

UNIVERSITATEA **POLITEHNICA** TIMIȘOARA  
FACULTATEA DE MECANICĂ

Ing. **TRIPA PAVEL**

# **TEZA DE DOCTORAT**

**CERCETĂRI ASUPRA TENACITĂȚII UNOR  
OȚELURI UTILIZATE LA CONDUCTELE DE ABUR  
DIN CENTRALELE TERMoeLECTRICE**

BIBLIOTECA CENTRALĂ  
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"  
TIMIȘOARA

Conducător științific:

Prof. dr. ing. **CRISTUINEA CONSTANTIN**

618.476  
366 A

1997

## CUVÂNT ÎNAINTE

Prezenta lucrare a fost concepută din dorința de a aprofunda studiul comportării mecanice a oțelurilor termorezistente utilizate în confecționarea conductelor de abur din centralele termoelectrice românești, unități de importanță deosebită atât economic cât și social.

Teza în sine, reprezintă o sinteză a activității de cercetare științifică desfășurată individual sau în grup, începând practic cu anul 1982, sub conducerea competentă, la început a domnului Prof. dr. ing. Hajdu Iosif și mai târziu, a conducătorului științific, domnul Prof. dr. ing. Cristuinea Constantin, renumiți specialiști și oameni de o deosebită probitate morală și profesională, cărora le exprim cu această ocazie, întreaga mea recunoștință și grațitudine.

Îmi fac o datorie de onoare să adresez mulțumiri pentru înțelegerea și ajutorul acordat, colectivului Catedrei de Rezistența Materialelor de la Facultatea de Mecanică, și în mod deosebit, colectivului de muncitori și tehnicieni, care m-au ajutat la realizarea dispozitivelor și echipamentelor necesare, precum și la efectuarea unor încercări experimentale.

Doresc să exprim multe mulțumiri, domnului Prof. dr. ing. Mircea Rațiu din Statele Unite ale Americii, care mi-a pus la dispoziție o bibliografie bogată și la zi, fără ajutorul căruia, această lucrare nu ar fi fost realizată.

Exprim de asemenea cuvinte de mulțumire domnilor: Prof. dr. ing. Curtu Ioan, Universitatea "Transilvania" Brașov; Prof. dr. ing. Iliescu Nicolae, Universitatea "Politehnica" București; Prof. dr. ing. Păstrav Ioan, Universitatea Tehnică Cluj-Napoca; Prof. dr. ing. Năstăsescu Vasile, Academia Tehnică Militară, București; Prof. dr. ing. Budău Victor, Universitatea "Politehnica" Timișoara, pentru sugestiile și încurajările pe care mi le-au adresat de fiecare dată când au avut ocazia, contribuind în acest mod la urgentarea finalizării tezei.

Exprim mulțumiri, tuturor aceluia care, într-un fel sau altul, prin observațiile, sugestiile sau ajutorul acordat, au contribuit la ducerea la bun sfârșit a acestei lucrări.

Nu în ultimul rând, trebuie să exprim cele mai calde mulțumiri și adâncă recunoștință părinților mei și soacrei, pentru sprijinul moral dar mai ales material acordat pe parcursul elaborării tezei.

O mențiune specială, pentru înțelegerea de care au dat dovadă în toată această perioadă, familiei mele: soția Maria și copiii, Marius și Adina, pentru sacrificiile făcute, pentru faptul că mi-au stat întotdeauna alături, mai ales atunci când am fost în momente grele.

Dedic această lucrare, familiei mele.

