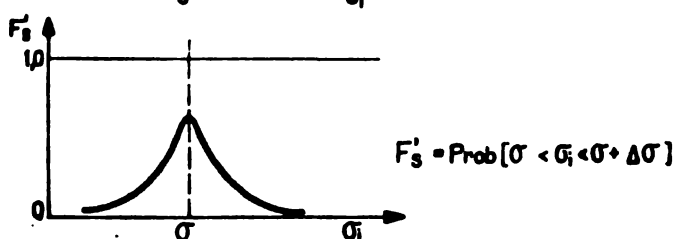


$$F = \int_0^{\sigma} f_r \cdot d\sigma \quad (3.6)$$

și respectiv :



$$F = \int_0^{\sigma} f_r \cdot d\sigma \quad (3.7)$$



unde f_r și f_s sînt densitățile de repartiție ale caracteristicii de material și respectiv ale tensiunii aplicate.

Fig. 3.8. Funcțiile de repartiție ale rezistenței la fluaj și ale tensiunii de solicitare

Dacă cele două mărimi de calcul sînt aleatorii, atunci și raportul lor $y = \sigma_r / \sigma_s$ donumit în teoria fiabilității "factor de sarcină", va fi aleatoriu, avînd o repartiție statistică proprie. Cunoșcînd funcțiile F_r și F_s prin integrare numerică se obține valoarea probabilității de apariție a ruperii prin fluaj și funcția de repartiție a factorului de sarcină.

Schematic în fig. 3.9 [69] se reprezintă grafic variația în timp a funcției de densitate pentru caracteristica de fluaj a elementelor unei construcții mecanice solicitate la fluaj și respectiv a tensiunii de solicitare. Se pune în evidență variația probabilității de apariție a ruperii prin fluaj

Schematic în fig. 3.9 [69] se reprezintă grafic variația în timp a funcției de densitate pentru caracteristica de fluaj a elementelor unei construcții mecanice solicitate la fluaj și respectiv a tensiunii de solicitare. Se pune în evidență variația probabilității de apariție a ruperii prin fluaj

a întregii construcții cu factorul timp.

Modul de evaluare a siguranței unei construcții

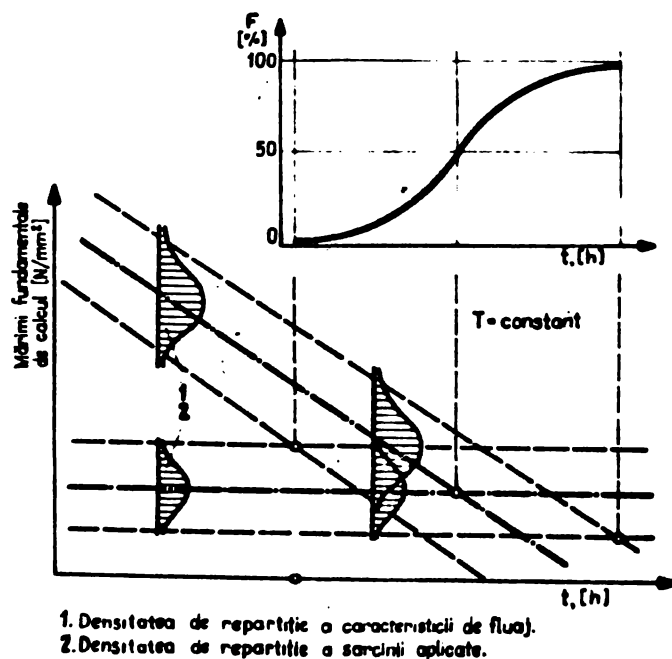


Fig. 3.9. Variația în timp a caracteristicii de fluaj a materialului și a tensiunii de solicitare într-o construcție mecanică [69]

mecanice solicitată la fluaj, propus de autor este următorul :

- se adoptă o valoare pentru indicatorul de fiabilitate care să corespundă specificului și importanței construcției mecanice analizată ;

- se stabilește domeniul de variație al parametrilor de funcționare (temperatura, sarcina) ;

- se stabilesc mărcile de oțel care sînt capabile să acopere domeniul respectiv de temperatură și sarcini la durata de funcționare precizată ;

- se calculează pentru fiecare marcă de oțel coeficientul de sarcină respectiv grosimea de produs care asigură încadrarea în indicatorul de fiabilitate preconizat ;

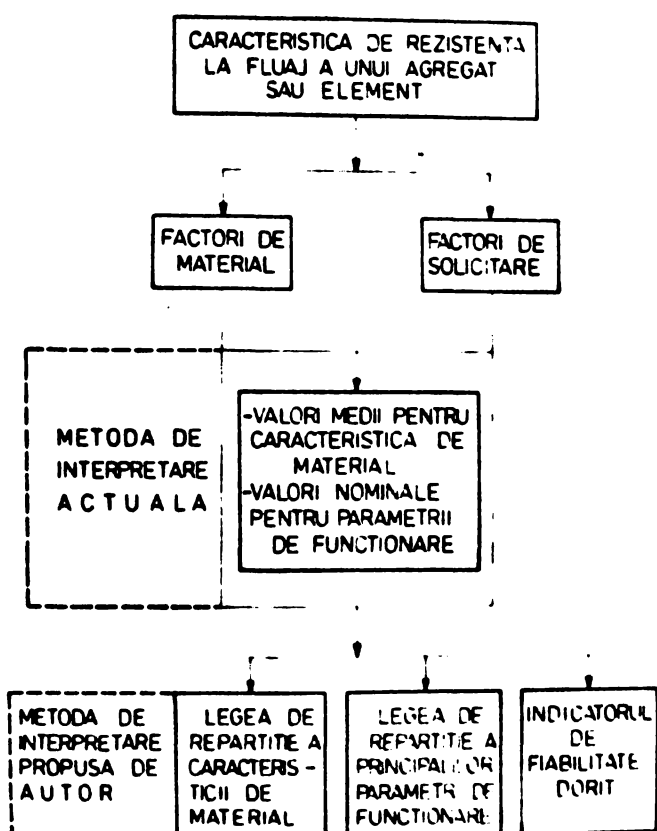
- se definitivează soluția constructivă prin compararea din punct de vedere tehnic și economic a variantelor

constructive bazate pe diferitele mărci de oțel luate în considerare.

Ideea formulată mai sus nu este cu totul nouă, ci se regăsește în metodologiile de studiu ale unor componente complexe din domeniile de vîrf ale tehnicii (electronică, echipamente aerospațiale, energetică, etc). Se pot cita, de exemplu, o serie de lucrări în care este abordată problema evaluării indicatorilor de fiabilitate ai recipientilor sub presiune, precum și a unor componente ale blocurilor energetice. Prin aceasta se urmărește asigurarea unei funcționări în condiții de siguranță a agregatelor respective, precum și utilizarea datelor obținute la proiectarea componentelor similare din centralele atomo-electrice [13, 24, 78, 80, 109, 120].

Elementele caracteristice ale metodei propuse pentru

evaluarea rezistenței la rupere prin fluaj a produselor din oțeluri termorozistente au fost sintetizate în fig.3.10. Din parcurgerea lor se observă că pentru aplicarea metodei propuse este necesar să se precizeze :



- valoarea indicatorului de fiabilitate;
- natura legii de repartiție a mărimilor caracteristice ale elementelor sau structurii mecanico sollicitate la fluaj.

Aspectele menționate mai sus cu referire la factorii de material care fac obiectivul prezentei lucrări vor fi

Fig. 3.10. Elementele caracteristice ale metodei propuse de autor

analizate în paragrafele următoare.

3.4. Valoarea indicatorului de fiabilitate al elementelor sau structurilor mecanice

Stabilirea unui domeniu valoric optim pentru indicatorii de fiabilitate ai elementelor sau structurilor mecanice solicitate în condiții de fluaaj constituie o preocupare permanentă și continuă a factorilor care răspund de proiectarea, realizarea, exploatarea și supravegherea funcționării în condiții de siguranță a acestor structuri mecanice.

În baza datelor existente privind valoarea defiaibilității operaționale sau efective la beneficiar a componentelor clasice ale recipientelor sub presiune și ale cazanelor de abur (tamburi, virole, țevi, conducte) [24, 78, 80, 120], autorul consideră că elementele sau structurile mecanice solicitate la fluaaj trebuie să prezinte o valoare pentru probabilitatea de apariție a ruperii prin fluaaj (defiaibilitatea nominală) de $1 \cdot 10^{-3}$ - $1 \cdot 10^{-5}$ (0,1% - 0,001%) după 100.000 h de funcționare la parametrii nominali. Acest lucru este confirmat de datele prezentate într-o serie de lucrări. Astfel, G. Mize [80] în baza datelor VdTUV pentru durate de 10^5 h a calculat probabilități de avarie de ordinul a $1 \cdot 10^{-3}$ (0,1%) pentru tamburii cazanelor de abur și respectiv de $2 \cdot 10^{-3}$ (0,2%) pentru vasele de presiune. Montagnani și Putzeys [78] consideră că pentru componentele clasice solicitate la fluaaj ale blocurilor termoenergetice este suficient dacă probabilitatea de apariție a ruperii este mai mică de $1 \cdot 10^{-2}$ (1%), iar H. Jetter [120] stabilește pentru ansamblul încălzitor-vaporizor al cazanelor de abur probabilitatea de avarie de $1 \cdot 10^{-4}$ (0,01%) tot pentru durata de funcționare de 10^5 h.

Una din lucrările de sinteză cu privire la fiabilitatea recipientelor sub presiune și a cazanelor de abur (tamburi și virole) este lucrarea lui J.R. Engel [24], care se bazează pe statisticile de avarie din perioada 1942-1972 furnizate de VdTUV, ACRU, DEI-TVA, IREZIA și ADMA. Studiul făcut a permis să se constate că, în ansamblu, pentru 10^5 h de funcționare probabilitatea de rupere a variat între $0,3 \cdot 10^{-4}$ și $0,6 \cdot 10^{-5}$. Prin extrapolarea datelor Engel ajunge la concluzia

că, pentru componentele centralelor nucleare, această probabilitate trebuie să fie cu un ordin de mărime mai mică.

Corectările făcute de autor [54, 73] au arătat că la dimensionarea, în baza metodei de calcul existente, a țevilor din oțel termorezistent destinate industriei termoelectrice se admite o probabilitate de apariție a ruperii prin fluaj (defiabilitate preliminară) de $1 \cdot 10^{-4}$ (0,01%) pentru o durată de calcul de 10^5 h. Aceste rezultate confirmă pentru condițiile existente în țara noastră datele avansate în lucrarea [24].

3.5. Legea de repartiție a mărimilor caracteristice de material

Alegerea logii de repartiție se face în baza testării datelor experimentale. În general, atunci când defectele apărute se datorează reducerii în timp a capacității de rezistență a elementelor datorită condițiilor de exploatare sau încercare, la evaluarea indicatorilor de fiabilitate se aplică modelele bazate pe repartițiile normală, exponențială sau Weibull [4, 23, 63, 68, 81, 92].

În cadrul unor programe de verificări efectuate cu menținerea constantă a factorilor de sarcină, duratele la care s-au înregistrat defecte de material au admis o distribuție Weibull [14, 46, 95, 111, 117]. Astfel, după [80] duratele până la apariția unor fisuri la tamburii cazanelor de abur cu presiune ridicată din R.F.G., controlate de TÜV, admit o repartiție Weibull (fig. 3.11) având următoarele valori ai parametrilor $\gamma = 0$, $\beta = 2,7$, $\eta = 74.000$ h, $\bar{T} = 69.000$ h. Modelul Weibull este aplicat și la prelucrarea rezultatelor încercărilor la fluaj efectuate în vederea evaluării durabilității unui aliaj pe bază de zirconiu utilizat în centralele atomoelectrice [2].

Cama largă de valori pe care o poate avea parametrul de formă β conferă repartiției Weibull un caracter de

generalizare, ceea ce permite experimentatorului o elasticitate mare în adecvarea acestui model la un eșantion de date experimentale. Astfel, s-a demonstrat matematic, că diferitele repartiții continue din teoria probabilităților cu o largă aplicare la modelarea datelor experimentale, sînt cazuri particulare ale modelului Weibull. De exemplu, pentru $\beta = 1$ densitatea

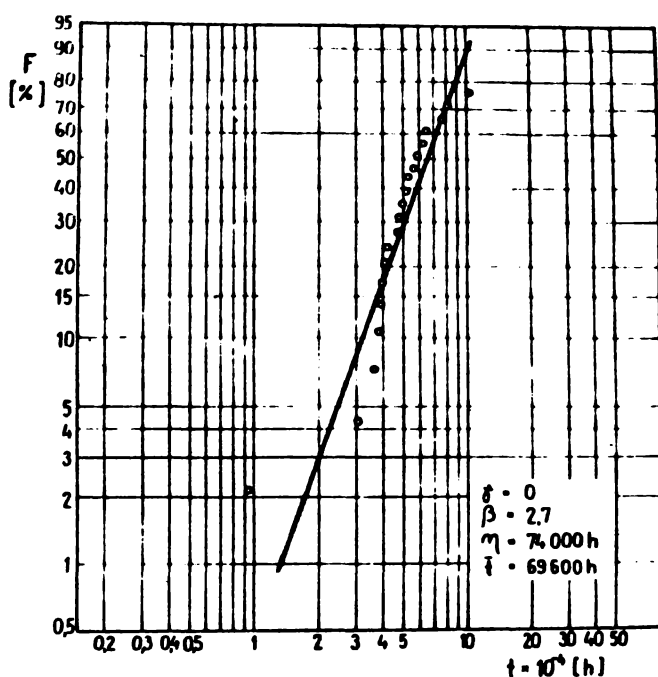


Fig. 3.11. Funcția de repartiție a duratelor pînă la apariția fisurilor la tamburii cazanelor de abur [80]

de repartiție Weibull coincide cu aceea a repartiției exponențiale, $\beta = 2$ definește densitatea de repartiție a populației Rayleigh, iar $\beta = 3,40$ definește repartiția unei populații normale [40, 46, 58]. Aceste constatări confirmă părerea exprimată de V.J. Ravnitz [101] care consideră modelul Weibull drept "o densitate de repartiție potențial universală pentru cercetători și ingineri".

Rezultatele prelucrărilor proprii asupra duratelor de rupere prin fluaj pentru mai multe mărci de oțel, obținute dintr-un program de experimentări care a însumat peste $3 \cdot 10^6$ h încercare au orientat pe autor să adopte ca lege de repartiție a acestora modelul Weibull. Pentru exemplificare, în fig.3.12

[68] se prezintă grafic rezultatele obținute la prelucrarea datelor de fluaj ale oțelului carbon cu 0,20% C. Pentru fiecare

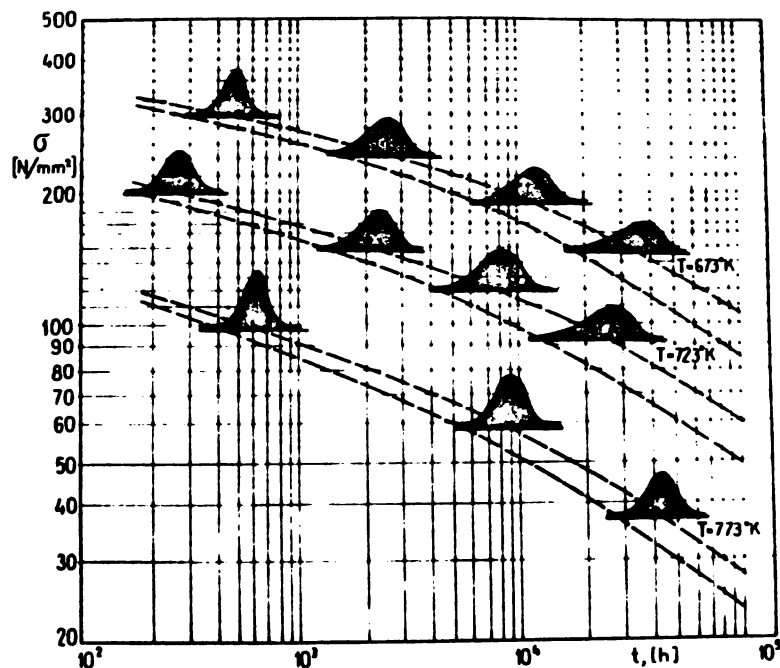


Fig. 3.12. Variația densității de repartiție a duratelor de rupere la fluaj cu tensiunea și temperatura de încercare pentru oțelul carbon cu 0,20% [68]

condiție de încercare aplicată s-a definit funcția de densitate a duratelor de rupere prin fluaj. Alura diferită a acestora evidențiază variația parametrului de formă β cu tensiunea și respectiv temperatura de încercare.

Un alt aspect important rezultat în urma testării datelor de fluaj corespunzător unor durate de încercare mari și foarte mari este acela că pentru o marcă de oțel parametrii distribuției Weibull nu sînt mărimi constante, ci depind de nivelul tensiunii și temperaturii de încercare, respectiv, de timpul mediu de rupere la fluaj. Deși în norme de material se precizează o abatere limită constantă de $\pm 20\%$ față de valoarea medie a rezistenței la fluaj, testările făcute de autor [73, 74, 76] au pus în evidență faptul că dispersia rezultatelor experimentale ale încercărilor la fluaj crește odată cu scăderea tensiunii,

respectiv a temperaturii de încercare. În fig. 3.13 [74] se prezintă curba de regresie a tensiunii cu durata de încercare la temperatura de 793°K pentru oțelul 16Mo3. În diagramă se precizi-

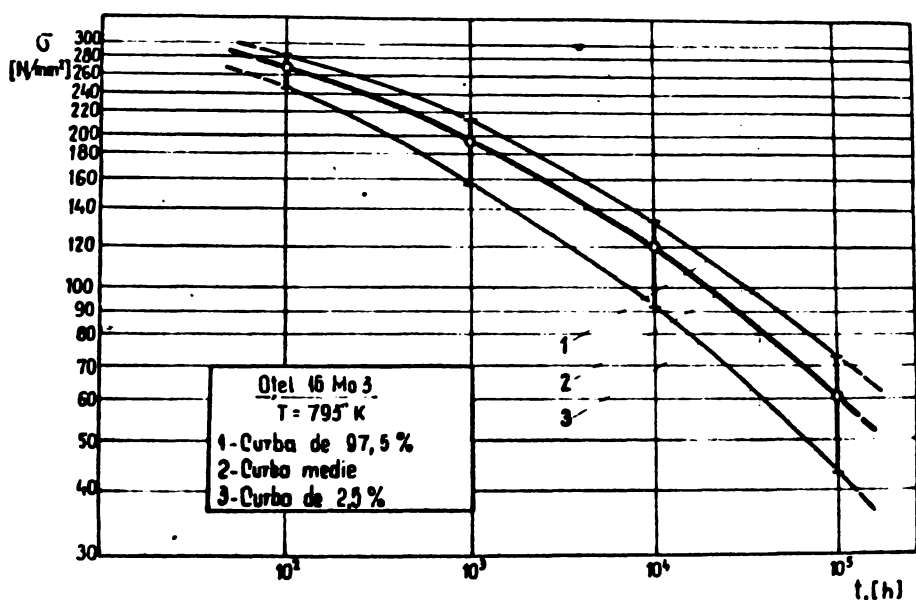


Fig. 3.13. Curba de regresie și intervalul de variație a duratelor de rupere prin fluaj pentru oțelul 16Mo3 încercat la temperatura de 793°K [74]

zează intervalul de variație a duratelor de rupere la fluaj corespunzător unui nivel de semnificație de 95%. Coeficienții curbelor de regresie definite conform relației (3.4) au următoarele valori :

	Curba 1	Curba 2	Curba 3
a_0	2,502320	2,503892	2,469012
a_1	0,042899	0,036851	0,063896
a_2	-0,033870	-0,035852	-0,050884
Coeficient de corelație	0,999468	0,999582	0,996626

Se constată că :

a. curbile limită corespunzând unor probabilități de rupere de 2,5%, respectiv 97,5% sînt asimetrice față de curba medie, ceea ce evidențiază dispunerea după o lege de repartiție asimetrică atât a duratelor de rupere la fluaj care corespund unei tensiuni de încercare date cît și a tensiunilor de rupere la fluaj care corespund unei anumite durate de rupere;

b. cu creșterea duratei de încercare, dispersia rezultatelor experimentale se mărește. Astfel tensiunile care corespund rupei prin fluaj la o durată de 10^4 h variază între +13% și -22% din valoarea medie a tensiunii la durata respectivă iar la durata de 10^5 h între +20% și -34%;

c. valorile medii calculate ale tensiunilor de rupere pentru 10.000 h și respectiv 100.000 h nu diferă semnificativ de valorile rezistenței tehnice de durată prevăzute pentru oțelul respectiv în norma de material [91].

Datele prezentate confirmă alegerea legii de repartiție Weibull drept model de repartiție pentru studiul statistic al caracteristicilor de rezistență la fluaj ale produselor siderurgice. Pentru o mulțime statistică de date experimentale de fluaj, corespunzând unei mărci de oțel, identificarea parametrilor legii de repartiție și a mărimilor statistice care o definesc se poate face fie pe cale grafică, fie pe cale analitică.

3.5.1. Metoda grafică

Utilizarea metodei grafice cu scări funcționale caracteristice, în abscisă și ordonată, furnizează o cale practică, pentru analiza și interpretarea rezultatelor experimentale. O astfel de prezentare este utilă atunci cînd :

- numărul de date experimentale este redus ;
- este necesară o evaluare prealabilă a parametrilor în vederea organizării în continuare a programului de încercări experimentale.

Deoarece, de regulă nu se dispune de grafice de probabilitate tip Weibull, autorul a calculat, în baza relației (2.7), valorile funcției $F(t)$ în intervalul de probabilitate 0,00001 - 0,99999. În fig. 3.14 se prezintă grila

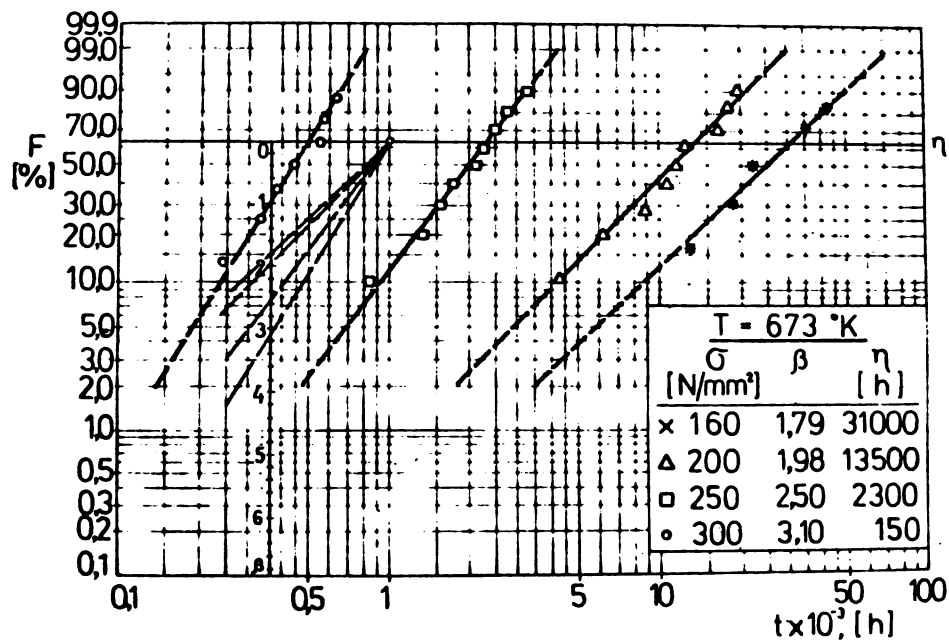


Fig. 3.14. Graficul Allen - Plait pentru determinarea parametrilor unei repartiții Weibull

rezultată, pentru intervalul de probabilitate 0,001-0,999, cu ajutorul căreia se determină direct valorile parametrilor unei populații statistice definite de o repartiție Weibull.

Modul de utilizare a diagramei este arătat în fig. 3.14 unde, pentru exemplificare, se prezintă grafic rezultatelor încercărilor la fluaj pentru oțelul carbon cu 0,20% C la temperatura de 673^oK și diferite tensiuni de încercare. Duratale de rupere la fluaj au fost preluate după [25]. Astfel, parametrul $\gamma = 0$, deoarece în diagrama Weibull valorile duratelor de rupere la fluaj, pentru fiecare din condițiile de încercare, se dispun aproximativ după o dreaptă. Valorile pentru η se citesc la intersecția dintre dreapta definită de valorile experimentale și ordonată corespunzătoare lui $F = 63,2\%$.

Pentru aflarea valorilor lui β se trasează, prin punctul $\eta = 1$, dropte paralele cu droptele experimentale iar la intersecția acestora cu scara lui β , se citesc valorile parametrului. Pentru cazul analizat, valorile obținute pentru β și η sînt prezentate în fig. 3.14.

Mărimile statistice care definesc repartiția populației analizate (valoarea medie, funcția de densitate, abaterea standard, etc) se calculează cu relațiile prezentate în anexa I. Se menționează faptul că, pentru ușurarea calculului, valorile funcției de densitate și respectiv ale funcției de repartiție sînt tabelate, pentru diferite valori ale lui β și $\eta = 1$ [1].

3.5.2. Metoda analitică

Așa cum s-a arătat, pentru determinarea caracteristicilor de fluaj ale unui oțel se încearcă la fiecare nivel de tensiune și temperatură un lot de probe din oțelul respectiv. Fie "n" volumul de selecție pentru fiecare condiție de încercare și t_i ($i = 1; 2 \dots n$) valorile de selecție ale duratei de rupere prin fluaj. Funcția de verosimilitate a populației statistice este dată de produsul funcțiilor de densitate de probabilitate a repartiției [95]. Explicînd funcția de densitate de repartiție (v. anexa I - tabelul 1) obținem :

$$L_n = \prod_{i=1}^n \frac{\beta}{\alpha} \cdot t_i^{\beta-1} \cdot e^{-\frac{t_i^\beta}{\alpha}} \quad (3.8)$$

unde

$$\alpha = \eta^\beta \quad (3.9)$$

Se logaritmează expresia (3.8) și se notează :

$$\ln[\ln(L_n)] = H_n \quad (3.10)$$

se obține :

$$H_n = n \cdot \ln \frac{\beta}{\alpha} + (\beta - 1) \cdot \ln t_i - \frac{1}{\alpha} \sum_{i=1}^n t_i^\beta \quad (3.11)$$

Valorile parametrilor α și β se determină din condiția ca funcția de verosimilitate H_n să fie maximă, ceea ce conduce la sistemul de ecuații :

$$\frac{\partial H_n}{\partial \alpha} = 0 ; \quad \frac{\partial H_n}{\partial \beta} = 0 \quad (3.12)$$

Ecuațiile (3.12) se numesc ecuații de verosimilitate, iar soluțiile sistemului de ecuații sînt estimații de verosimilitate maximă [95].

Derivata parțială a ecuației (3.11) în raport cu parametrul α este :

$$\frac{1}{\alpha^2} \sum_{i=1}^n t_i^\beta - \frac{n}{\alpha} = 0 \quad (3.13)$$

de unde :

$$\alpha = \frac{\sum_{i=1}^n t_i^\beta}{n} \quad (3.14)$$

Înlocuind pe α cu expresia din relația (3.9) rezultă :

$$\eta = \left[\frac{\sum_{i=1}^n t_i^\beta}{n} \right]^{1/\beta} \quad (3.15)$$

Ecuația (3.15) permite estimarea parametrului de scară reală η , dacă se cunosc valorile de selecție ale duratei pînă la rupere prin fluaj, volumul de selecție și valoarea parametrului de formă a repartiției acestora.

Pentru calculul parametrului β se înlocuiește valoarea lui α din expresia (3.14) în relația (3.11) și se obține :

$$H_n = n \left[-1 + \ln(n\beta) - \ln \left(\sum_{i=1}^n t_i^\beta \right) + (\beta - 1) \sum_{i=1}^n (\ln t_i) \right] \quad (3.16)$$

Pentru un șir de valori discrete ale lui β se calculează valorile corespunzătoare ale funcției H_n . Valoarea estimată a parametrului de formă β corespunde valorii maxime a funcției H_n .

Determinarea pe cale analitică a parametrilor repartiției Weibull presupune un volum mare de calcule. Precizia acestora trebuie să fie ridicată, întrucît rezultatele se exprimă prin numere zecimale la care prima cifră semnificativă are ordinul 10^{-3} - 10^{-5} . Aspectele menționate evidențiază utilitatea rezolvării problemei cu ajutorul calculatorului în baza unui program de calcul. În același timp se observă că în concordanță cu datele de sinteză prezentate în cap. 3.4, parametrii repartiției Weibull nu sînt măriri independente sau fixe, ci prezintă o variație continuă în corelație cu factorii de solicitare.

Soluția propusă de autor pentru rezolvarea problemei se prezintă în capitolul următor.

3.6. Metoda propusă de autor pentru calculul parametrilor repartiției Weibull

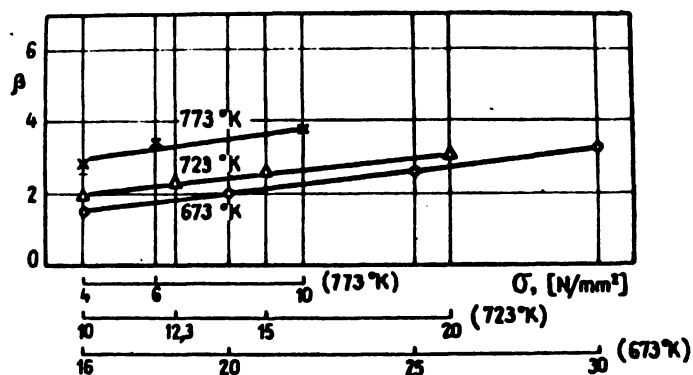
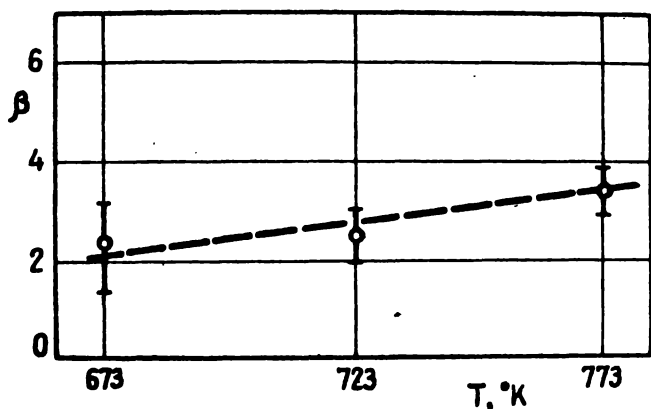
3.6.1. Parametrii repartiției Weibull

Parametrul de formă β este o mărime adimensională care definește alura curbelor de densitate ale repartiției Weibull. Prelucrarea datelor experimentale de fluaj din mai multe mărci de oțel termorezistent a pus în evidență existența unei corelații între parametrul de formă β și condițiile de încercare la fluaj. Astfel, în fig. 3.15 [68], se prezintă rezultatele obținute de autor privind variația lui β cu temperatura, și respectiv, tensiunea de încercare la fluaj, pentru un oțel carbon cu 0,20% C cu duratele de încercare efective cuprinse între $1 \cdot 10^2$ și $9 \cdot 10^4$ h. Constatările făcute au permis autorului să definească o corelație multiplă între valorile parametrului β calculat din repartiția duratelor pînă la rupere prin fluaj și condițiile de încercare (tensiune, temperatură),

de forma :

$$\beta = a_0 + a_1 \sqrt{\sigma} + a_2 T_i$$

(3,17)



a

b

Fig. 3.15. Variația parametrului β cu factorii de solicitare la fluaj pentru oțelul carbon cu 0,20% C [68]

a - variația cu temperatura
b - variația cu tensiunea

Astfel, de exemplu, pentru produsele din oțel carbon cu 0,20% C ecuația obținută este :

$$\beta = 2,938750 + 0,054845\sqrt{\sigma} + 0,016855 T_i \quad (3.18)$$

Parametrul de scara reală η are aceeași unitate de măsură ca și variabila alături de care (durata de rupere la fluaj). Valoarea acestui parametru este funcție de condițiile de încercare la fluaj (tensiunea și temperatura de încercare), astfel că admite o corelație generală de forma :

$$\log \bar{\sigma} = \Phi(\eta; T) \quad (3.19)$$

Pro lucrarea făcută de autor pentru mai multe mărci de oțel arată că în coordonate $\log \eta - T^{\circ}K$, valorile lui η sînt

dispuse după izobare care formează un fascicol contrat în punctul de coordonate (T_a, η_a). Acoste constatări permit aplicarea relației parametrice Manson-Haferd la corelarea celor trei mărimi caracteristice, în forma :

$$\log \bar{\sigma} = a_0 + a_1 P + a_2 P^2 \quad (3.20)$$

în care P este parametrul de extrapolare Manson-Haferd dat de relația :

$$P = \frac{\log \eta - \log \eta_a}{T - T_a} \quad (3.21)$$

În fig. 3.16 [68] se prezintă pentru oțelul carbon

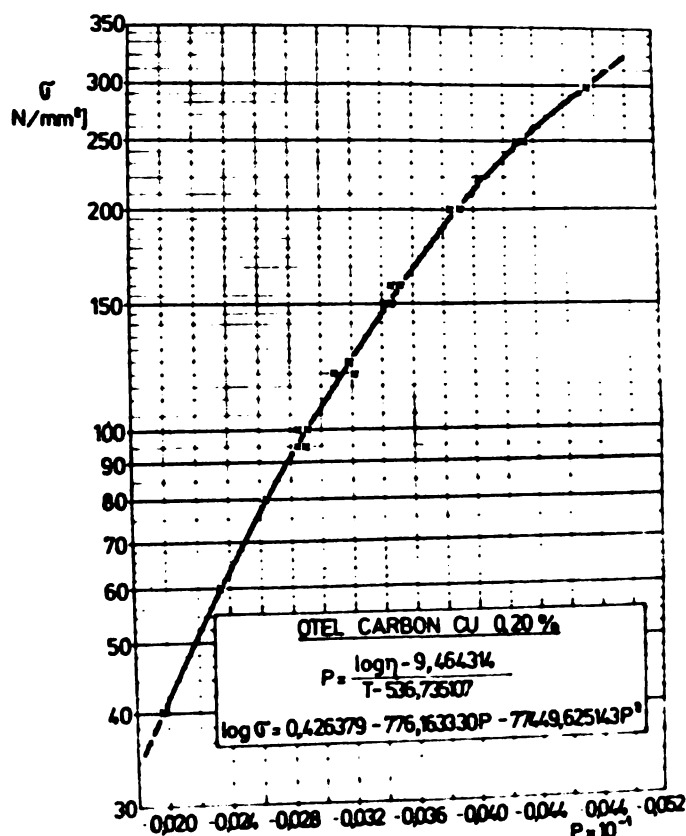


Fig. 3.16. Curba de bază a oțelului carbon cu 0,20% C, definită în baza prelucrării Weibull a datelor experimentale de fluaj

cu 0,20% C curba de corelație dintre tensiunea de încercare, temperatura și parametrul η .

Parametrul de origine γ se exprimă în aceleași unități de măsură ca și variabila aleatoare. El arată că între originea sistemului de axe de coordonate și valoarea γ nu

apar defecțiuni ale elementelor sau structurii mecanice analizate, funcțiile de densitate și de repartiție fiind nule.

De regulă pentru simplificare se admite ipoteza $\gamma = 0$ [1]. Această soluție a fost adoptată și de autor pentru cazul produselor din oțeluri pentru temperaturi ridicate.

3.6.2. Schema logică a programului de calcul

Programul de calcul are ca scop :

- determinarea parametrilor repartiției Weibull pentru condițiile de tensiune și temperatură la care s-au executat încercările ;

- determinarea valorilor medii ale rezistenței tehnice de durată, valori care urmează să fie cuprinse în norma de material ;

- calculul valorilor minime ale acestei caracteristici definite de limita inferioară a intervalului de încredere de 95% ;

- evaluarea probabilității de apariție a rupei prin fluaj.

Schema logică a programului principal de calcul (fig. 3.17), întocmit în baza algoritmului de calcul prezentat în eq. 3.5.2, cuprinde următoarele etape :

- testarea legii de repartiție a duratelor

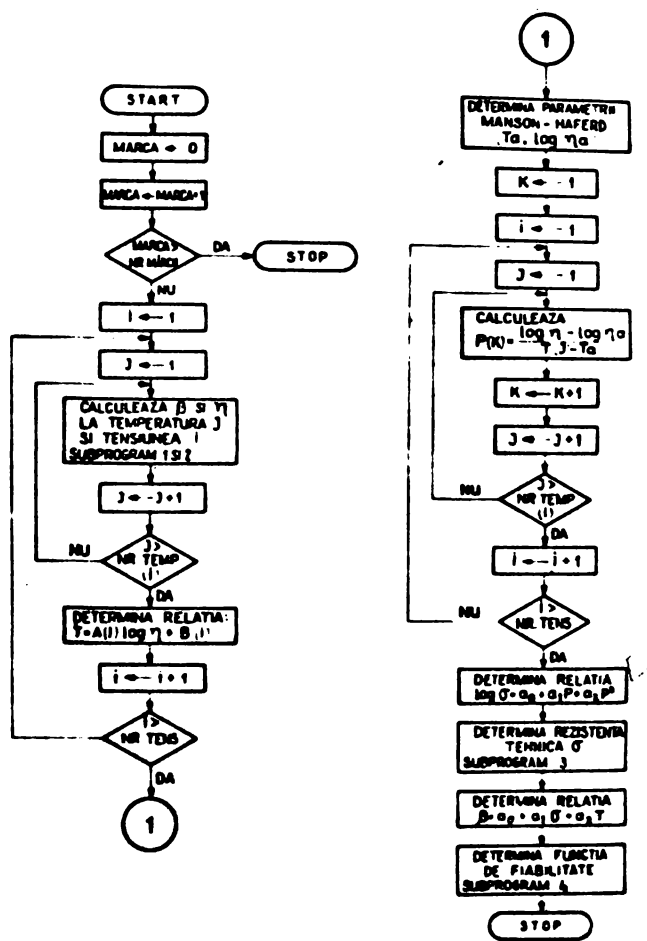


Fig. 3.17. Schema logică a programului principal de calcul

pînă la rupere prin fluaj în baza testului Kolmogorov-Smirnov ;

- calculul parametrilor repartiției duratelor pînă la rupere prin fluaj pentru fiecare condiție de încercare ;

- stabilirea corelației multiple între parametrul repartiției Weibull și condițiile de încercare ;

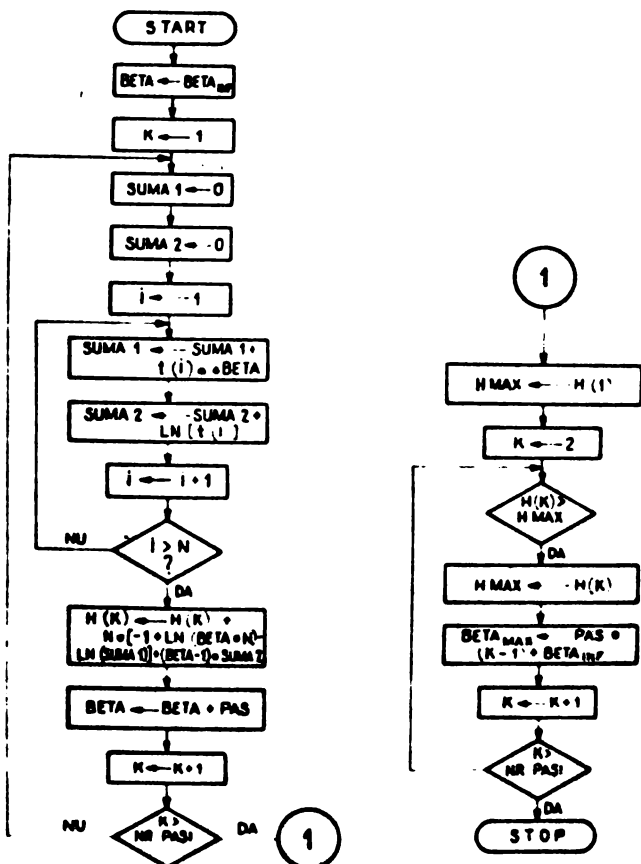
- calculul valorilor pentru rezistența tehnică de durată ;

- calculul valorilor pentru probabilitatea de apariție a ruperii prin fluaj asociate rezistenței tehnice de durată determinată anterior ;

- trasarea curbelor de variație ale probabilității de apariție a ruperii prin fluaj cu tensiunea de încercare la diferite nivele de temperatură și durate de 10.000 h și respectiv 100.000 h.

Numărul mare de operații cuprinse în schema logică

a programului din fig.3.17 a determinat pe autor să prezinte în mod separat un număr de patru subprograme de calculator. Acestea au drept scop detalierea elementelor de nouitate introduse cu privire la metoda de interpretare propusă și cuprind următoarele :



- schema logică din subprogramul 1 (fig.3.18) prin care se determină valoarea parametrului de formă β a volumului de selecție pentru fiecare din condițiile de încercări ;

- schema logică din subprogramul 2

Fig. 3.18. Schema logică a subprogramului 1

(fig. 3.19) prin care se determină valoarea corespunzătoare a parametrului de scară reală η pentru fiecare din valorile calculate ale lui β ;

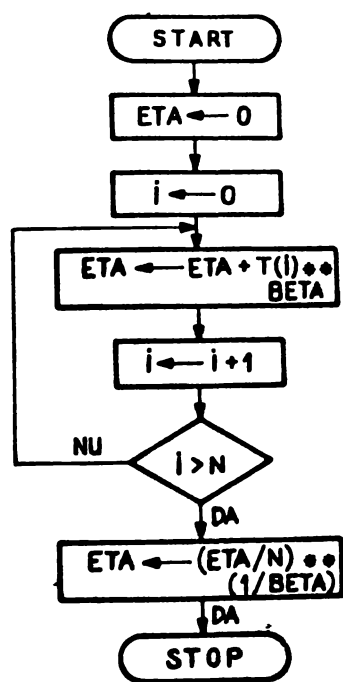


Fig. 3.19. Schema logică a subprogramului 2

- schema logică din subprogramul 3 (fig. 3.20) calculează valorile pentru tensiunea care produce ruperea prin fluaj a lotului de probe analizate după 10.000 h și respectiv 100.000 h din 10 în 10°C în intervalul de temperatură al mărcii de oțel ;

- schema logică din subprogramul 4 (fig. 3.21) calculează valorile pentru probabilitatea de apariție a ruperii prin fluaj corespunzătoare tensiunilor de rupere stabilite de sub programul 3.