## CUPRINS

Cuvânt înainte.....	pag.	2
Cuprins.....		3
Semnificația principalelor notații.....		6
<b>Capitolul 1 INTRODUCERE</b>		
1.1 Considerații generale.....		8
1.2 Tenacitatea, ductilitatea, fragilitatea și tenacitatea la rupere a materialelor.....		11
1.3 Ruperea materialelor.....		15
1.4 Necesitatea cunoașterii comportării oțelurilor termorezistente.....		16
<b>Capitolul 2 STADIUL ACTUAL AL CERCETĂRILOR PRIVIND APRECIEREA COMPORTĂRII MECANICE A OȚELURILOR</b>		
2.1 Aprecierea comportării oțelurilor prin încercări în absența fisurilor.....		18
2.2 Aprecierea tenacității oțelurilor prin încercări în prezența fisurilor.....		25
<b>Capitolul 3 ELEMENTE GENERALE DE MECANICA RUPERII. CARACTERISTICI DE TENACITATE</b>		
3.1 Considerații generale.....		28
3.2 Starea de tensiune și deformație în vecinătatea frontului fisurii.....		30
3.3 Caracteristicile de apreciere a tenacității și tenacității la rupere a oțelurilor.....		32
3.3.1 Factorul de intensitate al tensiunii $K$ și tenacitatea la rupere $K_{IC}$ .....		33
3.3.2 Determinarea tenacității la rupere pe baza energiei echivalente la rupere, $K_{EE}$ .....		39
3.3.3 Forța critică de extensie a fisurii $G_c$ .....		41
3.3.4 Deplasarea și deschiderea la vârful fisurii, $\delta$ , $\delta_I$ .....		42
3.3.5 Integrala de contur, $J$ .....		45
3.3.6 Curbele $R$ .....		47
3.3.7 Curbele $J-R$ .....		48
3.3.8 Modulul de rupere, $T$ .....		48
3.4 Corelații între caracteristicile de apreciere a tenacității oțelurilor.....		50
3.5 Domeniile de valabilitate ale caracteristicilor de apreciere a tenacității la rupere a oțelurilor. Limitele mecanicii ruperii liniar elastice.....		52

3.6 Propagarea prin oboseală a fisurilor.....	57
3.7 Epruvete pentru determinarea tenacității la rupere a oțelurilor.....	63
3.8 Calculul conductelor pe baza conceptelor Mecanicii Ruperii.....	64
<b>Capitolul 4 CRITERIILE MECANICII RUPERII, APLICATE LA CONDUCTELE DE ABUR</b>	
4.1 Considerații generale. Încărcări. Tipuri de fisuri.....	68
4.2 Conductă cu fisură longitudinală de suprafață, supusă la presiune interioară.....	76
4.3 Conductă cu fisură interioară circumferențială de suprafață, solicitată la întindere.....	79
4.4 Conductă cu fisură circumferențială străpunsă, solicitată la întindere.....	81
4.5 Conductă cu fisură circumferențială străpunsă, solicitată la încovoiere.....	83
<b>Capitolul 5 FACTORUL DE INTENSITATE AL TENSIUNII <math>K_I</math> PENTRU CÂTEVA CAZURI DE CONDUCTE FISURATE</b>	
5.1 Conducta supusă la presiune interioară, având o fisură longitudinală străpunsă.....	86
5.2 Conducta supusă la presiune interioară, având o fisură longitudinală la suprafața interioară.....	89
5.3 Conducta cu fisură longitudinală străpunsă, supusă la torsiune.....	95
5.4 Conductă supusă la presiune interioară, având o fisură circumferențială străpunsă.....	96
5.5 Conductă supusă la întindere, având o fisură circumferențială străpunsă.....	98
5.6 Conductă supusă la încovoiere și având o fisură circumferențială de suprafață.....	99
5.7 Conductă supusă la presiune interioară și având o fisură circulară străpunsă.....	100
5.8 Conductă supusă la șoc termic.....	108
5.9 Factorul de intensitate al tensiunii $K_I$ , datorat variației temperaturii pe grosimea peretelui conductei.....	114
<b>Capitolul 6 CERCETĂRI EXPERIMENTALE PENTRU APRECIEREA COMPORTĂRII LA RUPERE A UNOR OȚELURI TERMOREZISTENTE</b>	
6.1 Considerații generale.....	118



6.2 Cercetări experimentale efectuate.....	119
6.2.1 Cercetări privind deformabilitate și tenacitatea.....	119
6.2.2 Cercetări pentru determinarea tenacității la rupere. Încercări de Mecanica Ruperii.....	121
6.3 Concluzii finale asupra încercărilor experimentale efectuate.....	146
<b>Capitolul 7 EXEMPLU DE CALCUL AL UNEI CONDUCTE DE ABUR FISURATĂ</b>	
7.1 Calculul coeficientului de siguranță, față de ruperea instabilă.....	147
7.2 Calculul la propagarea prin obosală a fisurii.....	149
7.3 Concluzii.....	150
<b>Capitolul 8 PROGRAM DE CALCUL AL CONDUCTELOR FISURATE.....</b>	<b>152</b>
<b>Capitolul 9 SINTEZA LUCRĂRII. CONTRIBUȚII PERSONALE</b>	
9.1 Sinteza lucrării.....	167
9.2 Contribuții personale.....	171
<b>BIBLIOGRAFIE.....</b>	<b>175</b>
<b>ANEXE.....</b>	<b>187</b>

### Semnificația principalelor notații

- $a$  - dimensiunea (adâncimea) fisurii
- $a_c$  - dimensiunea (adâncimea) critică a fisurii
- $a_0, a_i$  - dimensiunea (adâncimea) inițială a fisurii
- $a_f$  - dimensiunea (adâncimea) finală a fisurii
- $\alpha$  - factor de amplificare în relația Ramberg-Osgood
- $\alpha_0$  - coeficient de dilatare termică liniară
- $b$  - ligamentul epruvetei sau conductei
- $B$  - grosimea epruvetei
- $c_k$  - coeficient de siguranță față de ruperea instabilă
- $C$  - constantă de material în ecuația Paris
- $\delta$  - deplasarea la vârful fisurii (COD)
- $\delta_c$  - deplasarea critică la vârful fisurii
- $\delta_i$  - deschiderea la vârful fisurii (CTOD)
- $\Delta_p$  - deformația plastică totală
- $E$  - modul de elasticitate longitudinal
- $\epsilon$  - deformație specifică (alungire)
- $\epsilon_0$  - deformație specifică elastică
- $\epsilon_p$  - deformație specifică plastică
- $F$  - sarcină aplicată
- $\gamma$  - unghiul la centru pentru fisura circumferențială
- $G$  - modul de elasticitate transversal
- $\mathcal{G}, (\mathcal{G}_c)$  - forța (forța critică) de extensie a fisurii
- $h$  - grosimea peretelui conductei
- $J, (J_c)$  - integrala (integrala critică) de contur J
- $K_I, K_{II}, K_{III}$  - factori de intensitate ai tensiunii după Modurile I, II, III
- $K_c$  - factor critic de intensitate al tensiunii
- $K_{Ic}$  - factor critic de intensitate al tensiunii, după Modul I
- $K_v$  - tenacitatea la rupere, determinată pe epruvete Chevron
- KCU - reziliență
- KV - energia la rupere, determinată pe epruvete Charpy V
- $l$  - semilungimea fisurii

- $l_c$  - semilungimea critică a fisurii  
 $l_m$  - semilungimea mediană a circumferinței fisurii  
 $m$  - constantă de material în ecuația Paris  
 $M$  - coeficient de multiplicare  
 $M'$  - raportul  $K_{II} / K_I$   
 $M_i$  - moment încovoietor  
 $M_k$  - coeficient de multiplicare, pentru fisura longitudinală de suprafață  
 $M_t$  - moment de torsiune  
 $n$  - exponent de ecruisare (relația Ramberg-Osgood)  
 $n_c$  - numărul ciclurilor de solicitare dintr-un an  
 $N, N_c$  - durabilitatea conductei  
 $p$  - presiunea interioară din conductă  
 $P$  - sarcina axială aplicată  
 $r$  - raza curentă a conductei  
 $r_p, R_p$  - raza zonei plastice de la vârful fisurii  
 $R_i$  - raza interioară a conductei  
 $R_e$  - raza exterioară a conductei  
 $R$  - raza medie a conductei,  $(R_i + R_e) / 2$   
 $R_s$  - coeficient de asimetrie al ciclului de solicitare  
 $R_{p0.2}$  - limita de curgere convențională  
 $R_m$  - rezistența la rupere  
 $\sigma_0$  - tensiunea corespunzătoare punctului de separație elastic-plastic  
 $\sigma_n$  - tensiunea normală radială din conductă  
 $\sigma_t$  - tensiunea normală circumferențială din conductă  
 $\sigma_x$  - tensiunea normală axială din conductă  
 $\sigma_c$  - tensiunea de curgere  
 $\sigma_r$  - tensiunea de rupere  
 $\sigma_m$  - tensiunea normală medie,  $(\sigma_c + \sigma_r) / 2$   
 $t$  - timp  
 $\theta$  - temperatură  
 $\Delta\theta$  - variația de temperatură  
 $V$  - durata de viață a conductei  
 $W$  - lățimea epruvetei