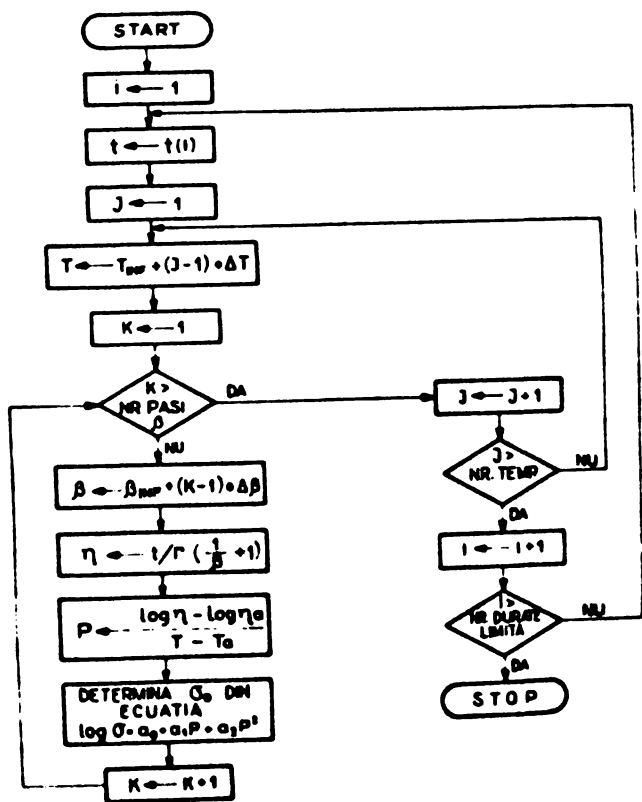


Fig. 3.20. Schema logică a subprogramului 3

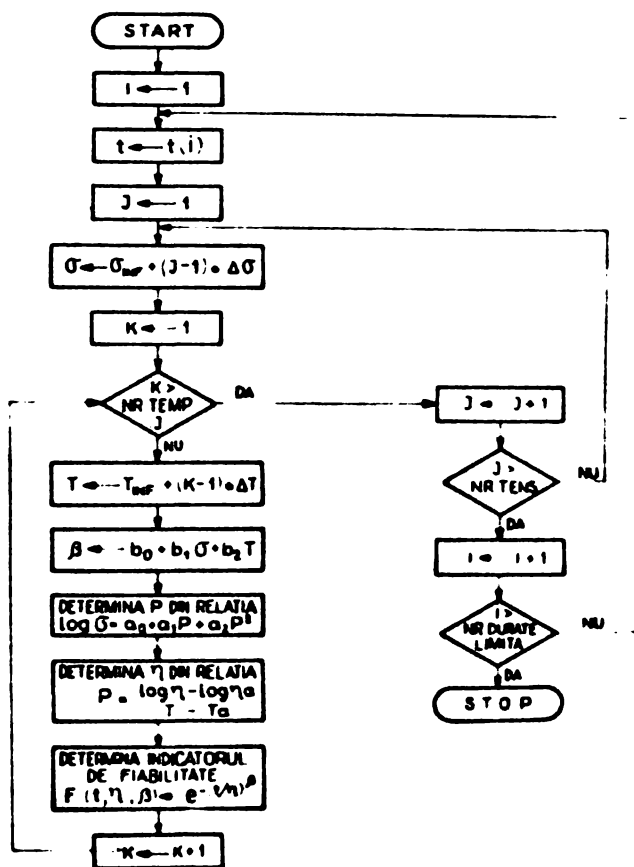


Fig. 3.21. Schema logică a subprogramului 4

CAPITOLUL IV

EVALUAREA FIABILITĂȚII PRODUSELOR DIN DOUA OȚELURI TERMOREZISTENTE ROMÂNESTI

4.1. Materialul de cercetare

Experimentările s-au efectuat pe țevi cu grosimea de perete cuprinsă între 4,0 și 31,0 mm, laminate la cald conform condițiilor din STAS 3478-79, din mărcile de oțel OLT45K și 14CrMo4 conform STAS 8184-77. Din fiecare marcă s-au încercat la fluaj câte 10 loturi de probe preluate din șarje de oțel diferite. Rezultatele analizelor și încercărilor efectuate sînt prezentate în anexa II, în care sînt date :

Tabelul 1 - dimensiunea probelor, tratamentul termic aplicat și rezultatele analizelor de compoziție chimică

Tabelul 2 - analiza metalografică și rezultatele încercărilor mecanice de recepție

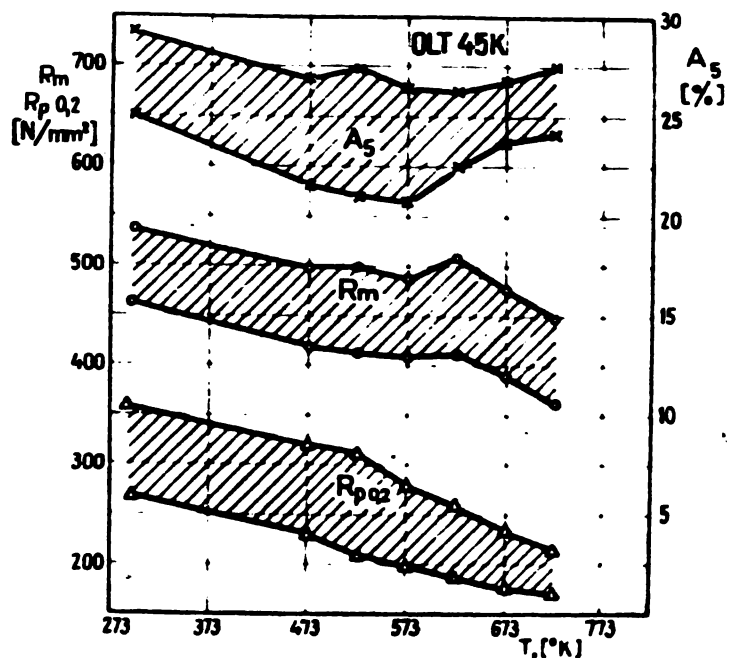
Tabelul 3 - limita de curgere la cald în domeniul de temperaturi $473^{\circ}\text{K} \dots 773^{\circ}\text{K}$ ($200^{\circ}\text{C} \dots 500^{\circ}\text{C}$)

Tabelul 4 - rezultatele încercărilor de rușore prin fluaj

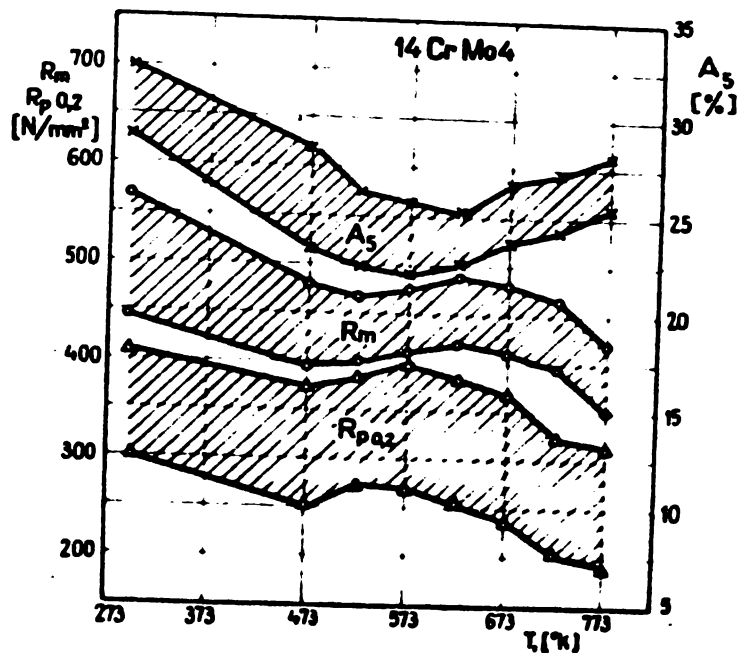
În fig. 4.1 (a și b) sînt prezentate diagramele de variație cu temperatura a caracteristicilor mecanice de tracțiune, iar în fig. 4.2 (a și b) microstructurile caracteristice ale produselor din cele două mărci de oțel.

Rezultatele obținute atestă faptul că produsele din oțelurile studiate corespund prevederilor STAS 8184-77 și respectiv STAS 3478-79.

./.



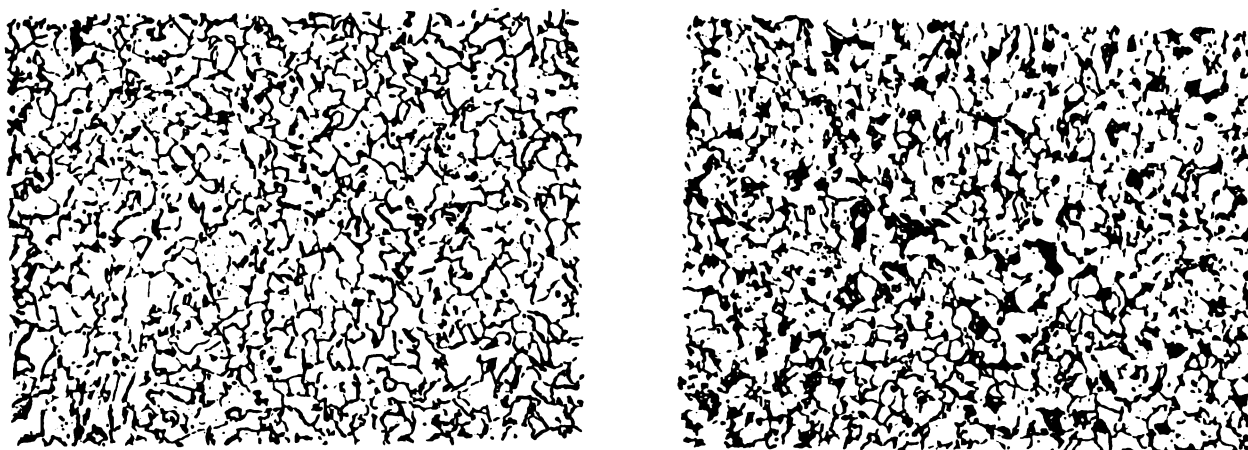
a



b

Fig. 4.1. Variația caracteristicilor mecanice de recepție cu temperatura pentru produsele din oțel marca :

- a. OLT45K
- b. 14CrMo4



a
Atac nital 2%
x100

b
Atac nital 2%
x100

Fig. 4.2. Microstructură caracteristică pentru produsele din oțel marca :

- a. OLT45K
- b. 14CrMo4

4.2. Metodica de cercetare

Programul de încercări la fluaj prevăzut în normele existente [42, 43] pentru calculul proprietăților de fluaj ale oțelurilor pentru temperaturi ridicate satisface din punct de vedere al numărului de probe, volumul de date necesar aplicării metodologiei de prelucrare și interpretare propusă de autor. Conform acestui program, în vederea determinării caracteristicilor de fluaj ale produselor din oțel utilizate la temperaturi ridicate, se prevede efectuarea de încercări pe probe preluate din minimum 8 șarje diferite din aceeași marcă de oțel. Încercările se efectuează la 4-5 nivele de temperatură astfel alese, încât să se acopere domeniul de temperaturi de utilizare recomandat pentru marca respectivă de oțel. La fiecare nivel de temperatură se încearcă un număr minim de 5-6 epruvete, solicitate la tensiuni astfel alese, încât să conducă la ruperi prin fluaj cuprinse între câteva ore și câteva mii de ore (minimum 10.000 h).

./.

Condițiile tehnice de executare a încercărilor la fluaj sînt conforme cu prevederile din STAS 8894-71.

Autorul consideră că încercările cu durate mai reduse de 100 h nu sînt semnificative, deoarece nu evidențiază transformările microstructurale care au loc în cursul desfășurării fenomenului de fluaj astfel că acestea au fost eliminate din volumul de date experimentale.

Încercările la fluaj s-au efectuat pe epruvete normale avînd dimensiunile conform STAS 8894-71. Condițiile de încercare la fluaj (tensiune, temperatură) au fost stabilite astfel, încît să cuprindă întreg domeniul de temperaturi de utilizare al fiecărei mărci de oțel și să conducă la durate efective de rupere prin fluaj și de ordinul a $2 \cdot 10^4$ h. Acest program de încercări a permis extrapolarea rezultatelor experimentale la durate de 200.000 h [43].

Problele din oțel OLT45K au fost încercate la tensiuni cuprinse între 39,2 - 225,4 N/mm² (10 tensiuni de încercare) și temperaturi cuprinse între 653°K...893°K (380°C ... 620°C), încercările efectuîndu-se cu precădere în domeniul de temperaturi 653°K-773°K (380°C-500°C). Probele din oțel 14CrMo4 au fost încercate la tensiuni cuprinse între 49,0-343,0 N/mm² (8 tensiuni de încercare și temperaturi cuprinse în intervalul 733°K-913°K (460°C-640°C). Încercările s-au efectuat cu precădere în domeniul de temperatură 753°K - 853°K (480°C-580°C).

În tabelul 4.1 se prezintă datele de sinteză privind volumul încercărilor efectuate pentru cele două mărci de oțel analizate.

Tabelul 4.1

Marca de oțel	Numărul de probe rupte în intervalul (h)						Total	
	< 10 ²	10 ² .. 10 ³	10 ³ .. 5.10 ⁵	5.10 ⁵ .. 10 ⁴	10 ⁴ .. 2.10 ⁴	> 2.10 ⁴	număr probe	ore încercare
OLT45K	32	124	73	34	24	2	289	933219
14CrMo4	6	93	90	40	31	2	262	1002609

./.



Prelucrarea datelor experimentale s-a făcut prin metoda clasică și prin metoda propusă de autor. La prelucrarea prin metoda clasică, s-a aplicat relația parametrică de extrapolare Manson-Haferd, a cărei schemă logică de calcul, întocmită de autor, a fost prezentată în fig. 3.1. Pentru stabilirea valorilor coordonatelor punctului de concurență al familiei de izobare, s-au luat în calcul numai tensiunile la care s-au făcut încercări la fluaj la minimum trei temperaturi.

În cazul metodei de prelucrare și interpretare a datelor experimentale de rupere prin fluaj propusă de autor, s-a determinat repartiția Weibull pe întreg domeniul de temperaturi și tensiuni de încercare acoperit prin programul de experimentări.

Deoarece s-a dispus de încercări cu durate de rupere efective de cca $2 \cdot 10^4$ h, conform cu [42, 43] s-au calculat și rezistența la fluaj a oțelurilor pentru durata de $2 \cdot 10^5$ h.

4.3. Rezultatele obținute

4.3.1. Prelucrarea datelor experimentale prin metoda clasică

Datele experimentale au fost prelucrate în baza programului de calcul prezentat în cap. 3. Valorile cele mai probabile ale constantelor Manson-Haferd sînt date în tabelul 4.2.

Tabelul 4.2

Marca de oțel	Constante Manson - Haferd	
	$T_a, ^\circ K$	$\log t_a$
OLT45K	541,061523	9,334951
14CrMo4	490,326416	12,807167

Rezultă, conform relației (3.3) că parametrul Manson-Haferd are forma :

- pentru oțelul OLT45K :

$$P = \frac{\log t - 9,334951}{T - 541,061523} \quad (4.1)$$

- pentru oțelul 14CrMo4 :

$$P = \frac{\log t - 12,887167}{T - 498,326416} \quad (4.2)$$

Ecuațiile curbelor de bază ale oțelurilor studiate care, conform relației (3.4) exprimă legătura între tensiunea de rupere prin fluaj și parametrul Manson-Haferd sînt următoarele :

- pentru oțelul OLT45K :

$$\log \sigma = -2,051282 - 14,360718P - 42,539322P^2 \quad (4.3)$$

coeficient de corelație : 0,958319.

- pentru oțelul 14CrMo4 :

$$\log \sigma = -2,871963 - 267,225342P - 3314,666748P^2 \quad (4.4)$$

coeficient de corelație : 0,905941.

În fig. 4.3 (a și b) se prezintă curbele de bază obținute pentru cele două mărci de oțel analizate.

Valorile calculate pentru rezistența tehnică de durată în intervalul de temperaturi de utilizare pentru durata de 10.000 h, 100.000 h și 200.000 h sînt prezentate în anexa III- tabelul 1. În același tabel s-au menționat și abaterile, în procente, față de valorile caracteristicilor de marcă prevăzute în STAS 5134-77.

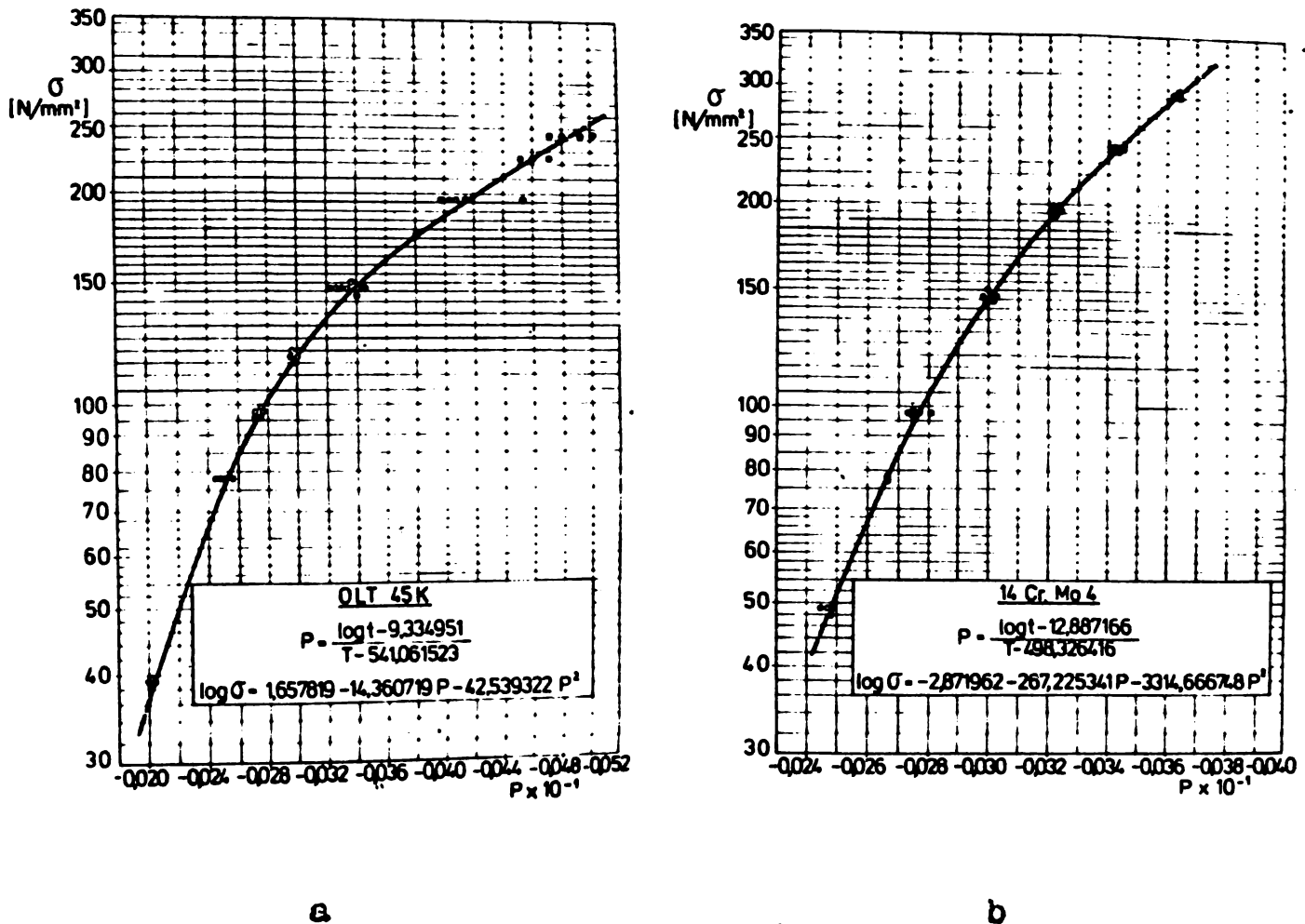


Fig. 4.3. Curba de bază conform metodologiei clasice pentru oțelul marca :
 a. OLT45K
 b. 14CrMo4

4.3.2. Prelucrarea datelor experimentale prin metoda propusă

În tabelul 2 anexa III se prezintă valorile parametrilor repartiției duratelor de rupere prin fluaj. Conform relației (3.17) ecuația de corelație multiplă dintre parametrul de formă β , tensiune și temperatura de încercare este :

- pentru oțelul OLT45K :

$$\beta = -3886695 + 0,011457\sigma + 0,006462T \quad (4.5)$$

- pentru oțelul 14CrMo4

$$\beta = -4,576331 + 0,007412\sigma + 0,008743T \quad (4.6)$$

Coeficienții familiei de drepte izobare conform ecuației (3.2) în care $\log t$ s-a înlocuit cu $\log \eta$ sînt prezenți în tabelul 4.3.

Tabelul 4.3

Marca de oțel	Tensiunea de încercare N/mm ²	Coeficienții dreptelor de regresie		Abaterrea standard	Coeficient de corelație
		a ₀	a ₁		
OLT45K	39,2	20,574460	-0,020464	0,009572	0,999767
	78,4	23,142761	-0,025267	0,081809	0,999063
	93,0	24,704950	-0,027971	0,049342	0,997647
	117,6	24,631714	-0,028575	0,012567	0,999792
	147,0	24,729973	-0,029652	0,028361	0,999478
	196,0	27,804627	-0,034943	0,020476	0,999679
	225,0	29,030463	-0,037624	0,040374	0,997853
	245,0	34,549065	-0,047016	0,040975	0,998587
14CrMo4	59,0	26,095306	-0,025570	0,020906	0,999332
	98,0	26,518205	-0,027243	0,025172	0,999357
	147,0	27,630263	-0,029594	0,035083	0,998208
	196,0	29,632827	-0,032964	0,034159	0,998051
	245,0	30,891128	-0,035295	0,027391	0,998984
	294,0	30,842269	-0,035900	0,004242	0,999974

În fig. 4.4 (a și b) se prezintă familia de izobare rezultată pentru fiecare marcă de oțel și sînt marcate punctele de concurență ale acestora. Valorile cele mai probabile ale constantelor Manson-Maferd sînt date în tabelul 4.4.