## CAPITOLUL 1: INTRODUCERE

### 1.1 Considerații generale

Centralele termoelectrice funcționând cu combustibili solizi, lichizi, gazoși sau nucleari au o pondere însemnată în sistemul energetic, de funcționarea lor în siguranță depinzând derularea corectă a activității economice și sociale. O parte însemnată a centralei termoelectrice o reprezintă sistemul de conducte ce transportă agentul termic de la cazan la turbine (abur viu sau intermediar).

Conductele de abur din centralele termoelectrice fac parte din categoria *conductelor normale*, adică ele constituie trasee de conducte plane și spațiale ce formează structuri static determinate sau nedeterminate [P10]. În condițiile desfășurării procesului tehnologic, conductele de abur sunt solicitate static sau dinamic de către presiunea interioară, greutatea proprie sau a diferitelor elemente, variația de temperatură, șoc termic, acțiuni seismice, etc.

Prin conductele de abur viu circulă agent termic la parametri de temperatură și presiune ridicați:  $\theta = 540$  °C,  $p = 14$  MPa. Conductele de abur viu, au grosimea  $h$  a peretelui mare și raportul  $R_i / h < 10$ , ( $h = R_c - R_i$ ,  $R_i$ ,  $R_c$  - raza interioară respectiv, exterioară a conductei). Datorită solicitărilor la care sunt supuse și dimensiunilor pe care le au, conductele de abur viu se află într-o stare plană de deformație (SPD), [A5], [K4], [K14].

Prin conductele de abur intermediar, agentul termic circulă la o presiune mai mică ( $p = 2,7...3$  MPa) decât în cazul conductelor de abur viu, dar la aceeași temperatură  $\theta = 540$  °C. Aceste conducte au raza interioară respectiv, exterioară mai mari și grosimea peretelui mai mică. În timpul funcționării centralei, conductele de abur intermediar se află într-o stare plană de tensiune (SPT), [D11], [T1].

În peretele conductelor pot exista o serie de defecte, apărute fie în timpul procesului de elaborare, fie în timpul exploatării acestora. Aceste defecte pot fi incluziuni sau discontinuități fizice (goluri sau fisuri). Atât incluziunile cât și golurile, constituie centre din care se pot amorsa ulterior fisuri. În Capitolul 4 se prezintă o clasificare detaliată a defectelor care pot exista în peretele conductelor. Fisurile sunt defectele cele mai periculoase, deoarece constituie concentratori puternici de tensiune. Datorită solicitărilor, care în cazul conductelor de abur sunt variabile în timp (presiunea și

temperatura, etc.). fisurile existente în peretele conductei se pot dezvolta (propaga) prin oboseală, ajungând la dimensiuni care pot scoate conducta din funcțiune,

Cercetările efectuate de un colectiv din cadrul catedrei de Rezistența Materialelor a Universității "Politehnica" Timișoara, colectiv din care a făcut parte și autorul, împreună cu ICEMENERG București timp de peste 20 de ani, asupra conductelor de abur din centralele termoelectrice românești, au scos în evidență de mai multe ori prezența unor fisuri în peretele conductei (Fig. 1.1-1). Într-un singur caz, dezvoltarea fisurii a avut loc cu deformații plastice mari (umflarea zonei respective). În toate celelalte cazuri,

dezvoltarea fisurilor a avut loc fără deformații plastice, materialul comportându-se elastic.

Deoarece materialul conductelor de abur este oțelul slab aliat utilizat la temperaturi ridicate, acesta va fi numit în prezenta lucrare; **oțel termorezistent**.

Cercetările s-au efectuat pe câteva mărci de oțeluri termorezistente, cele mai utilizate în prezent în confecționarea conductelor de abur din centralele termoelectrice românești. În Tabelul 1.1-1 se prezintă compoziția chimică, prescrisă de producător și determinată, a principalelor mărci de oțeluri termorezistente cercetate.