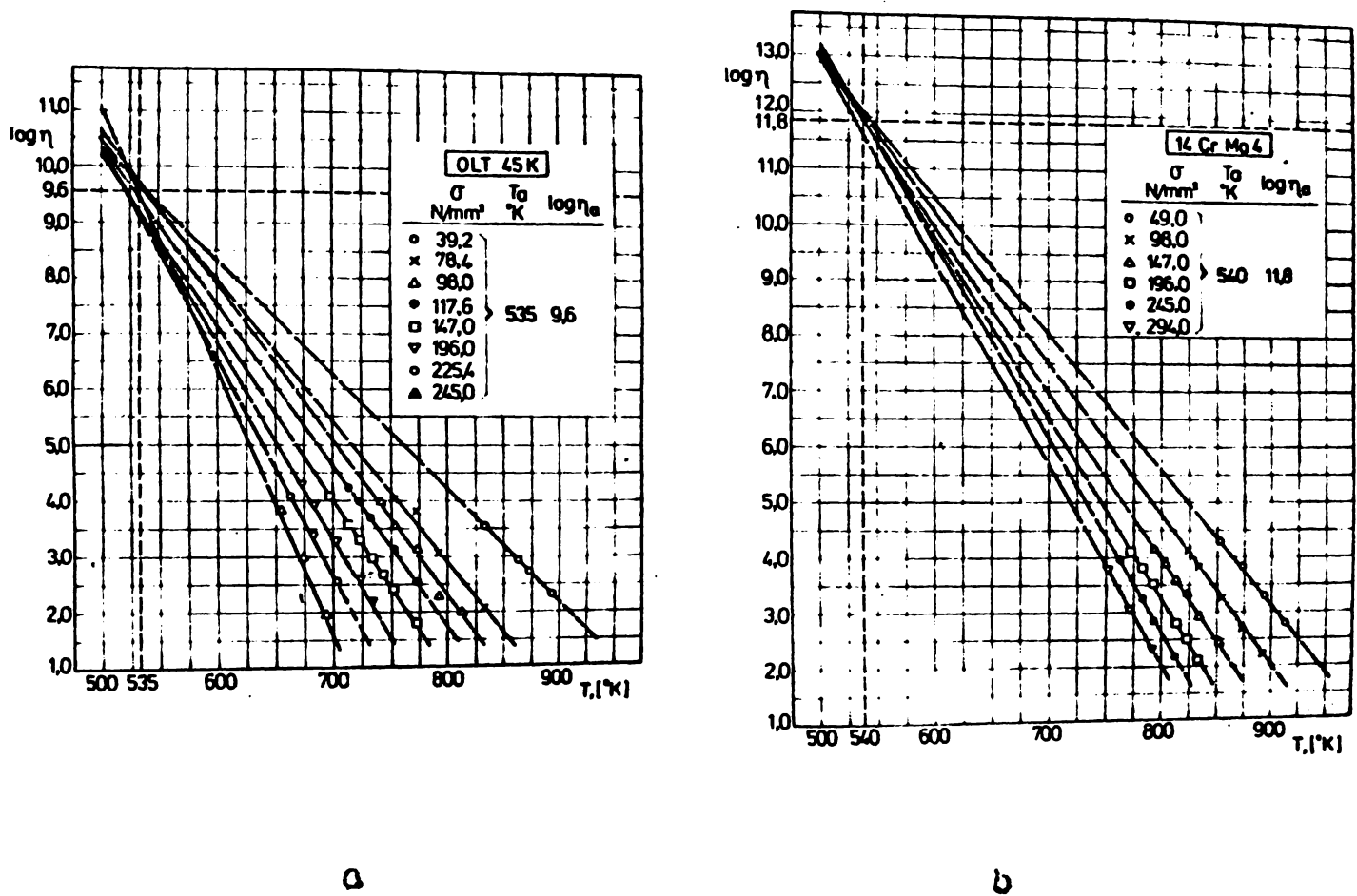


Fig. 4.4. Familia de drepte izobare Manson - Haferd pentru oțelul marca :

- a. OLT45K
- b. 14CrMo4

Taboulul 4.4

Marca de oțel	Constanta Manson - Haferd $T_0, ^\circ K$	$\log \eta_0$
OLT45K	534,633858	9,632826
14CrMo4	539,660644	11,843361

Rezultă conform relației (3.21) că parametrul Manson - Haferd are forma :

./.

- pentru oțelul OLT45K :

$$P = \frac{\log \eta - 9632826}{T - 534683838} \quad (4.7)$$

- pentru oțelul 14CrMo4 :

$$P = \frac{\log \eta - 11843361}{T - 539660644} \quad (4.8)$$

Ecuatiile curbelor de bază ale oțelurilor studiate care, conform relației (3.20), exprimă legătura între tensiunea de rupere la fluaj și parametrul Manson-Haferd sînt următoarele:

- pentru oțelul OLT45K :

$$\log \bar{\sigma} = -0,023685 - 99,863098P - 1063949951P^2 \quad (4.9)$$

coeficient de corelație : 0,964993

- pentru oțelul 14CrMo4 :

$$\log \bar{\sigma} = -2,113910 - 222,85775P - 2693,967295P^2 \quad (4.10)$$

coeficient de corelație : 0,974859

În fig. 4.5 (a și b) se prezintă curbele de bază rezultate pentru cele două mărci de oțel analizate.

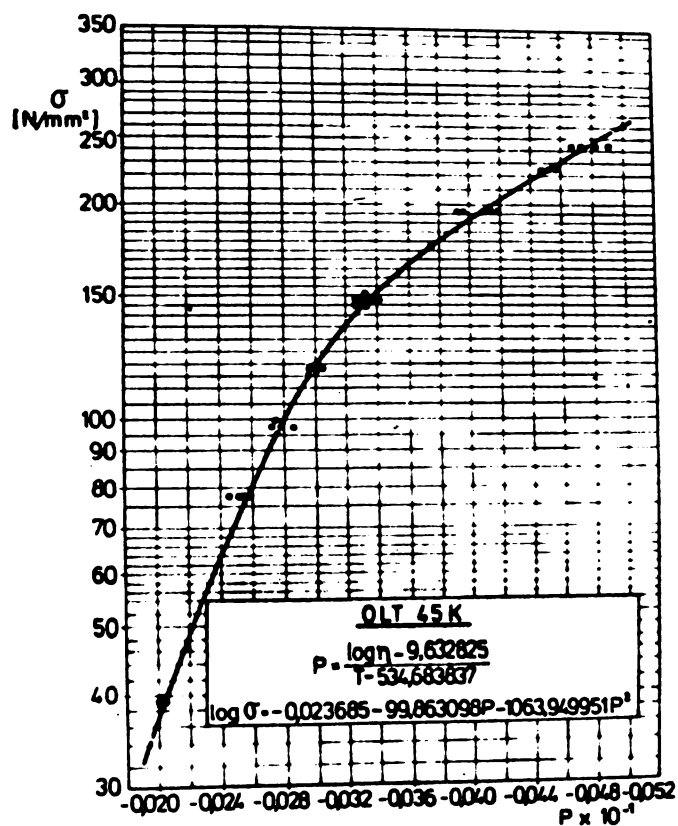
Valorile pentru tensiunea medie de rupere prin fluaj după 10.000 h, 100.000 h și 200.000 h, sînt prezentate în anexa III, tabelul 3. S-au calculat de asemenea abaterile, în procente, ale acestora față de valorile prevăzute de STAS 8134-77 pentru rezistența tehnică de durată a celor două mărci de oțel. În anexa III, tabelul 4 se prezintă valorile estimate pentru tensiunea minimă care produce ruperea prin fluaj, valori definite de limita inferioară a intervalului de încredere de 95%.

4.4. Analiza rezultatelor

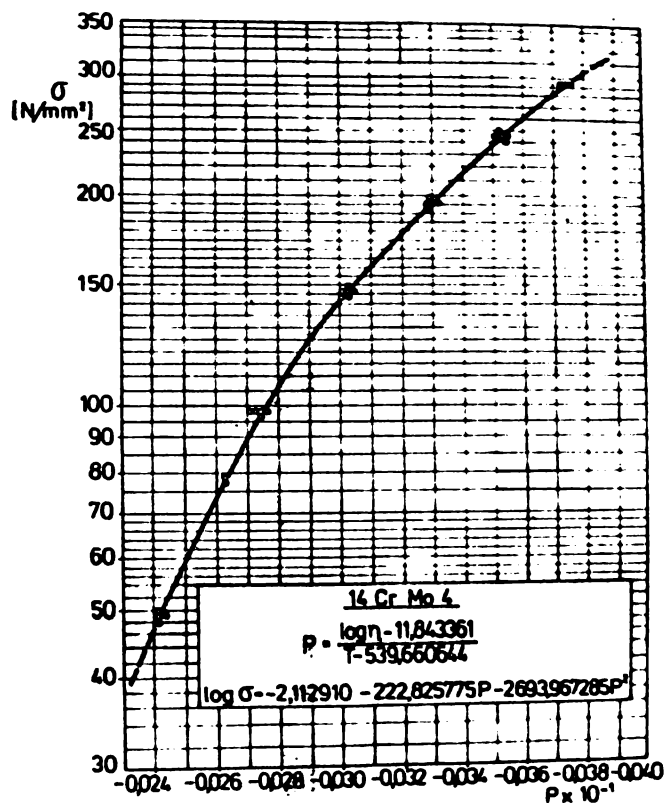
Rezultatele obținute la cele două mărci de oțel analizate permit să se facă următoarele constatări :

./.

a - datele experimentale de care s-a dispus sînt reprezentative atît din punct de vedere al valorilor obținute,



a



b

Fig. 4.5. Curba de bază conform metodologiei propusă de autor pentru oțelul marca :

- a. OLT45K
- b. 14CrMo4

cît și al volumului de încercări pentru fiecare din cele două mărci de oțel. Aceasta este evidențiată de abaterile față de valorile caracteristicilor de marcă, prevăzute pentru cele două oțeluri în STAS 8184-77, de pînă la 10% ;

b - duratele de rupere la fluaj pentru fiecare nivel de tensiune și temperatură formează populații statistice care admit repartiții de tip Weibull. Acestea pot fi definite prin doi parametri notați β și η ;

c - parametrul de formă β definește forma repartiției duratei de viață a unui oțel solicitat în condiții de

fluaj. Cu privire la valoarea acestui parametru se impun două observații și anume :

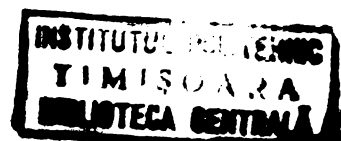
- pentru un oțel dat, parametrul β variază cu condițiile de solicitare, tensiunea de încercare avînd o influență mai puternică decît temperatura asupra dinamicii acestuia ;
- parametrul β variază cu factorii de material specifici mărcii de oțel studiate.

d - parametrul de scară reală η definește gradul de împrăștiere a duratelor de rupere prin fluaj. Asemănător parametrului β , parametrul η este dependent de condițiile de solicitare. Din prelucrarea rezultatelor obținute la cele două mărci de oțel studiate s-a constatat că :

- pentru valori date ale tensiunii de încercare, parametrul variază cu temperatura după o lege de tip Arrhenius. Acest lucru este evidențiat de faptul că, pentru întreaga gamă de tensiuni de încercare, s-au obținut valori peste 0,99 pentru coeficientul de corelație a izobarelor definite de ecuația (5.2) (v. tabelul 4.3) ;
- în coordonate $\log \eta - T^{\circ}K$ izobarele caracteristice unei mărci de oțel tind să formeze un fascicol de drepte concurente. Această particularitate corespunde ipotezelor de lucru ale metodei de extrapolare Manson-Hafner și evidențiază necesitatea calculului coordonatelor ($\log \eta_a ; T_2$), drept valorile cele mai probabile ale punctelor de concurență a familiei de izobare.

e - comparativ cu metoda clasică de prelucrare a rezultatelor de fluaj, noua metodologie propusă de autor prezintă următoarele avantaje :

- este aptă pentru prelucrarea statistică a rezultatelor experimentale de fluaj legea Weibull care este o lege de repartiție generală și permite accelerarea mai fidelă a unei funcții teoretice la specificul repartiției populației de date, decît legea de repartiție normală folosită curent ;



- permite determinarea constantelor de extrapolare pe baza unor calcule de optimizare care au în vedere tendința de evoluție a întregii populații de date de care se dispune pentru o marcă de oțel. În cadrul acestei prelucrări, o importanță deosebită o prezintă cunoașterea legilor de variație a parametrilor caracteristici β și η cu condițiile de solicitare.

f - avantajele aplicării noii metode la determinarea valorilor medii ale caracteristicilor de fluaj, cuprinse în prezent în standardele de material, se materializează în :

- posibilitatea creșterii preciziei calculului, în special în cazul duratelor de extrapolare mari. Astfel se observă că abaterile față de valorile standardizate ale valorilor determinate pentru caracteristicile de fluaj sînt mai mici la noua metodă comparativ cu cea clasică. De exemplu, abaterea maximă a valorilor pentru caracteristicile de fluaj calculate prin metoda propusă de autor este de +7,41% pentru oțelul OLT45K și de -7,30% pentru oțelul 14CrMo4 față de abateri de +9,26% și respectiv de -10,00%, obținute în cazul aplicării metodei clasice ;
- posibilitatea de a reduce volumul încercărilor de laborator necesare stabilirii nivelului calitativ al producției dintr-o anumită perioadă de timp (de exemplu produsele realizate într-un an) și încadrarea acestora în valorile de rezistență la fluaj prevăzute în norma de material. Pentru realizarea acestei verificări, ar putea să fie suficientă prelucrarea rezultatelor la fluaj de la un singur nivel de încercare (tensiune, temperatură), și verificarea încadrării valorilor obținute pentru parametrii β și η în condițiile stabilite pentru oțelul respectiv. Această simplificare metologică este condiționată de culegerea unui volum mai mare de date privind comportarea oțelurilor pentru temperaturi diferite în domeniul de tensiuni și temperaturi studiate în lucrarea c.

5 - noua metodă de prelucrare a datelor experimentale de fluaj permite stabilirea parametrilor legii de repartiție a întregului ansamblu de date de care se dispune pentru o marcă de oțel. În aceste condiții, este posibilă adoptarea conceptelor fiabiliste la determinarea caracteristicilor de material și corelarea superioară a acestora cu condițiile efective de solicitare din exploatare. Aceste aspecte fac obiectul analizei din paragraful următor.

4.5. Fiabilitatea produselor siderurgice Diagrame caracteristice de fiabilitate ale mărcilor de oțel OLT45K și 14CrMo4

Pentru calculul valorilor indicatorului de fiabilitate - probabilitatea de apariție a ruperii prin fluaj - a produselor din oțeluri pentru temperaturi ridicate, așa cum s-a arătat la punctul 3.3., este necesar să se cunoască :

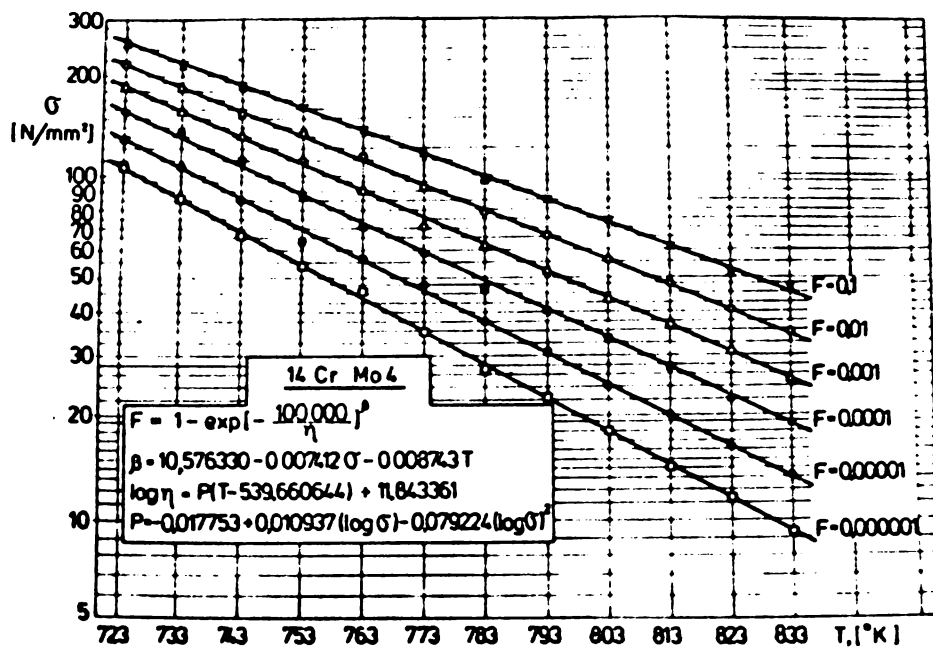
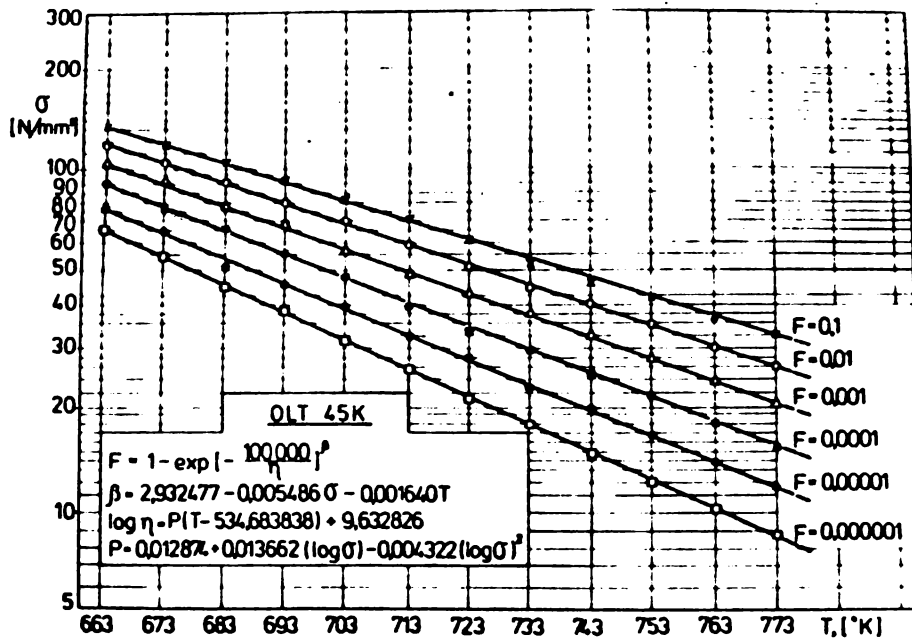
- valorile medii ale rezistenței la fluaj pentru durata de calcul și temperatura precizată conform relației (3.12)

- valorile parametrilor β și η din ecuațiile (3.15) și (3.16) care definesc repartiția duratelor până la rupere prin fluaj :

- valoarea factorilor $\log \eta_a$ și T_0 specifici mărcii de oțel studiate.

Metodologia de determinare a acestor mărimi și valorile caracteristice pentru oțelurile studiate, rezultă din cap. 4.4. Așa cum s-a arătat, pentru o funcționare în condiții de siguranță la parametri nominali timp de 100.000 h, o construcție mecanică solicitată la fluaj trebuie să prezinte o probabilitate de apariție a ruperii prin fluaj (defiabilitatea nominală) cuprinsă între $1 \cdot 10^{-3}$ - $1 \cdot 10^{-5}$ (0,1% - 0,001%). Rezultă că, pentru utilitate practică, este necesar să se calculeze indicatorul de fiabilitate corespunzător acestui domeniu de valori, carele obținute definesc diagrama caracteristică de fiabilitate a produselor din oțelul analizat.

In baza considerațiilor prezentate mai sus, s-au calculat tensiunile care în domeniul de temperaturi uzuale ale celor două mărci de oțel analizate asigură după o durată de 100.000 h, valori precizate pentru indicatorul de fiabilitate. In baza lor, s-au trasat diagramele caracteristice de fiabilitate ale oțelurilor OLT45K și 14CrMo4 la durată de 100.000 h din fig. 4.6 (a și b).



Diagramele caracteristice de fiabilitate au utilitate în faza de proiectare a elementelor sau structurilor mecanice care lucrează în condiții de fluaj. Ele evidențiază domeniul recomandat de tensiuni și temperaturi de utilizare a produselor dintr-o marcă de oțel care asigură realizarea unei structuri mecanice cu o siguranță dată în funcționare. Astfel, dacă se consideră pentru mărcile de oțel analizate domeniul de temperaturi de utilizare recomandat prin norma de material, din diagrama caracteristică de fiabilitate, se pot stabili tensiunile maxime care asigură realizarea unor valori cuprinse între 1.10^{-3} - 1.10^{-5} pentru indicatorul de fiabilitate. În tabelul 4.5 se prezintă tensiunile rezultate la fiecare marcă de oțel analizată, pentru durate de utilizare de 100.000 h.

Tabelul 4.5

Marca de oțel	Temperatura de utilizare °K (°C)	Tensiunea maximă [N/mm ²] pentru 100.000 h de utilizare, corespunzând unei valori a indicatorului de fiabilitate de :	
		1.10^{-3}	1.10^{-5}
OLT45K	653 (390)	103	72
	773 (500)	21	12
14CrMo4	723 (450)	187	129
	833 (560)	25	13

Este evident faptul că, odată cu creșterea temperaturii de utilizare a elementului de construcție tensiunea maximă admisă este mai mică. Cunoașterea acestei corelații permite proiectantului să decidă în funcție de elementele de calcul de care dispune (durata de viață a construcției, tensiunea și temperatura de calcul, importanța construcției și valoarea indicatorului de fiabilitate a acestuia) asupra dimensiunii de

produs și a mărcii de oțel adecvată pentru construcția mecanică pe care o realizează.