Analizând valorile din Tabelul 1.1-1 se desprind următoarele concluzii;

- Compoziția chimică variază de la o șarjă la alta, dar în general în limite prescrise

- Compoziția chimică a oțelului termorezistent X20CrMoV121 se încadrează foarte bine în limitele prescrise de producător, cu excepția unei depășiri nesemnificative a conținutului de crom. Această depășire de 0,02% a conținutului de crom s-a constatat numai la o singură șarjă,

- La oțelul termorezistent 12H1MI s-a depășit tot la o singură șarjă conținutul de carbon (0,01%, respectiv 0,02%),

- La oțelul 15128 compoziția chimică se încadrează în limitele prescrise,

- La oțelurile termorezistente analizate, durata de funcționare a conductei nu a avut influență asupra compoziției chimice.



Fig.1.1-1 Fisură într-o conductă de abur

Tabelul 1.1-1 Compoziția chimică a unor mărci de oțeluri termorezistente utilizate în confecționarea conductelor de abur din centralele termoelectrice românești

Nr. crt.	Marca oțelului	Durata de funcționare [ ore ]	Mod de stabilire	Compoziția chimică [ % ]										
				C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V	Cu	Al
1	X20CrMoV121	0	Determinată (la cercetare)	0.19	0.4	0.65	0.027	0.005	0.46	11.7	0.92	0.02	0.01	0.013
			Prescrisă de producător	0.21	0.43	0.67	0.028	0.006	0.48	12.7	0.95	0.25	0.014	0.014
2	12H1MF	0	Determinată	0.17	0.10	1.00	max	max	0.3	10.0	0.60	0.23	-	-
				0.23	0.50	0.03	0.03	0.8	12.5	1.2	0.35	-	-	
		62.000	Determinată	0.12	0.28	0.60	0.015	0.016	0.14	0.38	0.23	0.18	0.14	0.007
				0.14	0.29	0.65	0.02	0.20	0.27	1.02	0.25	0.24	0.22	0.022
63.071	Determinată	0.12	0.31	0.60	0.017	0.018	0.19	1.07	0.29	0.17	0.19	0.025		
		0.12	0.27	0.53	0.013	0.013	0.11	1.06	0.27	0.16	0.12	0.03		
0	Prescrisă	0.08	0.17	0.4	max	max	max	0.9	0.25	0.15	max	-		
		0.13	0.70	0.7	0.03	0.025	0.3	1.2	0.35	0.30	0.20	-		
3	15128	0	Determinată	0.12	0.28	0.65	0.012	0.013	0.06	0.67	0.41	0.30	0.04	-
				0.13	0.34	0.70	0.017	0.015	0.16	0.62	0.46	0.32	0.11	-
		34-408	Determinată	0.13	0.28	0.44	0.013	0.012	0.11	0.54	0.35	0.25	0.04	0.17
				0.135	0.29	0.56	0.016	0.014	0.12	0.46	0.27	0.08	0.20	
71.000	Determinată	0.13	0.34	0.60	0.011	0.016	0.10	0.59	0.48	0.28	0.03	0.025		
		0.10	0.15	0.40	max	max	-	0.5	0.40	0.22	-	-		
0	Prescrisă	0.18	0.40	0.70	0.04	0.04	0.7	0.70	0.35	-	-	-		

Menținerea compoziției chimice în limitele prescrise, chiar după un număr mare de ore de funcționare a conductei la presiune și temperatură ridicată, conferă acestora stabilitate termică, ceea ce le recomandă pentru a fi folosite în confecționarea conductelor de abur din centralele termoelectrice. În Tabelul 1.1-1 sunt prezentate valorile extreme (minime și maxime) după o cercetare a unui număr foarte mare de șarje din fiecare marcă de oțel termorezistent prezentat.

## 1.2 Tenacitatea, ductilitatea, fragilitatea și tenacitatea la rupere a oțelurilor

Cunoașterea caracteristicilor fizico-mecanice, în special de rezistență și deformabilitate a oțelurilor (și a celor termorezistente) în diferite condiții, este posibilă numai prin executarea unor încercări experimentale corespunzătoare. Rezultatul încercărilor trebuie să conducă la concluzii cât mai clare cu privire la comportarea oțelului respectiv, în diferitele condiții de solicitare. Una dintre caracteristicile de bază prin care se apreciază comportarea oțelurilor este *tenacitatea*.

În literatura de specialitate, noțiunea de tenacitate este frecvent utilizată, însă la un studiu mai atent, se constată că înțelesul acesteia nu este suficient de bine precizat, neexistând la ora actuală o definiție clară, unanim acceptată. Foarte puțini autori definesc noțiunea de tenacitate, rezumându-se în general la utilizarea acesteia sau definesc tenacitatea pe baza comportării (clasificării) materialelor. Pentru exemplificare se prezintă câteva definiții ale tenacității, date de autori cunoscuți și apreciați în literatura de specialitate:

Mocanu D.R. [M14]: " Tenacitatea este proprietatea unui material de a absorbi energie în domeniul deformațiilor plastice. Tenacitatea nu se confundă cu ductibilitatea, reflectând în același timp și rezistența și ductibilitatea. Dacă un material suferă fără să se rupă tensiuni accidentale care depășesc limita de curgere, atunci se spune că acesta este tenace. De obicei tenacitatea este legată de valoarea suprafeței totale aflată sub curba caracteristică, adică de lucrul mecanic specific de deformare înmagazinat până la rupere"

" Ductibilitatea caracterizează faptul că ruperea este însoțită de deformații plastice mari. Ductile sunt și materialele a căroră curbă caracteristică nu are palier de curgere"

Mocanu D.R. [M15]: " Materialele la care ruperea este precedată după o comportare elastică de deformații plastice mari se numesc ductile sau tenace. Materialele care se deformează foarte puțin înainte de rupere se numesc fragile"

Buzdugan Gh. [B27]: " Materialele cu alungire la rupere mare sunt ductile sau tenace"

Geru N. [G1]: " Tenacitatea este proprietatea unui material de a absorbi energia prin deformare plastică în procesul rupei. Ea caracterizează deci, capacitatea materialelor de a se opune propagării fisurilor".

Dieter G.L. [D4] : " Tenacitatea este proprietatea unui material de a absorbi energie în domeniul deformațiilor plastice". Autorul recunoaște că tenacitatea cu toate că este unanim acceptată este dificil de definit. După același autor, tenacitatea se poate explica pe baza mărimii suprafeței totale aflate sub curba caracteristică obținută la solicitarea de întindere axială. Această suprafață, reprezintă o indicație a lucrului mecanic total de deformare ce poate fi înmagazinat de unitatea de volum, fără să apară ruperea.

Breban V. [B24]: " Tenacitatea este proprietatea unui material de a putea căpăta deformații relativ mari înainte de a se rupe".

STAS 1963-81: " Tenacitatea este însușirea unui material solid de a se rupe după un stadiu premergător de deformare plastică. În particular, tenacitatea este însușirea unui material solid de a se rupe după disiparea unei energii de deformare în stadiul de deformare plastică ce precede ruperea".

Asupra celor prezentate cu privire la noțiunea de tenacitate a unui material se pot trage unele concluzii:

- nu există o definiție unică a tenacității
- în unele cazuri nu se face o delimitare între materialele ductile și cele tenace
- tenacitatea este totuși o caracteristică de apreciere a comportării unui material
- tenacitatea este legată mai mult de prezența deformațiilor plastice mari până la rupere sau de aria suprafeței de sub curba caracteristică. Înseamnă că un oțel cu rezistență mică și deformații plastice mari până la rupere, poate avea aceeași tenacitate cu un oțel cu rezistență mare și deformații mai mici (dacă ariile suprafeței diagramelor caracteristice la tracțiune sunt egale).

Consider că tenacitatea poate fi o caracteristică a unui material, dar nu ar trebui utilizată pentru a aprecia comportarea acestuia, ci mai mult pentru a diferenția materialele între ele. Tenacitatea trebuie să fie o noțiune mai complexă, care să înglobeze atât caracteristicile de rezistență cât și cele de deformabilitate a unui material. De aceea se consideră mai bună următoarea clasificare a materialelor (de unde poate rezulta și definirea tenacității) și anume: dacă deformația plastică  $\Delta_p$  până la rupere a unui material



este mult mai mare decât zero ( $\Delta_p \gg 0$ ) atunci materialul este **deformabil** sau **ductil**. Dacă deformația plastică până la rupere este zero sau apropiată ca valoare de zero ( $\Delta_p = 0$ ), atunci materialul este **fragil** sau **casant**.