Diagramele caracteristico de fiabilitate oferă proiectantului un criteriu valoric pentru alegerea tensiunii admisibile de calcul, care asigură realizarea valorii dorite pentru indicatorul de fiabilitate. Pentru exemplificare, se analizează proiectarea unei structuri mecanice realizate din oțel 14CrMo4, pentru care temperatura de calcul este de 775°K (500°C). Se cere să se asigure o valoare a indicatorului de fiabilitate de $1 \cdot 10^{-4}$ după o utilizare de 100.000 h. Din diagrama caracteristică a oțelului dată în fig. 4.6 b, rezultă că tensiunea din elementele structurii mecanice analizate trebuie să fie de maximum 59 N/mm^2 . În cazul unei temperaturi de utilizare de 753°K (480°C) tensiunea nu trebuie să depășească 88 N/mm^2 .

Datele prezentate confirmă faptul că indicatorul de fiabilitate definit, probabilitatea de apariție a ruperii prin fluaj, reprezintă o caracteristică de material care evidențiază mai sintetic decât tensiunea admisibilă comportarea unui produs din oțel în timpul utilizării la temperaturi ridicate. Acest fapt este confirmat de rezultatele obținute pe cele două mărci de oțel analizate, prin care se evidențiază valorile indicatorului de fiabilitate în funcție de principalii factori care determină apariția și dezvoltarea fenomenului de fluaj (factori de solicitare și respectiv factori de material). Curba caracteristică de fiabilitate a unei mărci de oțel permite deci evaluarea riscului de apariție a ruperii prin fluaj. Prin folosirea indicatorului de fiabilitate se pot stabili limitele maxime acceptate ale factorilor de solicitare (tensiuni, temperatură) pentru produsele dintr-o marcă de oțel, respectiv se poate face o alegere adecvată a mărcii de oțel.

Rezultă că probabilitatea de apariție a ruperii prin fluaj este o mărime fundamentală de proiectare, care conduce la o alegere judicioasă a oțelului ce urmează să fie folosit și permite realizarea unei corelații optime între performanțele calitative ale produsului și condițiile de solicitare la care acestea trebuie să facă față în construcțiile mecanice

și instalațiile care lucrează la temperaturi ridicate.

Modul concret de aplicare a indicatorului de fiabilitate la proiectarea sau verificarea construcțiilor mecanice sau a instalațiilor solicitate la fluaj este prezentat în capitolul următor.

CAPITOLUL V

UTILIZAREA INDICATORILOR DE FIABILITATE AI PRODUSELOR SIDERURGICE LA ALEGEREA MARCII DE OTEL SI VERIFICAREA COMPORTARII DE DURATA A INSTALATIILOR SOLICITATE LA FLUAJ

Caracteristicile convenționale de rezistență la fluaj corelate cu încercările curente de recepție sînt în măsură să asigure controlul operativ și eficient al calității produselor siderurgice destinate utilizării la temperaturi ridicate pe durate mari. Ele nu permit însă decît rezolvarea cu aproximație a problemelor privind alegerea oțelurilor pentru temperaturi ridicate fără a evalua siguranța pe care acestea o prezintă în timpul exploatării față de ruperea prin fluaj. Cunoașterea legii de variație a caracteristicii de rezistență la rupere prin fluaj a oțelului la o gamă largă de condiții de solicitare face posibilă aprecierea mai exactă a pericolului de amorsare și de propagare a ruperii prin fluaj.

În cadrul acestui capitol, se va arăta modul în care trebuie folosiți indicatorii de fiabilitate ai produselor siderurgice la definirea domeniului de utilizare a oțelurilor pentru temperaturi ridicate, precum și la evaluarea siguranței în funcționare a instalațiilor sub presiune care lucrează la temperaturi ridicate. Se vor analiza două cazuri și anume :

- proiectarea instalațiilor noi ;
- verificarea instalațiilor care au fost utilizate pînă la limita duratei de viață proiectată (100.000 h) sau peste aceasta.

5.1. Proiectarea instalațiilor care lucrează la temperaturi ridicate

Exploatarea în condiții de siguranță a oricărei

construcții inginerești impune realizarea unui domeniu de siguranță între parametrul de încărcare efectivă a materialului și performanțele de care acesta este capabil. In cele ce urmează se vor analiza particularitățile de comportare a oțelurilor pentru temperaturi ridicate în acest domeniu, care poate să ofere rezerve de valorificare superioară a metalului.

Datele de la care se pornește sînt următoarele :

- factorii de material care definesc legea de repartiție a rezistenței tehnice de durată ($\sqrt{r/100.000}$) ;
- factorii de încărcare și regim de funcționare (σ , T, t) ;
- indicatorul de fiabilitate al construcției (F) care s-a considerat egal cu $1.10^{-3} - 1.10^{-5}$ (0,1%-0,001%) după 10^5 h de utilizare.

Se consideră cazul a două elemente tubulare ale cazanului de abur de 1035 t abur/oră realizate din oțel 14CrMo4 la care se cunosc următoarele :

a) Caracteristici de proiectare

	Elementul 1	Elementul 2
- diametrul exterior (mm)	31,8	-
- diametrul interior (mm)	-	250
- presiunea internă nominală (ata)	203,5	201
- presiune de calcul (ata)	223,5	221
- temperatura fluidului ($^{\circ}$ K)	742	741
- adaosul de temperatură	60	25
- temperatura de calcul ($^{\circ}$ K)	802	766
- durata de calcul (h)		100.000

b) Caracteristici de material la temperatura de 802 $^{\circ}$ K și 766 $^{\circ}$ K

	Elementul 1	Elementul 2
- rezistența tehnică de durată (N/mm^2)	77	150
- parametrul de formă β	2,0	2,4
- parametrul de scară reală η , (h)	112701	110059

În baza acestor date, conform metodologiei actuale de proiectare, pentru un coeficient de siguranță egal cu 1,5 s-a determinat :

	Elementul 1	Elementul 2
- rezistența admisibilă (N/mm^2)	51,3	100
- grosimea de perete calculată (mm)	5,5	29,1
- grosimea de perete adoptată (mm)	6,0	34,0

Rezultă că tensiunea efectivă din cele două elemente este :- pentru elementul 1 : $\sigma_{ef} = 42,7 N/mm^2$

- pentru elementul 2 : $\sigma_{ef} = 62,6 N/mm^2$

Din diagrama caracteristică de fiabilitate a oțelului 14CrMo4 (fig. 4.6 b) rezultă că probabilitatea de rupere la fluaj după 100.000 h de funcționare este :

- pentru elementul 1 : $F < 1 \cdot 10^{-3}$ (0,1%)

- pentru elementul 2 : $F < 1 \cdot 10^{-6}$ (0,001)

Valorile calculate ale probabilităților de rupere la fluaj se determină cu relația (2) din anexa I. Acestea sînt:

- pentru elementul 1 : $F = 3,46 \cdot 10^{-4}$

- pentru elementul 2 : $F = 2,45 \cdot 10^{-7}$

Rezultă că, din punct de vedere fiabilist, elementul 1 a fost corect dimensionat, iar elementul 2 a fost supra-dimensionat, ceea ce are ca dezavantaje :

- creșterea greutateii pe unitatea de putere instalată și implicit un preț de cost mai ridicat ;

- tensiuni suplimentare mai mari datorită creșterii diferențelor de temperatură pe grosimea peretelui conductelor.

Rezolvarea problemei privind proiectarea judicioasă a elementului 2 se poate face pe două căi, și anume :

1. În cazul în care dimensionarea conductei este determinată de condițiile constructive ale instalației termo-

energetice, se va alege un oțel dintr-o clasă de calitate inferioară oțelului 14CrMo4, de exemplu oțelul 16Mo3 conform STAS 3134-77. Avînd un grad de aliere mai redus, noul produs, va avea și un preț de cost mai scăzut.

2. În cazul în care nu sînt condiții dimensionale restrictive, dimensionarea se face în funcție de valoarea minimă a caracteristicii de fluaj. Pentru oțelul 14CrMo4 din tabelul 4 - anexa III se determină, prin interpolare, pentru durata de 100.000 h și temperatura de 766°K o valoare de 128 N/mm².

Comparativ cu valoarea rezistenței admisibile definite conform metodologiei de calcul existente, valoarea rezistenței admisibile calculată în ipoteza mai sus menționată echivalează cu o reducere a coeficientului de siguranță clasic cu cca 20%.

Calculîndu-se grosimea de perete a conductei, în această ipoteză, rezultă :

- grosimea de perete calculată (mm)	23,6
- grosimea de perete adoptată (mm)	24,0

Tensiunea efectivă din peretele conductei este de 112 N/mm². Aceasta conduce la o valoare de $9,5 \cdot 10^{-4}$ pentru probabilitatea de rupere la fluaj după 100.000 h de utilizare, valoare situată în limitele specificate pentru indicatorul de fiabilitate al instalației analizate.

Exemplul de calcul de mai sus evidențiază avantajele utilizării indicatorului de fiabilitate drept mărime fundamentală de calcul în proiectarea structurilor solicitate la fluaj.

Astfel, în cazul produselor siderurgice cu pereți groși (conduțe de abur sau apă caldă) a fost evidențiată posibilitatea reducerii grosimii peretelui acestora. Aceasta are implicații economice deosebite, deoarece conduce la reducerea consumului de metal și, respectiv, a greutății agregatului. În cazul analizat se apreciază că este posibilă o reducere a grosimii de perete a elementului cu 20-30%.

5.2. Verificarea capacității de rezistență a instalațiilor sub presiune care și-au epuizat durata de viață calculată

Conform metodologiei de lucru existente în vederea evaluării întregului potențial de rezistență de care sînt capabile oțelurile utilizate în instalațiile termoelectrice, la atingerea duratei de exploatare de 100.000 h, durată pentru care s-au proiectat elementele respective, se realizează un program de analize și încercări în baza căruia se determină capacitatea restantă de rezistență la fluaj a acestora. Se admite funcționarea în continuare a elementelor respective pentru o durată suplimentară de 20.000 h dacă la temperatura de utilizare a instalației este îndeplinită condiția :

$$\sigma_{r/20.000} \geq \sigma_{r/100.000} \quad (5.1)$$

unde :

- $\sigma_{r/20.000}$ - este rezistența la fluaj pe durata de 20.000 h a oțelului utilizat ;
- $\sigma_{r/100.000}$ - rezistența la fluaj pe durata de 100.000 h a oțelului conform normei de material.

Se precizează faptul că, în baza metodologiei existente privind proiectarea instalațiilor termoelectrice, valoarea caracteristicii de fluaj a oțelului conform normei de material, a stat la baza calculului de dimensionare a produselor respective în faza de proiectare a instalației. Admiterea unei valori inferioare pentru caracteristica de fluaj a oțelului conductelor utilizate conduce la obținerea unor valori inferioare pentru rezistența admisibilă de calcul.

După epuizarea duratei de prelungire acordate (20.000 h), programul de analize și încercări se repetă.

În practica industrială se întîlnesc relativ frecvent cazuri în care, în baza experienței acumulate privind comportarea în exploatare a oțelurilor pentru temperaturi ridicate,

s-a admis prelungirea repetată a utilizării unor elemente ale instalației termoenergetice cu 20% pînă la 80% peste durate de 100.000 h, cu toate că valoarea caracteristicii de fluaj pentru 20.000 h a oțelului produselor utilizate o durată egală sau mai mare de 100.000 h a fost inferioară valorii precizate de norma de material [2, 39, 53, 75, 96].

Aceste constatări pun în evidență carențele metodologiei existente, care nu oferă elemente de calcul în vederea evaluării gradului de siguranță pe care îl mai prezintă aceste produse în timpul exploatării lor peste durata de calcul. Pentru exemplificare se prezintă analiza efectuată pe materialul a două tronsoane luate din sistemul de conducte al unui agregat termoenergetic de 100 MW după o utilizare de cca 100.000 h (98903 h) [96]. Datele de care se dispune sînt următoarele :

a. Material :

- oțel 0,50% Cr, 1,0% Mo și 0,30% V
marca 15225 conform CSN 415225

b. Caracteristici constructive :

- | | |
|------------------------------------------|---------|
| - diametrul interior al conductelor (mm) | 181 |
| - grosimea de perete (mm) | 32 |
| - presiunea nominală a aburului(ata) | 140 |
| - temperatura aburului (°K) | 923 |
| - durata de exploatare (h) | 100.000 |

Conform calculului de verificare din proiect, tensiunea efectivă din sistemul de conducte analizat este de 46 N/mm^2 .

5.2.1. Interpretarea rezultatelor experimentale prin metodologia clasică

Conform instrucțiunilor ISCIR C 29-75 s-au efectuat următoarele analize și încercări :

- analiza chimică ;
- analiza microstructurală ;
- încercări de tracțiune și reziliență la temperatura ambiantă și la temperaturi ridicate ;
- încercări la fluaj.

Prelucrarea și interpretarea datelor experimentale a fost făcută conform metodologiei prevăzute în Instrucțiunile IICIR C 29-75. Pentru prelucrarea datelor de fluaj s-a aplicat metoda parametrică Larson-Miller folosind pentru constanta de extrapolare valoarea de 2σ [44].

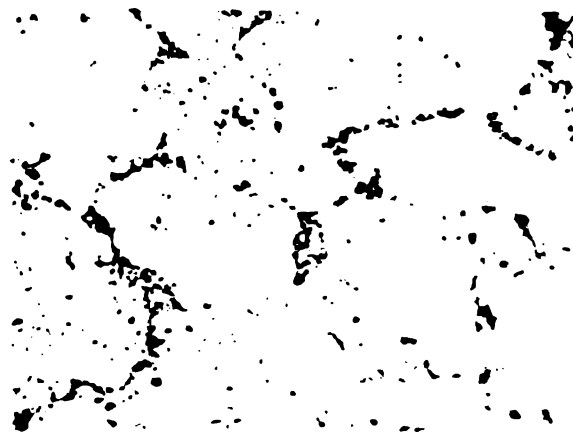
Analizele și încercările mecanice de scurtă durată au pus în evidență următoarele aspecte :

- probele prezintă modificări față de structura oțelului 15225 în stare de livrare. Acestea constau în disocierea avansată a constituenților proeutectoidici (perlită și bainită), astfel că structura este formată din ferită și precipitări de carburi în interiorul și la limita grăunților feritici (fig. 5.1). Punctajul grăunțului real este 8 (fig. 5.1 a). Pe unele porțiuni ale limitelor de grăunți carburile apar sub formă de lanțuri (fig. 5.1.b) ;



x100

Atac nital 2%



x1000

Atac nital 2%

Fig. 5.1. Microstructura produselor din oțel 15225 utilizate 100.000 h la 923°K și 46 N/mm^2
a. x 100 Atac nital 2%
b. x 1000 Atac nital 2%

- valorile pentru caracteristicile mecanice sînt mai

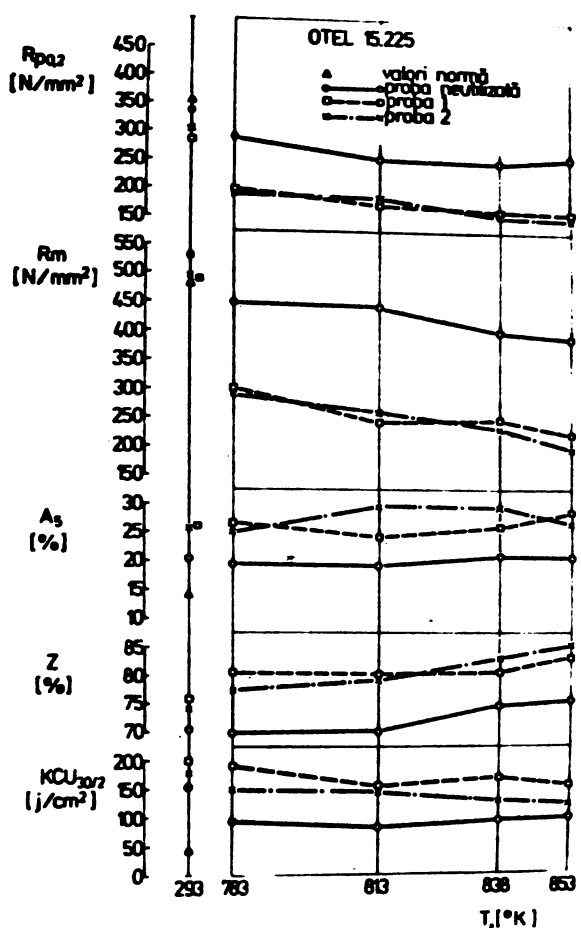


Fig. 5.2. Variația caracteristicilor mecanice ale oțelului 15225 cu temperatura de încercare

scăzute decât cele prevăzute în norma de produs pentru oțelul în stare de livrare (fig. 5.2).

În tabelul 1 din anexa IV se prezintă duratele pînă la rupere prin fluaj a probelor încercate în domeniul de temperaturi 753 - 953°K (480-680°C) și tensiuni cuprinse între 49 și 196 N/mm² (patru tensiuni de încercare) precum și valorile calculate ale parametrului Larson - Miller. Cu aceste valori s-a trasat curba de bază a oțelului analizat prezentată în fig. 5.3 a cărei ecuație este :

$$\log \bar{V} = -1,032962 + 0,449515 P - 0,014891 P^2 \quad (5.2)$$

Prin extrapolare s-a determinat că rezistența tehnică de durată a oțelului după o utilizare de 20.000 h (120.000 h) la temperatura de 823°K (550°C) este de 96,0 N/mm². Această valoare este inferioară valorii prevăzută în norma de produs pentru rezistența tehnică de durată a oțelului 15225 la temperatura de 823°K (550°C) și durata de 100.000 h ($\bar{V}_{r/100.000} = 102 \text{ N/mm}^2$). Rezultă că nu este satisfăcută condiția impusă de relația (5.1) și conform instrucțiunilor ISCIR C 29-75 conductele analizate nu mai pot fi utilizate în continuare peste durata de calcul (100.000 h).

5.2.2. Interpretarea rezultatelor prin metoda indicatorului de fiabilitate

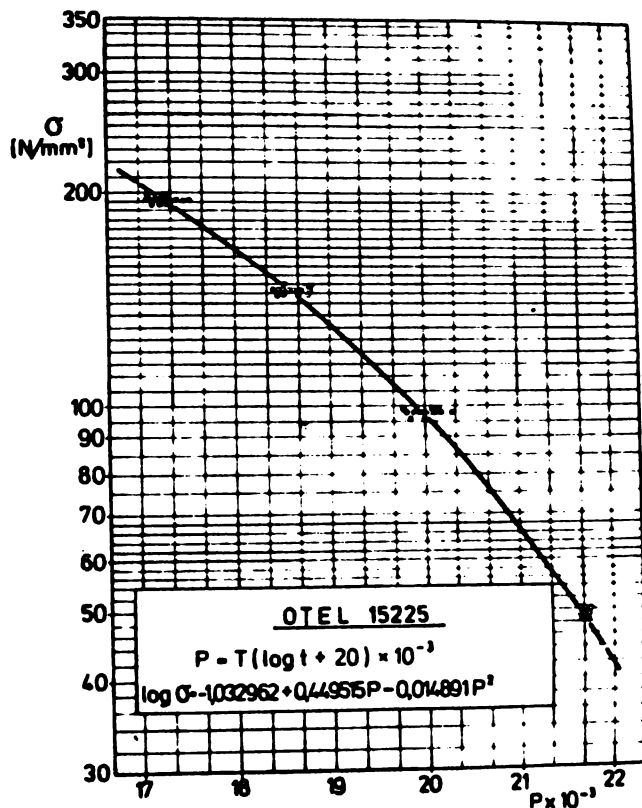


Fig.5.3. Curba de bază a oțelului 15225 utilizat ca 100.000 h, determinată conform metodologiei clasice

Aplicarea programului de calculator prezentat în cap.3 datelor experimentale obținute prin încercări de fluaj a probelor din cele două tronșoane de conductă analizate conduce la următoarele rezultate :

- ecuația de corelație multiplă dintre parametrul de formă β a repartiției duratelor de rupere prin fluaj și factorii de solicitare este :

$$\beta = -1,863867 + 0,013605 \bar{\sigma} + 0,002472 T \quad (5.3)$$

În tabelul 2 anexa IV se prezintă valorile parametrilor repartiției duratelor de rupere prin fluaj și valorile calculate ale parametrului de extrapolare Manson-Haferd.

- ecuația de corelație dintre logaritmul de rupere prin fluaj și parametrul de extrapolare Manson-Haferd (curba de bază a oțelului) este :

$$\log \bar{\sigma} = -2,026603 - 316,523926 P - 5794,863281 P^2 \quad (5.4)$$

unde :

$$P = \frac{\log \eta - 12,220293}{T - 411,747228} \quad (5.5)$$

In fig. 5.4 se prezintă curba de bază a oțelului 15225 utilizat cca 100.000 h în condiții de fluaaj :

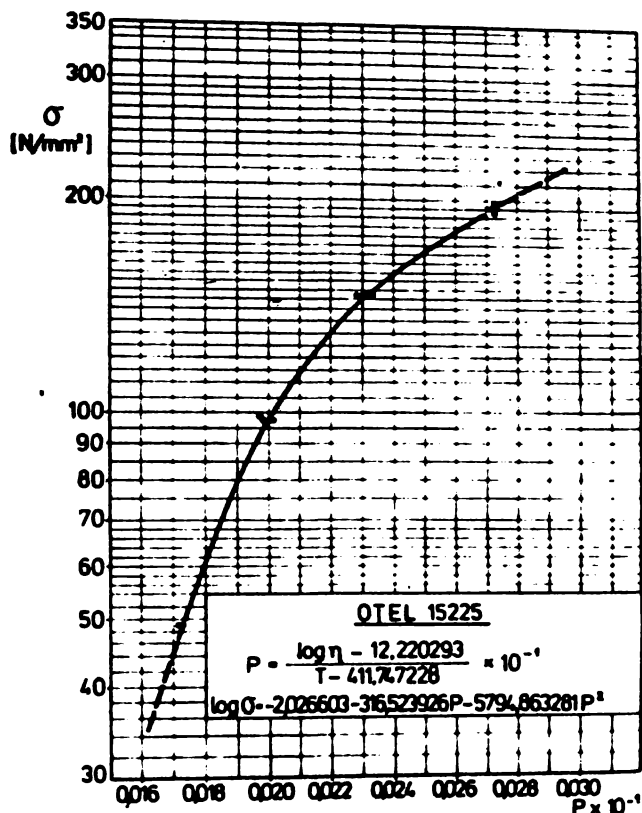


Fig. 5.4. Curba de bază a oțelului 15225 utilizat cca 100.000 h determinată conform metodei propusă de autor

- valorile medii estimate pentru tensiunea de rupere a materialului și respectiv valorile minime definite de limita inferioară a intervalului de încredere de 95% sînt prezentate în tabelul 5.1 ;

- valorile estimate ale indicatorului de fiabilitate după diferite durate de utilizare la temperatura de 823°K (550°C) și o tensiune efectivă în conductă de 46 N/mm² sînt prezentate în tabelul 5.2.

Tabelul 5.1

Durata de utilizare h	$\bar{\sigma}_{r/t}$ (N/mm ²)	
	valoarea medie	valoarea minimă
10.000	97	76
20.000	82	63
30.000	73	57
40.000	69	53

Tabelul 5.2

Durata de utilizare h	F (t)
10.000	$2,86 \cdot 10^{-5}$
20.000	$1,73 \cdot 10^{-4}$
30.000	$4,96 \cdot 10^{-4}$
40.000	$1,05 \cdot 10^{-3}$

Rezultatele obținute evidențiază faptul că oțelul din care sînt realizate conductele analizate va prezenta după o utilizare suplimentară de pînă la 40.000 h la temperatura de 823°K și tensiunea de 46 N/mm² următoarele caracteristici :

- valoarea medie a rezistenței tehnice de durată de 69 N/mm², valoare cu 150% mai mare decît tensiunea efectivă din conducte în timpul exploatării ;

- valoarea minimă a rezistenței tehnice de durată de 53 N/mm² cu 115% mai mare decît tensiunea efectivă din conducte ;

- valoarea probabilității de apariție a ruperii prin fluaj de $1,05 \cdot 10^{-3}$.

Aceste constatări permit să se aprecieze că sistemul de conducte aferent agregatului termoenergetic de 100 MW analizat mai poate fi utilizat o durată de cca 40.000 h (durata totală cca 140.000 h). Se menționează faptul că, în baza acestui mod de lucru conductele analizate au fost utilizate în continuare și au atins în prezent cca 115.000 h de funcționare la parametri nominali ai agregatului termoenergetic. Acest lucru a condus la obținerea în sistemul energetic a unei economii de peste 10 mil. lei.

Rezultă că aplicarea metodologiei de interpretare a datelor de fluaj propusă de autor, oferă un instrument de calcul pentru evaluarea riscului de apariție a ruperii prin

fluaj la elementele din instalațiile care și-au epuizat durata de utilizare.

Acest mod de lucru s-a aplicat în cazul a două blocuri termoelectrice din sistemul energetic național. Primul bloc de 100 MW a avut în momentul preluării tronșanelor de probă pentru analiză cca 100.000 h funcționare, iar cel de al doilea bloc de 50 MW cca 160.000 h. În ambele cazuri s-a constatat că este posibilă prelungirea utilizării materialului la parametri nominali de funcționare cu cca 40.000 h. Se menționează faptul că pînă în prezent conductele analizate au fost folosite suplimentar cca 15.000 h fără să prezinte dificultăți în exploatare.

Referitor la eficiența economică a acestor rezultate, se constată că prelungirea utilizării sistemului de conducte de la un bloc termoelectrice cu o putere instalată de 100 MW, conduce la economii în valoare de 10 mil. lei (costul materialului și a manoperei de înlocuire), precum și realizarea suplimentară a cca 140 mil. Kwh, prin eliminarea duratei de oprire a instalației pentru înlocuirea conductelor, care este de cca 60 zile.

C O N C L U Z I I

1. Ansamblul datelor cuprinse în lucrare confirmă posibilitatea asocierii unui indicator de fiabilitate mărimii care exprimă caracteristica de rezistență la fluaj a oțelurilor pentru temperaturi ridicate.

1.1. Probabilitatea de rupere la fluaj este o mărime care evidențiază influența factorilor de solicitare și de material asupra comportării în exploatare a produselor siderurgice din oțeluri pentru temperaturi ridicate.

Pentru valori date ale duratei de solicitare, curba de variație a probabilității de rupere la fluaj cu temperatura și tensiunea s-a numit curbă caracteristică de fiabilitate la fluaj. Această curbă poate fi exprimată analitic printr-o ecuație de tipul :

$$F(t) = e^{-\left(\frac{t}{\eta}\right)^\beta}$$

în care t (h) reprezintă durata de utilizare a produsului
 β - parametrul de formă, iar η - parametrul de scară reală a repartiției Weibull care definește populația statistică a duratelor de rupere la fluaj pentru un nivel de tensiune și o temperatură de încercare.

Valoarea probabilității de rupere la fluaj s-a definit ca indicator de fiabilitate la fluaj a produselor din oțel pentru temperaturi ridicate.

1.2. Mărimile β și η sînt factori de material dependenți de condițiile de solicitare la fluaj. Valoarea lor rezultă din relații de tipul :

$$\beta = a_0 + a_1 \bar{\sigma} + a_2 T$$

$$\log \eta = P(T - T_a) + \log \eta_a$$

În cadrul lucrării au fost studiate două mărci de oțel românești la care s-au determinat următoarele pentru β și η :

- pentru oțelul OLT45K

$$\beta = -3,886695 + 0,011457 \sigma + 0,006462 T$$
$$\log \sigma = P (T - 534,683838) + 9,632826$$

- pentru oțelul 14CrMo4

$$\beta = -4,576330 + 0,007412 \sigma + 0,008743 T$$
$$\log \sigma = P (T - 539,660644) + 11,843361$$

1.3. Referitor la dependența mărimilor β și η din ecuația curbei caracteristice de fiabilitate, de tensiune și temperatură se precizează următoarele :

a. Stabilirea relației analitice pentru mărimea trebuie să se bazeze pe determinări în întreaga gamă de tensiuni și temperaturi caracteristice unei mărci de oțel. Se observă că dintre cei doi factori de solicitare, tensiunea are o influență mai mare asupra valorii mărimei β decât temperatura.

b. Variația mărimei η cu temperatura și tensiunea de încercare la fluaj poate fi exprimată prin legi de tip Arrhenius; această concluzie, bazată pe date din literatură, a fost confirmată în cadrul experimentărilor efectuate în domeniul de temperaturi $663^{\circ}\text{K} \leq T \leq 843^{\circ}\text{K}$ și durate efective de încercare de $1 \cdot 10^2 \text{ h} \leq t \leq 2 \cdot 10^4 \text{ h}$. Coordonatele punctului de concurență a familiei de izobare $\log \sigma - T^{\circ}\text{K}$, notate $\log \eta_a$ și respectiv T_a , sînt sensibile la variația temperaturii de încercare astfel că, a fost necesară întocmirea unui program de calcul în vederea optimizării valorilor acestora.

Între mărimea η și durata medie de rupere la fluaj există relația :

$$\bar{t} = \eta \cdot \Gamma \left(1 + \frac{1}{\beta} \right)$$

2. Pe baza rezultatelor obținute la cele două oțeluri studiate a fost propusă o metodă de prelucrare a rezultatelor experimentale de fluaj care permite determinarea valorilor medii ale rezistenței la fluaj a oțelurilor pentru temperaturi ridicate precum și a valorilor minime de rezistență, definite de limita inferioară a intervalului de încredere de 95%, pentru o valoare dată a indicatorului de fiabilitate.

Această metodă permite evaluarea caracteristicii de fluaj a oțelurilor pentru temperaturi ridicate și pentru o durată de utilizare de 200.000 h.

2.1. Valoarea medie a rezistenței la fluaj, determinată prin metoda propusă de autor, este dependentă de factorii de solicitare după o relație de tipul :

$$\log \bar{\sigma} = a_0 + a_1 P + a_2 P^2$$

unde P este parametrul de extrapolare Manson-Haford. Valoarea acestuia este dată de relația :

$$P = \frac{\log \eta - \log \eta_a}{T - T_a}$$

Pentru mărcile de oțel studiate, ecuațiile stabilite (curbele de bază ale celor două oțeluri) sînt următoarele:

- pentru oțelul OLT45K

$$\log \bar{\sigma} = -0,023685 - 99,863098 P - 1063,949951 P^2$$

coeficient de corelație : 0,964993

unde :

$$P = \frac{\log \eta - 9,632826}{T - 534,683838}$$

- pentru oțelul 14CrMo4

$$\log \bar{\eta} = -2,112911 - 222,825772P - 2683,967285 P^2$$

coeficient de corelație : 0,974859

unde :

$$P = \frac{\log \eta - 11,843361}{T - 539,660644}$$

Extinderea aplicării noii metode la toată gama de oțeluri pentru temperaturi ridicate produse în R.S.R., lucrări care sînt în curs de efectuare, permite realizarea unei caracterizări superioare a acestora. Valorile de material obținute urmează a fi introduse în STAS 8184-77 a cărui actualizare se face în anul 1979.

2.2. Confirmarea pe un număr mai mare de mărci de oțeluri deschide perspective de îmbunătățire în continuare a metodologiei propuse și anume :

a. reducerea volumului încercărilor de laborator necesare pentru evaluarea rezistenței la rupere prin fluaj a unui oțel. Acest lucru este posibil în cazul în care s-ar confirma existența unei corespondențe, sugerată de rezultatele experimentale obținute la cele două mărci de oțel, între valoarea factorilor de sensibilitate ale oțelului cu temperatura și durata de încercare ($\log \eta_a$, T_a) și unii factori de material ai oțelurilor pentru temperaturi ridicate cum sînt gradul de aliere, natura constituenților structurali, punctajul granulației reale ;

b. simplificarea ecuației curbei caracteristice de fiabilitate la fluaj în intervalul de temperaturi și tensiuni de solicitare uzuale. Acesta este posibil în cazul în care se evidențiază existența unei variații relativ reduse a mărinii β cu tensiunea, respectiv temperatura de încercare, ceea ce ar permite definirea acestuia drept o mărime constantă, caracteristică pentru o anumită marcă.

3. Definierea indicatorului de fiabilitate - probabilitate de rupere la fluaj - în formă analitică, arătată la pct. 1, deschide perspective de îmbunătățire a modului de utilizare a oțelurilor pentru temperaturi ridicate în comparație cu posibilitățile oferite de metodele de lucru aplicate în prezent și anume :

a. oferă posibilitatea de interpretare a rezultatelor unor încercări de fluaj efectuate la produsele din oțeluri pentru temperaturi ridicate în sensul estimării nivelului de calitate al acestora și a comportării lor în exploatare ;

b. oferă posibilitatea rezolvării la un nivel superior a problemei de alegere a oțelurilor pentru temperaturi ridicate prin realizarea unor nivele de siguranță optime în funcție de performanțele oțelului și condițiile de solicitare la care acestea trebuie să facă față în construcțiile mecanice sub presiune care lucrează la temperaturi ridicate ;

c. permite formularea unor direcții de lucru pe linia valorificării caracteristicilor de rezistență la fluaj de care dispun oțelurile pentru temperaturi ridicate în scopul realizării unor construcții mecanice cu un nivel corespunzător de fiabilitate, gabarit și volum de investiții mai redus.

4. Noua metodologie oferă criterii valorice de estimare a riscului de apariție a ruperii la fluaj pentru elementele din oțol (conducte de legătură primare și secundare) din instalațiile termoelectrice, în vederea folosirii lor peste durata de utilizare specificată prin proiect (100.000 h). Această metodologie a fost aplicată la evaluarea posibilității de utilizare a sistemului de conducte aferente la două blocuri termoelectrice din sistemul energetic național care au fost utilizate cca 100.000 h și respectiv cca 160.000 h.

Rezultatele obținute au confirmat faptul că sistemele de conducte analizate pot fi folosite suplimentar cca 40.000 h, ceea ce permite realizarea unor importante economii. Astfel, s-a calculat că prelungirea duratei de utilizare a sistemului de conducte ale unui bloc termoelectric de 100 MW conduce la economii în valoare de 10 mil. lei (costul materia-

lului și al manoperei de înlocuire a conductelor), precum și la realizarea suplimentară a cca 140 mil. Kwh, prin eliminarea duratei de oprire a instalației pentru înlocuirea conductelor, care este de cca 60 zile.

5. Confirmarea rezultatelor obținute privind evaluarea siguranței în funcționare a instalațiilor termoenergetice care au fost utilizate o durată egală sau mai mare decât durata de utilizare precizată prin proiect permite introducerea indicatorului de fiabilitate drept criteriu de evaluare a siguranței acestor instalații conform instrucțiunilor tehnice ISCIR C 29-75.

PRINCIPALELE CONTRIBUTII ALE LUCRARII

1. Sintetizarea din volumul unor date referitoare la fenomenul de fluaj a elementelor esențiale care caracterizează rezistența la rupere prin fluaj a oțelurilor pentru temperaturi ridicate și organizarea pe această bază a studiilor care au condus la elaborarea lucrării de față.

2. Propunerea cu caracter de noutate pentru țara noastră a unei metodologii de interpretare a datelor experimentale de fluaj, finalizată prin programe de calculatoare care permit determinarea caracteristicii de rezistență la fluaj a produselor din oțeluri pentru temperaturi

3. Aplicarea noii metodologii de prelucrare și interpretare a datelor de fluaj la mărcile de oțel românești a permis determinarea pentru prima dată a caracteristicilor de fluaj ale acestor oțeluri pentru o durată de 200.000 h de utilizare.

4. Definirea într-o formă analitică originală a unui indicator de fiabilitate-probabilitate de rupere la fluaj - care permite explicitarea influenței factorilor de solicitare asupra comportării la fluaj a oțelurilor în timpul utilizării lor la instalațiile și agregatele care lucrează la temperaturi ridicate.

5. Verificarea experimentală a ipotezelor formulate în lucrare în cadrul unui program vast de încercări de laborator pe durate efective totale de peste $3 \cdot 10^6$ h.

6. Formularea unor direcții noi de lucru în problema de mare importanță tehnică și economică, vizînd îmbunătățirea modului de utilizare a oțelurilor pentru temperaturi ridicate și creșterea siguranței în exploatare a instalațiilor și agregatelor solicitate la fluaj.

7. Aplicarea noii metodologii de prelucrarea la interpretarea datelor experimentale de fluaj ale conductelor cu pereți groși din două instalații termoenergetice exploatare o durată egală și respectiv mai mare decât durata de utilizare precizată prin proiect (100.000 h) oferă, față de metodologia existentă, un criteriu valoric de estimare a riscului de apariție a ruperii prin fluaj în timpul utilizării acestora în continuare. Acest lucru permite utilizarea conductelor până la epuizarea capacității lor de rezistență și conduce la realizarea unor importante economii în sistemul energetic național.

8. Noua metodologie este cuprinsă în proiectul de standard "Inercarea de rupere prin fluaj a oțelurilor la temperaturi ridicate", STAS 8894 - revizuit 1979 și va sta la baza determinării caracteristicilor de fluaj pentru întreaga gamă de oțeluri pentru temperaturi ridicate produse în R.S.R. (STAS 8184 - actualizare 1979). De asemenea evaluarea indicatorului de fiabilitate a instalațiilor care lucrează la temperaturi ridicate urmează să fie introdusă în mod experimental în instrucțiunile tehnice ISCIR C 29-75, cu ocazia actualizării lor.

B I B L I O G R A F I E

1. Baron T. : Calitatea și fiabilitatea produselor, Editura Didactică și Pedagogică, București, 1976.
2. Basilo D., Musso G., Volta G. : La Metallurgia italiana, 1970, nr. 3, p. 99-109.
3. Berezina T.G., Leb F.S., Kengis V.P. : Metallovidenie i termiceskaia obrabotka metallov, 1972, nr. 4, p. 33-36.
4. Boesebeck K., Houser F.W., Oude-Hengal H.H., Vorwek K. : Technischer Überwachung, 17, 1976, no. 10, p. 352-355.
5. Boleantu L. : Rezistența materialelor, Institutul Politehnic, "Traian Vuia", Facultatea de Mecanică, Timișoara, 1973.
6. Borges J.F., Castanheta M. : Siguranța structurilor, Editura Tehnică, București, 1974.
7. Bull G.B. : Electrical Review, 1972, nr. 3, p. 803-807.
8. Burducea C., Motoiu C., Goldenberg C., Bran E. : I^a Conferință a Energeticienilor din România, Secția a VI^a, București, 17-19 octombrie 1974.
9. Buzdugan G. : Rezistența materialelor, Editura Tehnică, București, 1976.
10. Brown G.G., Rutenmiller H.C. : IEEE Transactions on Reliability, R-22, 1973, nr. 2, p. 78-82.

11. Calvet J.N., Bret P.Le., Petrequin P., Weisz M. :
Les Memoires Scientifiques de la Revue de Metallurgie, 72, 1975.
12. Caubo M., Mathonet J. : Metallurgical Reports, CRM, 1971,
nr. 27, p. 33-48.
13. Chirişescu M. : Sesiunea de Comunicări Stiinţifice IRNE,
Secţiunea a III-a lucrarea 53, Piteşti - România,
23-24 octombrie 1978.
14. Cioclov D. : Rezistenţă şi fiabilitate la solicitări va-
riabile, Editura Facla, Timişoara, 1975.
15. Constantinescu A. : Teză doctorat, Institutul Politehnic
"Traian Vuia", Facultatea de Mecanică, Timişoara,
1970.
16. Constantinescu A., Laşcu - Simion N., Rotenstein B. :
Fluajul metalelor, Editura Tehnică, Bucureşti, 1970.
17. Constants B., Strudel J.L, Valibus L. : Les Mémoires
Scientifiques de la Revue de Métallurgie, 72, 1975,
nr. 10, p. 717-735.
18. Cristuinea C. : Teză doctorat, Institutul Politehnic
"Traian Vuia", Facultatea de Mecanică, Timişoara,
1977.
19. Diehl H., Granacher J., Wiegand H. : Archiv für das
Eisenhüttenwesen, 46, 1975, nr. 6, p. 407-410.
20. Diehl H., Granacher J., Wiegand H. : Archiv für das
Eisenhüttenwesen, 46, 1975, nr. 7, p. 461-463.
21. Dobers H., Melzer B. : Neue Hütte, 18, 1973, nr. 5,
p. 304-307.

22. Drouzy M., Jacob S., Richard M. :
Revue de Métallurgie, 75, 1978, nr. 1, p. 51-59.
23. Elter C. : Technischer Überwachung, 18, 1977, nr. 1,
p. 3-8 și nr. 3, p. 95-100.
24. Engol R.J. : Nuclear Safety, 15, 1974, nr. 4, p.387-392.
25. x x x:Ergebnisse deutscher zeitstandversuche langer
Dauer, Verlag Stahleisen MBH, Düsseldorf, 1969.
26. Essam El. : Archiv für das Eisenhüttenwesen, 46, 1975,
nr. 8, p. 541-546.
27. Etienne C.F., Husslage W. :
Archiv für das Eisenhüttenwesen, 48, 1977, nr. 9,
p. 495-499.
28. x x x : Fiabilitatea în tehnică, Terminologie,
STAS 8174-73.
29. x x x : Fiabilitate. Condiții generale, STAS 8564-70.
30. Fabritius H., Schnabel E. : Archiv für das Eisenhüttenwesen,
47, 1976, nr. 5, p. 301-306.
31. Finkelnburg D., Ilchner B. : Archiv für das Eisenhütten-
wesen, 47, 1976, nr. 4, p. 235-240.
32. Foldyna V., Jakobova A. : Hutnicke Listy, 1973, nr. 6,
p. 426-430.
33. Foldyna V., Brazdil V., Frnka T. :
Hutnicke Listy, 1974, nr. 7, p. 487-496.
34. Garofalo F. : Déformation et rupture par fluage, Editure
Dunod, Paris, 1970.