Materialele deformabile sau ductile pot fi: **maleabile** sau **tenace**. Materialele maleabile sunt materialele care până la rupere au deformații plastice mari, dar nivelul tensiunii este scăzut. Aceste materiale nu prezintă în timpul deformării plastice fenomenul de întărire (ecruisare). Materialele tenace, au până la rupere deformații plastice mari, dar și nivelul tensiunii este ridicat. La aceste materiale, în cursul deformării plastice se manifestă fenomenul de întărire. Această clasificare poate fi cuprinsă în schema următoare (Fig.1.2-1):

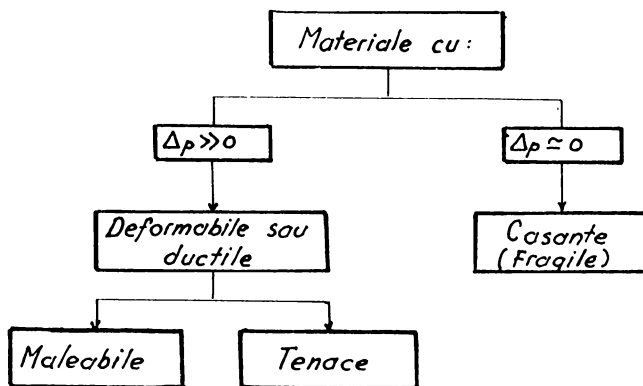


Fig. 1.2-1 Clasificarea materialelor

Pe baza clasificării materialelor (Fig.1.2-1), se poate configura următoarea definiție pentru tenacitatea unui material; "**Tenacitatea este însușirea unui material, de a suferi până la rupere deformații plastice mari sub un nivel ridicat de solicitare**" [T11].

Tenacitatea nu trebuie considerată ca o însușire absolută a unui material, deoarece ea depinde de o serie de factori: temperatură, tipul solicitării, viteza de solicitare, etc. Pe baza definiției tenacității, este foarte dificil de a preciza cât de tenace este un anumit material. De aceea se consideră că folosirea noțiunii de tenacitate este mai potrivită în cazul existenței mai multor materiale sau a unuia încercat în diferite condiții, precizând în aceste cazuri, dacă unul este mai tenace sau nu decât altul, sau cum modificarea unor condiții de solicitare modifică tenacitatea materialului. Evident, la baza aprecierii sau comparării tenacității diferitelor materiale nu pot sta decât încercările experimentale.

Numai deformațiile plastice până la rupere ale unui material, caracterizează alte însușiri ale acestuia: **ductilitatea și fragilitatea**.

Ductilitatea, din punct de vedere tehnic, este o însușire necesară, pe când fragilitatea nu, deoarece duce la ruperea brutală a elementului de rezistență. Ductilitatea, la fel ca tenacitatea, nu este o însușire absolută a materialului .

În ultimile 2-3 decenii mai ales, pe plan mondial au început să se efectueze studii asupra elementelor de rezistență care prezintă diferite defecte, în special cele de tipul fisurilor. În aceste condiții, în literatura de specialitate a apărut o nouă noțiune și anume: **tenacitatea la rupere**. În bibliografia parcursă, nu s-a găsit o definiție a tenacității la rupere, cu toate că ea este utilizată pe scară largă. Astfel [S22], definește tenacitatea la rupere ca fiind: " *factorul critic de intensitate a tensiunii în condițiile păstrării stării plane de deformare căruia îi corespunde prima extindere sensibilă a fisurii*". Această explicație nu este satisfăcătoare , din următoarele considerente:

- Ceea ce prezintă [S22] nu constituie o definiție a tenacității la rupere, ci doar o explicație a exprimării tenacității la rupere,

- după cum se cunoaște, factorul critic de intensitate al tensiunii, nu este singura caracteristică prin care se exprimă tenacitatea la rupere și ca atare, aceasta nu poate fi limitată doar la o singură caracteristică.