35. Glusker B.N. : Energomasinostroenie, 19, 1973, nr. 6, p. 7-10.
36. Goldhoff R.M. : Journal of Testing and Evaluation, 2, 1974, nr. 5, p. 387-424.
37. Granacher J. : Stahl und Eisen, 95, 1975, nr. 8, p. 367-369.
38. Gramberg U., Müller M. : Technischer Überwachung, 17, 1976, nr. 10, p. 352-355.
39. Hajdu I., Kovats L., Cristuinea C. :
Sesiunea de Comunicări Tehnico-Stiințifice,
Institutul Politehnic "Traian Vuia", Secția V,
lucrarea 22, Timișoara, 13-15 Mai 1977.
40. Iliescu D.V., Voda V. : Statistică și Toleranțe, Editura Tehnică, București, 1977.
41. Ionoscu I., Lupescu L., Radu D. : I^a Conferință a Energeticienilor din România, Secția a VI-a București, 17-19 octombrie 1974.
42. x x x : Incercarea la fluaj a oțelurilor la temperaturi ridicate fără intreruperea sarcinii, STAS 6593-1979 (proiect).
43. x x x : Incercarea la rupere prin fluaj a oțelurilor la temperaturi ridicate, STAS 8894-1979 (proiect).
44. x x x : Instrucțiuni Tehnice ISCIR C 29-75.
45. Jakobova A., Foldyna V., Prnka T. : Archiv für das Eisenhüttenwesen, 43, 1972, nr. 1, p. 55-60.
46. Jayaram K.C. : Microelectronics and Reliability 13, 1974, nr. 1, p. 29-32.

47. Juran J.M., Gryna F.M. jr : Calitatea produselor, Editura Tehnică, București, 1973.
48. Kloos K.H., Granacher J., Diehl Al., Polziu T. : Archiv für das Eisenhüttenwesen, 48, 1977, nr. 12, p. 645-648.
49. Kloos K.H., Granacher J., Aleit E. : Archiv für das Eisenhüttenwesen, 49, 1978, nr. 5, p. 259-263.
50. Kovacs L. : Teză doctorat, Institutul Politehnic "Traian Vuia", Facultatea de Mecanică, Timișoara, 1976.
51. Krisch A. : Archiv für das Eisenhüttenwesen, 46, 1975, nr. 8, p. 527-532.
52. Krisch A. : Archiv für das Eisenhüttenwesen, 49, 1978, nr. 7, p. 363-364.
53. Lașcu - Simion N., Rotenstein B., Mazilu E. : Energetica, 21, 1973, nr. 10, p. 463-467.
54. Lașcu - Simion N., Mazilu E.; Metalurgia, 29, 1977, nr.12, p. 637-640.
55. Lașcu - Simion N., Mazilu E., Scorțea C. : Sesiunea de Comunicări Științifice ICEM, Secția II, lucrarea 1/3, București 7-9, septembrie 1977.
56. Lașcu - Simion N., Mazilu E. : Neue Hütte, 24, 1979, în curs de apariție.
57. Leckie F.A., Hayhurst D.R. : Acta Metallurgica, 25, 1977, nr. 9, p. 1059-1070.
58. Mann N.R., Schafer R.D., Singpurwalla N.D. : Methods for Statistical Analysis of Reliability and Life Data, New York, John Wiley, 1974.

59. Mazilu E., Scorțea C. : Metalurgia, 25, 1973, nr. 8, p. 462-466.
60. Mazilu E., Scorțea C., Rotenstein B. : Sesiunea de Comunicări Stiințifice ICEM, Secția II, lucrarea 6/3, București, 12-14 septembrie 1973.
61. Mazilu E. : Sesiunea de Comunicări Stiințifice ICEM, Secția II, lucrarea 3/3, București, 11-13 septembrie 1974.
62. Mazilu E. : Mecanismele fluajului și comportarea metalelor solicitate în condiții de fluaj, Institutul Politehnic "Traian Vuia", Facultatea de Mecanică, Timișoara, noiembrie 1974.
63. Mazilu E. : Sesiunea de Comunicări Stiințifice ICEM, Secția II, lucrarea 4/2, București, 10-12 septembrie 1975.
64. Mazilu E. : Aplicarea în calculul de proiectare al elementelor care lucrează în condiții de temperatură și presiune ridicată a conceptelor fiabiliste, Timișoara, octombrie 1975.
65. Mazilu E. : Aplicarea conceptului de fiabilitate în calculul rezistenței tehnice de durată a oțelurilor termorezistente pentru țevi, Institutul Politehnic "Traian Vuia", Facultatea de Mecanică, Timișoara, mai 1976.
66. Mazilu E. : Sesiunea de Comunicări Stiințifice ICEM, Secția II, lucrarea 2/2, București, 8-10 septembrie 1976.
67. Mazilu E. : Sesiunea de Comunicări Stiințifice ICEM, Secția II, lucrarea 5/2, București, 8-10 septembrie 1976.

INSTITUTUL POLITEHNIC
TIMIȘOARA
BIBLIOTECA CENTRALĂ

68. Mazilu E. : Metalurgia, 28, 1976, nr. 10, p. 545-550.
69. Mazilu E. : Energetica, 25, 1977, nr. 1, p. 8-18.
70. Mazilu E. : Organizarea și utilizarea metodelor moderne în controlul tehnic de calitate, Centrul de Perfecționare M.I.M., martie 1977.
71. Mazilu E. : Sesiunea de Comunicări Științifice ICEM, Secțiunea a II-a, lucrarea 4/3, București, 7-9 septembrie 1977.
72. Mazilu E., Lașcu-Simion N., Scorțea C. : Sesiunea de Comunicări Științifice ICEM, Secțiunea a II-a, lucrarea 3/3, București, 7-9 septembrie 1977.
73. Mazilu E. : Săptămâna Științei și Tehnicii Românești, Secția Metalurgie, București, 3-7 aprilie 1978.
74. Mazilu E., Popescu T. : Sesiunea de Comunicări Științifice ICEM, Secțiunea II, lucrarea 1/2, București, 7-9 septembrie 1978.
75. Mazilu E., Scorțea C. : Sesiunea de Comunicări Științifice ICEM, Secțiunea II, lucrarea 7/3, București, 7-9 septembrie 1978.
76. Mazilu E. : Sesiunea de Comunicări Științifice IRNE, Secțiunea a III-a, lucrarea 51, Pitești, 23-24 octombrie 1978.
77. Mazilu E., Scorțea C. : Metalurgia, 31, 1979, nr. 4, p. 172-175.
78. Maynard H.B. : Manual de inginerie industrială, vol. II, Editura Tehnică, București, 1976.

79. x^x x : Metode de evaluare și de verificare a limitei de curgere la temperaturi ridicate pentru oțeluri carbon și slab aliate utilizate la cazane și recipiente sub presiune, STAS 10807-76.
80. Mize G. : RISØ, Denmark, 1969, 24-26 September, p. 301-322.
81. Mihoc G., Muja A., Diatcu D. : Bazele matematice ale teoriei fiabilității, Ed. Dacia, Cluj-Napoca, 1976.
82. Miscenko L.D., Diacenko S.S., Tarabanova V.P. : Ceornăia Metallurghia, 1978, nr. 2, p. 110-112.
83. Montagnani M., Putzeys J. : RISØ, Denmark 1969, 24-26 September, p. 336-343.
84. Murry G. : Revue de Métallurgie, 75, 1978, nr. 3, p. 165-176.
85. Murthy J.S. : Acta Technica Academiae Scientiarum Hungarica, 74, 1973, nr. 1-2, p. 163-172.
86. x^x x : Nahtlose Rohre aus Hartfesten Stählen; DIN 17175 - 1978 (proiect).
87. Nechtelberger E., Kreitner L.T., Krainer E. : Archiv für das Eisenhüttenwesen, 44, 1973, nr. 2, p. 135-140.
88. Nelson W. : Qualité et Fiabilité, 7, 1971, nr. 2, p. 13-35.
89. Nițu V. : Fiabilitatea instalațiilor energetice, Ed. Academiei R.S.R., București, 1973.
90. Olteanu D., Mazilu E. : Sesiunea de Comunicări Științifice ICEM, Secțiunea III, lucrarea 5/3, București, 12-14 septembrie 1973.

91. x² x : Oțeluri pentru temperaturi ridicate. STAS 8184-77.
92. Oude-Hengel H.L., Vorwerk K., Heuser F.W., Boesebeck K. : *Technischer Überwachung*, 17, 1976, nr. 9, p.301-307.
93. Oprean A., Dorin Al., Brimer O., Paris A., Ionescu I.A. : *Fiabilitatea mașinilor unelte*, Ed. Tehnică, București, 1979.
94. Patzak G. : *Qualität und Zuverlässigkeit*, 16, 1971, nr. 6, p. 127-130.
95. Pollard A., Rivoire C. : *Fiabilité et Statistiques previsionnelles*, Ed. Eyrolles, Paris, 1971.
96. Popa T., Baciuc A., Laszlo T. : *Avarii în instalațiile energetice*, Ed. Tehnică, București, 1978.
97. x² x : *Prescripții Tehnice*, ISCIR C 1 - 73.
98. x² x : *Prescripții Tehnice* ISCIR C 4-73.
99. Prnka T., Foldyna V., Sobotka J. : *Archiv für das Eisenhüttenwesen*, 44, 1973, nr. 4, p. 321-328.
100. Prnka T., Sobotka J. : *Hutnické Listy*, 1975, nr. 1, p. 31-38.
101. Ravenis J.V. : *Proc. Int. Conf. on Quality Control*, Tokyo, 1969, p. 523-526.
102. Radhakrishnan V.M. : *Archiv für das Eisenhüttenwesen* 46, 1975, nr. 5, p. 336-339.
103. Renert M. : *Fiabilitatea utilajului chimic*, Institutul Politehnic, Facultatea de Mecanică, București, 1974.

104. x x : Résumé des caractéristiques moyennes de contrainte de rupture pour les aciers corroyés pour chaudières et appareils à pression pour des durées de 10.000 à 250.000 heures et courbes types, ISO-DATA nr. 1, 1975.
105. Rinaldi F., Valente G. : La metallurgia italiana, 1975, nr. 1, p. 9-18.
106. Rotenştein B., Boeru V., Mazilu E. : Vtoroi Mejdinarodnii Simpozium po Metallovedenie i Termiceskoi Obrabotke, Varna - Bulgaria, 12-15 mai 1969.
107. Rotenştein B., Boeru V., Mazilu E. : Al 39-lea Congres Internaţional de Chimie Industrială Bucureşti - România, 7-11 septembrie 1970.
108. Rotenştein B., Mazilu E. : Producerea, transportul şi distribuţia energiei electrice şi termice, 6, 1973, nr. 1, p. 33-40 şi nr. 2, p. 94-103.
109. Roure M.A. : Revue Fiabilité du CNET, 1973, nr. 13, p. 17-29.
110. Sadananda K. : Metallurgical Transactions, 9A, 1978, nr. 5, p. 635-641.
111. Schmitt W., Steinem A. : Archiv für das Eisenhüttenwesen, 44, 1973, nr. 4, p. 291-296.
112. Schwaab P. : Archiv für das Eisenhüttenwesen, 46, 1975, nr. 12, p. 805-810.
113. Scorţea C., Mazilu E. : Sesiunea de Comunicări Stiinţifice ICBM, Secţiunea II, lucrarea 3/2, Bucureşti, 10-12 septembrie 1975.

114. Scorțea C., Mazilu E. : Sesiunea de Comunicări Științifice, ICEM, Secțiunea II, lucrarea 1/3, București 8-10 septembrie 1976.
115. Szombatfalvy A. : Kohászati, 1971, nr. 9, p. 398-403.
116. x x : Tevi din oțel fără sudură pentru temperaturi ridicate, STAS 3478-79.
117. Tittes E. : Qualität und zuverlässigkeit, 18, 1973, nr. 5, p. 108-113 și nr. 7, p.163-165.
118. Trautmann K. : Brennstoff - Wärme - Kraft, 26, 1974, nr.6, p. 261-265.
119. Vanecek V., Krumpal I., Koutsky J. : Archiv für das Eisenhüttenwesen, 46, 1975, nr. 11, p. 723-728.
120. Vetter H. : Energietechnik, 23, 1973, nr. 3, p.107-114.
121. Voda R. : Revista de statistică, 25, 1976, nr. 4, p.42-48.
122. Wiegand H., Granacher J., Sander M. : Archiv für das Eisenhüttenwesen, 46, 1975, nr. 8, p. 533-538.
123. Wickens A., Draper J.H.M., Williamson J. : Archiv für das Eisenhüttenwesen, 48, 1977, nr. 11, p. 591-593.
124. Williams O.S., Kondratieva A.N., Kovoleva A.D. : Stal, 1972, nr. 2, p. 165-167.

Anexa I

Tabelul 1 - Relații de calcul pentru indicatori de fiabilitate și parametrii statistici ai repartițiilor utilizate în teoria fiabilității

Nr. crt.	Indicatori de fiabilitate și parametrii statistici	Relațiile de calcul pentru repartiția	
0	1	2	
	Normală	Exponențială	
		Weibull	
1	Funcția de fiabilitate, $R(t)$	$\frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_t^{+\infty} e^{-\frac{1}{2} \left(\frac{t-\bar{t}}{s}\right)^2}$	$e^{-\lambda t}$ $e^{-\left(\frac{t}{\eta}\right)^\beta}$
2	Funcția de defiaibilitate, $F(t)$	$\frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^t e^{-\frac{1}{2} \left(\frac{t-\bar{t}}{s}\right)^2}$	$1 - e^{-\lambda t}$ $1 - e^{-\left(\frac{t}{\eta}\right)^\beta}$
3	Timpul mediu de bună funcțiune (\bar{T})	$\int_0^{\infty} R(t) \cdot dt$ sau $\int_0^{\infty} t \cdot f(t) \cdot dt$	

./.

Anexa I (continuare)

0	1	2	3	4
4	Intensitatea de defectare, $Z(t)$	$\frac{f(t)}{R(t)}$	λ	$\frac{\beta}{\eta} \cdot t^{\beta-1}$
5	Densitatea de repartiții, $f(t)$	$\frac{1}{s\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2}\left(\frac{t-\bar{t}}{s}\right)^2}$	$\lambda \cdot e^{-\lambda t}$	$\frac{\beta}{\eta} \cdot \left(\frac{t}{\eta}\right)^{\beta-1} e^{-\left(\frac{t}{\eta}\right)^\beta}$
6	Media repartiției, \bar{t}	\bar{t}	$\frac{1}{\lambda}$	$\eta \cdot \Gamma\left(1 + \frac{1}{\beta}\right)$
7	Dispersia, s^2	s^2	$\frac{1}{\lambda^2}$	$\eta^2 \left[\Gamma\left(1 + \frac{2}{\beta}\right) - \Gamma^2\left(1 + \frac{1}{\beta}\right) \right]$

Observație: Γ este funcția Laplace - Gauss

INSTITUTUL POLITEHNIC
TIMISOARA
BIBLIOTECA CENTRALA

anexa I (continuare)

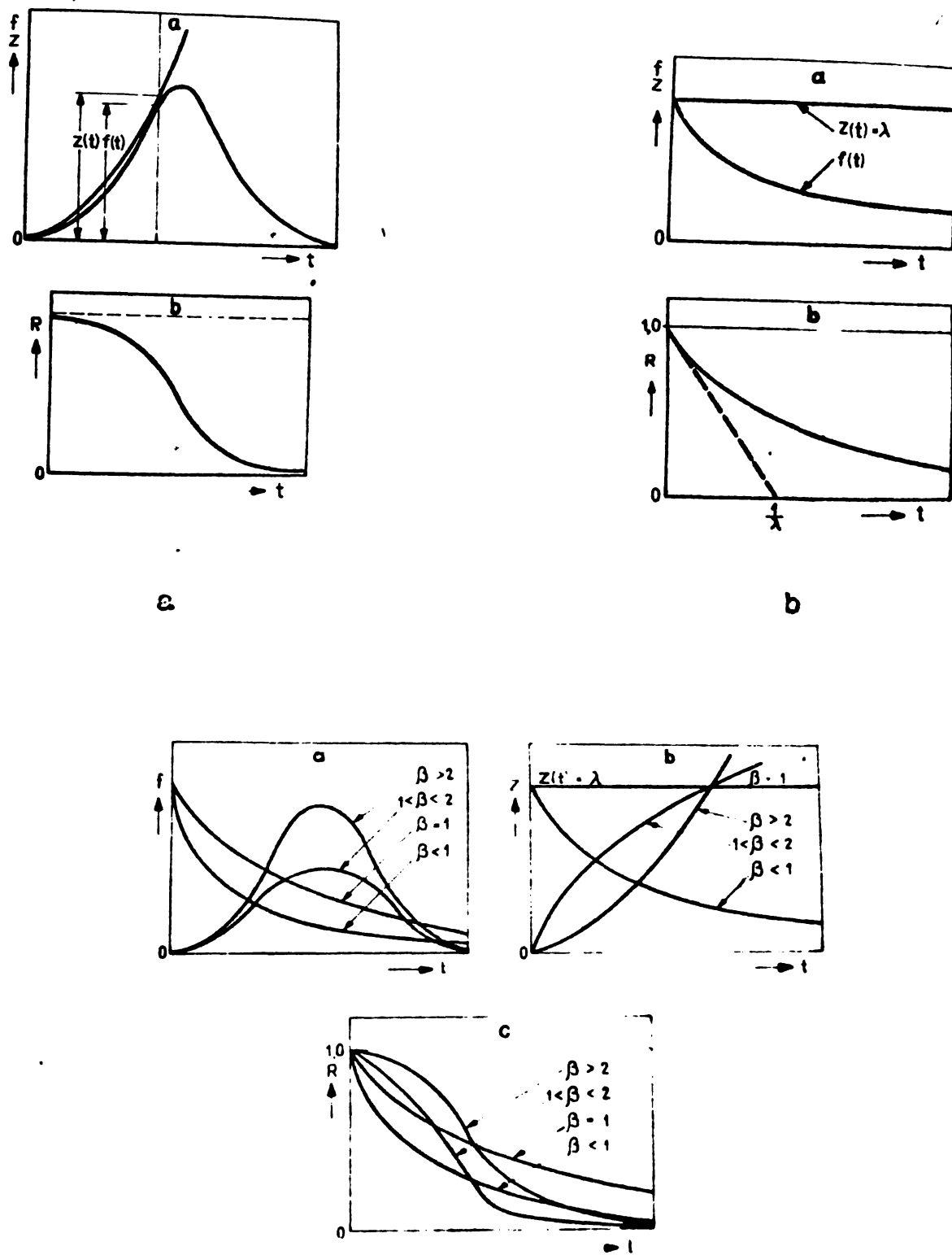


Fig. 1. Variația cu timpul a principalilor indicatori de fiabilitate și parametri statistici pentru repartițiile :

- a. normală
- b. experimentală
- c. Weibull

Anexa II

Tabelul 1 Dimensiunea probelor, tratamentul termic aplicat și rezultatele analizelor de compoziții

Arcaș probă	Dimensiunile țevilor mm	Tratamentul termic		Compoziția chimică, %										
		Normalizare °C	Revenire °C	C	Mn	Si	Cr	Mo	P	S	Al			
0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11			
			Oțel marca OLT45K											
1	57,0 x 5,0	880/30'	-	0,14	0,52	0,20	-	-	0,017	0,038	0,016			
2	60,0 x 4,5	880/30'	-	0,20	0,58	0,22	-	-	0,021	0,040	0,016			
3	76,0 x 5,0	880/30'	-	0,17	0,52	0,21	-	-	0,009	0,010	0,007			
4	143,0 x 20,0	900/30'	-	0,18	0,58	0,31	-	-	0,012	0,022	-			
5	148,0 x 29,0	900/30'	-	0,22	0,70	0,29	-	-	0,020	0,019	-			
6	148,0 x 32,0	880/30'	-	0,15	0,52	0,26	-	-	0,009	0,032	0,008			
7	150,0 x 29,0	880/20'	-	0,21	0,53	0,26	-	-	0,020	0,029	-			
8	150,0 x 30,0	890/20'	-	0,22	0,57	0,22	-	-	0,013	0,031	-			
9	150,0 x 31,0	910/20'	-	0,21	0,66	0,30	-	-	0,010	0,025	-			
10	151,0 x 21,0	910/20'	-	0,22	0,68	0,33	-	-	0,012	0,025	-			

./.

Anexa II (continuare)

0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11		
				Ojel marca 14Cr1Mo4									
1	32,0 x 4,0	930/25'	750/2 h	0,15	0,59	0,19	0,86	0,47	0,008	0,024	urme		
2	76,0 x 12,0	925/40'	685/2 h	0,13	0,56	0,20	0,89	0,44	0,010	0,016	urme		
3	146,0 x 30,0	940/30'	680/2 h	0,15	0,63	0,23	0,87	0,43	0,009	0,011	-		
4	147,0 x 29,0	920/30'	680/2 h	0,14	0,51	0,26	0,88	0,45	0,014	0,019	-		
5	148,0 x 28,0	920/30'	680/2 h	0,13	0,59	0,29	0,85	0,47	0,011	0,011	-		
6	148,0 x 30,0	920/30'	680/2 h	0,14	0,55	0,21	0,75	0,52	0,013	0,020	-		
7	148,0 x 30,0	920/30'	680/2 h	0,16	0,68	0,26	0,85	0,43	0,008	0,015	-		
8	148,0 x 31,0	920/30'	680/2 h	0,13	0,50	0,23	0,86	0,50	0,014	0,015	-		
9	150,0 x 28,0	920/30'	680/2 h	0,16	0,55	0,25	0,87	0,49	0,015	0,011	-		
10	150,0 x 29,0	940/30'	620/1 h	0,13	0,47	0,29	0,74	0,49	0,010	0,021	-		

Anexa II (continuare)

Tabelul 2 Rezultatele analizelor microstructurale și ale caracteristicilor mecanice de recepție

Marcaj probă	Analiza microstructurală		Caracteristici mecanice \times				
	Constituenții metalografici	Structura în firuri punctaj	Granulație reclă	R_m N/mm ²	$R_p 0,2$ %	A5 %	HB
0	1	2	3	4	5	6	7
		Oțel marca CL45K					
1	ferită (80%) + perlită (20%)	A ₃	8	490	276	33	145
2	ferită (80%) + perlită (20%)	A ₀ - A ₁	8	450	274	32	140
3	ferită (75%) + perlită (25%)	A ₀ - A ₁	6-7	530	330	31	150
4	ferită (75%) + perlită (25%)	A ₀ - A ₁	8-9	450	281	26	136
5	ferită (75%) + perlită (25%)	A ₀ - A ₁	8-9	500	312	32	143
6	ferită (70%) + perlită (30%)	A ₀ - A ₁	7	460	272	30	155
7	ferită (75%) + perlită (25%)	A ₀ - A ₁	8-9	489	350	33	141
8	ferită (75%) + perlită (25%)	A ₀ - A ₁	8-9	491	323	29	145
9	ferită (75%) + perlită (25%)	A ₀ - A ₁	7	472	306	31	140
10	ferită (70%) + perlită (30%)	A ₀ - A ₁	8	485	310	32	140

Anexa II (continuare)

0	1	2	3	4	5	6	7
			Oțel marca 14CrMo4				
1	ferită (75%) + perlită (25%)	A ₀ - A ₁	7	470	310	28	140
2	ferită (65%) + perlită (35%)	A ₀ - A ₁	7-8	510	412	32	147
3	ferită (65%) + bainită (35%)	A ₀ - A ₁	7	460	329	31	141
4	ferită (20%) + perlită (80%)	A ₀ - A ₁	8-9	450	274	29	143
5	ferită (20%) + perlită (80%)	A ₀ - A ₁	8-9	460	262	30	142
6	ferită (65%) + perlită (35%)	A ₀ - A ₁	8-9	450	258	29	141
7	ferită (65%) + bainită (35%)	A ₀ - A ₁	7	490	312	32	149
8	ferită (65%) + perlită (30%) + bainită (5%)	A ₀ - A ₁	8-9	450	202	31	148
9	ferită (65%) + perlită (35%)	A ₀ - A ₁	7-8	510	300	28	145
10	ferită (65%) + perlită (30%) + bainită (5%)	A ₀ - A ₁	7-8	460	323	32	137

x) Media a 12 determinări

**Tabelul 3 - Valorile minime pentru limita de curgere
la cald**

Marcaj	Limita de curgere ^{x)} , (N/mm ²) la temperatura, °K (°C)						
	473 (200)	523 (250)	573 (300)	623 (350)	673 (400)	723 (450)	773 (500)
Oțel marca 01T45K							
1	213	213	193	202	190	174	-
2	215	215	200	194	160	174	-
3	284	247	245	199	165	168	-
4	232	196	183	167	171	166	-
5	255	245	202	208	180	183	-
6	267	227	199	175	170	158	-
7	259	281	250	201	188	178	-
8	281	257	254	194	188	175	-
9	245	226	183	174	170	159	-
10	251	221	183	178	172	156	-
Oțel marca 14CrMo4							
1	249	247	247	224	191	190	186
2	280	253	269	242	203	187	188
3	295	276	257	254	235	171	172
4	257	237	208	208	169	174	171
5	232	228	237	221	196	203	201
6	253	253	237	203	183	169	178
7	295	304	240	250	224	211	198
8	267	266	245	221	178	196	192
9	245	275	281	239	220	201	208
10	304	275	282	254	187	190	186

^{x)} Valori minime din 12 determinări

Tabelul 4 Rezultatele încercărilor de rupere prin fluaj

σ	T	t	σ	T	t	σ	T	t
N/mm ²	°K (°C)	h	N/mm ²	°K (°C)	h	N/mm ²	°K (°C)	h
0	1	2	3	4	5	6	7	8
UL45K								
39,2	833 (560)	1935 2681 2973 3005 3848 4094	78,4	793 (520)	340 485 498 907 3718	117,6	713 (440)	11500 13706 15924 19320 29936
	863 (590)	280 321 373 480 590 1440 1680		833 (560)	70 86 110 124 152		723 (450)	675 7336 9120 10687 11500 ^{x)}
	873 (600)	233 280 408 480 611 636	98,0	743 (470)	9252 ^{x)} 9327 ^{x)} 926 1288 ^{x)} 1317 2730 2736 2806 3081 3240 4826 5127 7362		733 (460)	2875 3705 4720 5191 6014
	893 (620)	90 140 184 238 248		753 (480)	1517 2730 2736 2806 3081 3240 4826 5127 7362		753 (480)	517 636 675 714 1341 1584 1752 3074
49,0	793 (520)	4584 7191 7220 8931 10622 11175 12450		773 (500)	520 533 636 648 912 1731 1975 2700		773 (500)	104 155 240 490 528
	813 (540)	1016 2134 3113 6240 7096		793 (520)	129 152 200 235 246 504 520	147	673 (400)	1370 ^{x)} 19248 ^{x)}
78,4	753 (480)	5370 7752 8980 10272 11135 14473		813 (540)	42 77 85 97 163 111		693 (425)	9020 6270 ^{x)} 8573 ^{x)} 8622 9605 11510 ^{x)} 12874 ^{x)} 18515 ^{x)}
	773 (500)	1912 2959 4350 5732 ^{x)} 9535	117,6	713 (440)	7582 9312		713 (440)	1022 1248 1300 1430 1775 1709 1879 2014

Anexa II (continuare)

0	1	2	3	4	5	6	7	8
147	713 (440)	2760 3125 4280 5139 9092 13450	176,4	693 (420)	1300 2720 2780 3070 3420 4156 4693 9218	225,4	683 (410)	3975 5221
	723 (450)	378 820 980 1300 3194 4392	196,0	673 (400)	14220 16123*) 22319*)		703 (430)	160 175 200 208 220 230 271 489 505 570
	733 (460)	310 511 625 860 957 1305 1400		683 (410)	4025 4693 6790 7139 9762 10422 11210	245,0	653 (380)	674 3120 4772 5470 6900 6987 7312 8016 9210
	743 (470)	110 209 233 282 286 314 315 432 441 455 475 1130		703 (430)	441 648 790 1526 2040 2370 2700 2880			152 465 550 562 1172 1343 1465
	753 (480)	114 144 147 182 290 300 394		723 (450)	111 116 165 209 455 828		673 (400)	62 108 120 159 167 328
	763 (490)	28 45 53 59 62 65 92		733 (460)	62 92 85 124 141 173 180 200			
	773 (500)	53 59 62 65 92	225,4	683 (390)	9627*) 10904 11415*) 12992*)		693 (420)	33 35 78
	783 (510)	9 10 11 12 13 14 20 23 28		683 (410)	600 626 840 1058 1387 1587 2240 2369 2432 3261		698 (425)	165

anexa II (continuare)

0	1	2	3	4	5	6	7	8
			Oțel marca 14CrMo4					
49,0	853 (580)	15087 16207 ^x 21683 ^x	98,0	823 (550)	8721 ^x 10630 13076 14937 ^x 16283	147,0	813 (540)	1356 1370 1648 1716 2516 2568 2699 4319 4781 5500 7450
	873 (600)	2715 3172 4848 5762 6549 10567 11660		853 (550)	1849 2149 2590 3721 3780 4287 5022 6449 6993 8391 8854 12450			8245 642 739 823 882 971 1230 1320 2390 3292
	893 (620)	749 843 1188 1241 1302 1423 2395 2455 3223		853 (560)	594 824 901 1062 1182 1392 1464 1658 3214		823 (550)	642 739 823 882 971 1230 1320 2390 3292
	913 (640)	102 148 236 243 385 504 661 773		873 (600)	243 268 284 340 348 376 531		853 (560)	300 400 401 890 1256 1362 1492
78,4	853 (580)	1230 1302 2031 2749 3234 5496 9873		873 (620)	82 108 111 152 226	196,0	853 (580)	98 137 142 159 238 273 385 423 648
	873 (600)	204 324 370 439 762 610 1276 1434 2237 3134	147,0	893 (520)	9793 10291 10471 11139 14928 ^x 16579 19041 ^x		773 (500)	5002 ^x 8554 ^x 10031 10218 13085 18532
	823 (550)	7501 8204 10500 11213 12530 ^x 13657 15940 19887 ^x 7431 ^x 8553 ^x		893 (530)	2705 3730 4260 4344 4614 7340 ^x 8712 ^x 11434 12825 ^x		783 (510)	1592 2430 3721 3813 5170 5430 8401 8932 ^x 9881 ^x 14766 ^x

Anexa II (continuare)

0	1	2	3	4	5	6	7	8
196,0	793 (520)	918 1485 1668 1970 2134 2382 2450 2720 3215 5613 7450	245,0	763 (490)	2860 3700 5455 6309 7453 8572 10500 13131	245,0	813 (540)	89 106 111 201 226 238 284 314
	813 (540)	302 361 423 648 672 1582		773 (500)	1221 1324 2308 2800 3452*) 5773 6897 8555*)	294,0	753 (480)	1394 1943 2731 4335 5900 8942 9866 11110 13781*)
	823 (550)	142 208 262 274 302 356 385 476		783 (510)	536 623 743 912 1031 1280 1422 1683 2952 4491		773 (500)	581 600 1058 1094 1369 2040 2772 4531
	833 (560)	91 94 105 114 145 154 183 198		793 (520)	432 555 657 852 961 1354	343,0	733 (460) 773 (500)	17318 2572*) 5713

x) Ore încercare la 30 decembrie 1978

Tabelul 1 Valori pentru rezistența tehnică de durată calculată prin metoda clasică

Tempera- tura °C (°C)	Rezistența tehnică de durată, N/mm ²									
	10.000 h			100.000 h			200.000 h			
	STAS 6184- 1977	Valori calcu- late	Dife- ren- ța în	STAS 6184- 1977	Valori calcu- late	Dife- ren- ța în	DIN 17175	Valori calcu- late	Dife- ren- ța în	
45	663(390)	210	213	+1,43	147	139	+6,16	129	140	+0,53
	673(400)	191	194	+1,57	132	139	+5,30	115	122	+6,01
	683(410)	173	180	+4,05	117	121	+3,42	101	105	+3,96
	693(420)	153	154	-0,65	102	106	+3,92	89	88	-1,12
	703(430)	139	142	+2,16	91	90	-0,10	78	74	+5,13
	713(440)	126	130	+3,17	79	76	-3,80	67	61	-0,96
	723(450)	112	114	+1,73	68	65	-4,41	57	52	-0,92
	733(460)	99	100	+1,01	58	56	-3,45	48	44	-0,25
	743(470)	86	87	+1,16	49	45	-0,16	40	39	-2,50
	753(480)	74	75	+1,35	42	39	-7,14	33	34	+3,03
	763(490)	63	67	+6,35	35	34	-2,86	-	30	-
	773(500)	54	59	+9,26	29	31	+6,30	-	27	-
54	723(450)	362	370	+2,21	272	266	-2,21	260	255	-1,92
	733(460)	333	328	-1,50	242	232	-4,12	226	202	-0,94
	743(470)	309	289	-6,47	206	199	-3,40	195	176	-3,02
	753(480)	275	262	-4,73	177	169	-4,52	167	150	-0,00
	763(490)	243	231	-4,94	150	141	-6,00	139	125	-10,00
	773(500)	206	202	-1,94	129	117	-9,70	115	104	-3,62
	783(510)	181	174	-3,87	109	97	-10,01	96	87	-9,36
	793(520)	155	145	-6,45	94	85	-9,50	76	69	-9,20
	803(530)	131	137	+4,58	77	70	-9,25	62	56	-9,65
	813(540)	114	108	-5,26	60	55	-8,33	50	45	-9,87
	823(550)	98	91	-7,14	49	45	-8,35	39	37	+2,78
	833(560)	85	77	-9,41	40	39	-2,50	32	30	-0,25
	843(570)	72	65	-9,75	33	32	-3,03	26	25	-3,85

Anexa III

Tabelul 2 **Valorile parametrilor repartiției**
duratelor de rugure prin fluaj

Marca de oțel	Tensiunea de încercare N/mm ²	Temperatura de încercare °K(°C)	Parametrii repartiției deibul		
			β	η, h	\bar{t} h
0	1	2	3	4	5
OLT45K	39,2	833(560)	1,8	3365	2982
		853(590)	1,6	843	753
		873(600)	2,4	495	439
		893(620)	2,6	201	178
	49,0	793(520)	1,8	9990	8853
		813(540)	2,0	4434	3929
	78,4	753(480)	1,8	10740	9518
		773(500)	2,0	5572	4930
		793(520)	2,3	1189	1055
		833(560)	2,4	119	106
	98,0	743(470)	1,8	9451	8375
		753(480)	1,8	3622	3210
		773(500)	2,2	1346	1193
		793(520)	2,0	323	286
		813(540)	2,8	93	83
	117,6	713(440)	2,2	17338	1536
		723(450)	2,8	9705	8611
		733(460)	2,6	4909	4356
		753(480)	2,6	1330	1180
		773(500)	2,8	341	302
	147,0	673(400)	1,8	18621	16502
		693(425)	2,8	11455	10151
		713(440)	2,4	7178	6369
		723(450)	2,4	2056	1824
		733(460)	2,4	957	849
		743(470)	1,8	447	396
		753(480)	2,6	255	226
		773(500)	3,4	64	57
		793(520)	2,6	17	15
	176,4	693(420)	2,0	4498	3986
	196,0	673(400)	2,6	18836	16713
		683(410)	2,4	8630	7657
		703(430)	2,8	1001	1687
		723(450)	2,4	352	312
		733(460)	3,2	149	134
	245,0	653(380)	2,4	6688	5934
		673(400)	3,8	923	828
		693(420)	3,0	177	159
		693(425)	3,6	88	79

Anexa III (continuare)

0	1	2	3	4	5
14CrMo4	49,0	853(580)	2,2	18578	16464
		873(500)	2,2	6026	5340
		893(620)	2,4	1959	1738
		913(640)	2,8	533	473
	78,4	853(580)	2,4	4093	3632
		873(600)	1,8	1239	1098
	98,0	823(550)	2,4	13274	11778
		833(560)	2,4	6486	5755
		853(580)	3,6	1928	1730
		873(600)	2,0	499	442
		893(620)	2,6	167	148
	147,0	793(520)	2,8	14521	12884
		803(530)	2,0	7482	6631
		813(540)	2,6	3741	3319
		923(550)	2,4	2094	1858
		833(560)	2,6	830	736
		853(580)	3,4	256	230
	196,0	773(500)	3,0	12474	11195
		783(510)	2,8	7278	6458
793(520)		2,8	3334	2958	
813(540)		3,0	685	615	
823(550)		3,2	329	295	
833(560)		4,2	139	128	
245,0	763(490)	3,0	8892	7580	
	773(500)	2,8	4467	3964	
	783(510)	3,6	1738	1560	
	793(520)	4,0	734	674	
	813(540)	3,6	164	147	
294,0	753(480)	3,4	6501	5835	
	773(500)	3,4	1219	1094	
	793(520)	3,6	238	214	

Anexa III

Tabelul 3 Valorile pentru rezistența tehnică de durată calculate prin metoda propusă de autor

area de țol	Temperatura °K(°C)	Rezistența tehnică de durată, N/mm ²								
		10.000 h			100.000 h			200.000 h		
		STAS 8184-1977	Valori calculate	Diferența în %	STAS 8184-1977	Valori calculate	Diferența în %	DIN 17175	Valori calculate	Diferența în %
A45K	663(300)	210	210	±0,00	147	155	+5,44	129	132	+2,20
	673(400)	191	188	-1,57	132	137	+3,79	115	119	+3,50
	683(410)	173	171	-1,16	117	121	+3,22	101	105	+3,94
	693(420)	153	155	+1,31	102	105	+2,25	89	90	-1,12
	703(430)	139	140	+0,72	91	93	+2,20	78	76	-2,56
	713(440)	126	125	-0,79	79	76	-3,80	67	65	-2,99
	723(450)	112	114	+1,79	68	70	+2,94	57	54	-5,26
	733(460)	99	100	+1,01	58	57	-1,72	48	46	-4,17
	743(470)	86	87	+1,16	49	49	±0,00	40	41	+2,50
	753(480)	74	76	+2,72	42	43	+2,38	33	34	+3,03
	763(490)	63	67	+6,35	35	36	+2,86	-	31	-
773(500)	54	58	+7,41	29	31	+6,90	-	28	-	
CrMo4	723(450)	362	368	+1,66	272	278	+2,21	260	251	-3,46
	733(460)	333	339	+1,80	242	243	+0,41	226	214	-5,31
	743(470)	309	295	-4,53	206	211	+2,43	195	181	-6,90
	753(480)	275	270	-1,82	177	178	-0,56	167	156	-6,54
	763(490)	243	241	-0,82	150	141	-6,00	139	131	-5,92
	773(500)	206	205	-0,49	129	121	-6,20	115	107	-6,98
	783(510)	181	175	-3,31	109	102	-6,42	96	89	-7,29
	793(520)	155	155	±0,00	94	87	-7,30	76	71	-6,62
	803(530)	131	136	+3,82	77	72	-6,40	62	59	-4,83
	813(540)	114	112	-1,75	60	57	-5,00	50	48	-3,92
	823(550)	98	91	-7,14	49	48	-2,00	39	38	-2,56
	833(560)	85	80	-5,88	40	40	±0,00	32	31	-3,12
	843(570)	72	68	-5,56	33	33	±0,00	26	26	±0,00

Anexa III

Tabelul 4 Tensiunea minimă de rupere la fluaj
după diferite durate de utilizare

Marca de oțel	Temperatura °K (°C)	Tensiunea minimă de rupere la fluaj N/mm ²		
		10.000 h	100.000 h	200.000 h
OLT45K	663 (390)	172	121	102
	673 (400)	154	107	93
	683 (410)	140	96	85
	693 (420)	127	83	70
	703 (430)	114	71	59
	713 (440)	102	60	50
	723 (450)	92	53	41
	733 (460)	80	43	35
	743 (470)	68	37	32
	753 (480)	59	32	27
	763 (490)	51	27	24
773 (500)	44	24	21	
14CrMo4	723 (450)	292	228	192
	733 (460)	264	195	170
	743 (470)	226	166	138
	753 (480)	214	138	113
	763 (490)	190	110	95
	773 (500)	162	94	77
	783 (510)	137	79	63
	793 (520)	122	65	52
	803 (530)	106	53	45
	813 (540)	88	44	36
	823 (550)	72	36	28
833 (560)	60	31	23	
843 (570)	51	26	19	

Anexa IV

Tabelul 1 Duratele de rupere prin fluaj a probelor din sistemul de conducte a agregatului termoeenergetic de 100 MW și valorile parametrului de extrapolare Larson-Miller

N/mm^2	T, °K (°C)	t h	P x 10 ⁻³	
0	1	2	3	
49,0	953 (680)	645	21,737512	
		835	21,843384	
	933 (660)	1328	21,573951	
		1532	21,631597	
		1677	21,668493	
		1770	21,690355	
		1935	21,725424	
		1951	21,738037	
	98,0	913 (640)	68	19,933012
			101	20,089924
253			20,454053	
236			20,516295	
893 (620)		215	19,942877	
		253	20,005991	
		309	20,083543	
		373	20,156542	
		425	20,207155	
		468	20,244537	
		744	20,424312	
		770	20,437642	
873 (600)		457	19,782112	
		827	20,006993	
		1105	20,116857	
		1367	20,197512	
		1460	20,222481	
		1797	20,301274	
		2195	20,377076	
853 (580)		1537	19,778234	
	1632	19,800454		
	1973	19,870757		
	3666	20,100256		
147,0	853 (580)	44	18,461863	
		54	18,537736	
		59	18,570544	
		70	18,633876	
		78	18,672251	
		82	18,622487	
		90	18,726971	

Anexa IV (continuare)

0	1	2	3	
147,0	833	147	18,465382	
	(560)	153	18,479857	
		160	18,496033	
		165	18,507166	
		173	18,524301	
		180	18,538645	
		231	18,628897	
		243	18,647219	
		400	18,827512	
		457	18,875717	
		813	477	18,437645
		(540)	500	18,454266
			800	18,653863
			1076	18,724863
			1177	18,756412
			1256	18,777791
			1368	18,809645
			1455	18,831404
		793	1394	18,353402
		(520)	1452	18,367447
		2989	18,616094	
		3741	18,693385	
196,0	813	12	17,137373	
	(540)	26	17,410375	
		27	17,423694	
		793	36	17,094151
		(520)	40	17,130433
			43	17,155347
			45	17,170995
			46	17,178572
			88	17,398426
			131	17,538994
			145	17,573963
		773	201	17,240377
		(500)	221	17,272212
			223	17,275243
			226	17,279735
			257	17,322834
			265	17,333173
			296	17,370312
			319	17,395434
		753	520	17,110147
	(480)	591	17,147001	
		648	17,177123	
		668	17,187062	
		715	17,209295	
		928	17,294574	
		1006	17,320963	
		1016	17,323074	

Tabelul 2 Valorile parametrilor repartiției Weibull și ale parametrului Manson-Haferd pentru duratele de rupere prin fluaj ale probelor preluate din sistemul de conducte a agregatului termoelectric de 100 MW

N/mm^2	T $^{\circ}K$ ($^{\circ}C$)	β	η, h	$P \times 10^{-1}$
49,0	953 (680)	3,8	820	-0,017202
	933 (660)	3,2	1700	-0,017374
98,0	913 (640)	2,5	190	-0,019843
	893 (620)	2,5	380	-0,020042
	873 (600)	2,7	1300	-0,019753
	853 (580)	2,2	3100	-0,020113
147,0	853 (580)	2,8	92	-0,023175
	833 (560)	2,8	225	-0,023333
	813 (540)	2,4	1200	-0,022795
	793 (520)	2,0	1650	-0,023110
196,0	813 (540)	3,9	19	-0,027374
	793 (520)	3,6	78	-0,027107
	773 (500)	2,8	230	-0,027308
	753 (480)	1,6	850	-0,027245