Se consideră că tenacitatea la rupere a unui material poate fi definită ca: **proprietatea materialului de a se opune inițierii și propagării (dezvoltării) fisurilor**. Ea este o proprietate a fiecărui material și poate fi exprimată prin una din caracteristicile de tenacitate, definite de Mecanica Ruperii. Aceste caracteristici se determină după tehnici standardizate.

Se poate concluziona, că în prezent în literatura de specialitate există două noțiuni aparent asemănătoare, dar cu domenii de aplicabilitate diferite și anume:

- **tenacitatea materialelor**, definită în general pe baza ariei suprafeței de sub curba caracteristică la tracțiune. Ea este caracteristică materialelor fără discontinuități fizice,

- **tenacitatea la rupere** a materialelor, dezvoltată pe baza conceptelor Mecanicii Ruperii, fiind o caracteristică a materialelor (elementelor) care prezintă discontinuități fizice (fisuri).

### 1.3 Ruperea materialelor

În Fig.1.2-1 s-a prezentat o clasificare a materialelor în funcție de deformațiile plastice suferite până la rupere. Pe baza ecelecași scheme, se poate face o clasificare a ruperilor suferite de aceste materiale.

În funcție de prezența sau absența deformațiilor plastice până la rupere, ruperea poate fi: **ductilă** sau **fragilă**. Cele două moduri de rupere, dau suprafețelor de separație (rupere) aspecte diferite. Ruperea ductilă conferă un aspect mat, "fibros", iar ruperea fragilă (separare sau clivaj) conferă suprafeței de rupere un aspect lucios, "cristalin". Ruperea ductilă, fiind precedată de deformații plastice mari, are o energie de rupere



Fig.1.3-1 Rupere ductilă

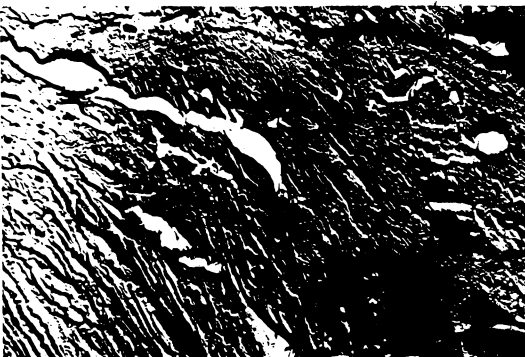


Fig.1.3-2 Rupere fragilă

apreciabilă, pe când la ruperea fragilă, această energie este mică. La ruperea ductilă, ruperea se localizează într-o anumită zonă, unde se produce o gătuire. În această zonă, separarea se face pe fețe înclinate la  $45^\circ$  față de direcția de solicitare. Separarea pe fețele înclinate are loc în urma unui proces de deformare plastică. Microfractografic, ruperea ductilă se recunoaște prin prezența pe suprafața de rupere, a unor cavități semisferice, numite "cupe", (Fig.1.3-1), care sunt micropori formați în procesul ruperii ductile. În cazul inițierii microfisurilor, la ruperea ductilă, un rol important îl au

incluziunile. În mod obișnuit, ruperea ductilă se produce transgranular, dar ea poate avea loc și intergranular.

În cazul ruperilor fragile, suprafața de separație este perpendiculară pe direcția de solicitare, fiind prezentă starea plană de deformație. Ruperea fragilă se dezvoltă intergranular, sau chiar în interiorul unui grăunte, pe mai multe nivele care dau naștere unei imagini de "râuri", (Fig.1.3-2). Într-un grăunte particular, "râurile" converg în punctul de inițiere al rupei.

#### **1.4 Necesitatea cunoașterii comportării oțelurilor termorezistente**

Datorită rolului lor funcțional, conductele de abur dintr-o centrală termoelectrică, constituie o componentă de bază a centralei. De modul de funcționare a conductelor de abur, depinde însăși funcționarea centralei. Avarierea sau distrugerea unei singure conducte de abur, conduce la oprirea centralei, caz în care pierderile economice pot fi foarte mari. De asemenea, distrugerea conductei printr-o rupere fragilă a materialului său, poate provoca accidente și chiar pierderi de vieți omenești.

Ruperea fragilă a materialului conductelor de abur, este deosebit de periculoasă deoarece, ea producându-se în timp relativ scurt și pe lungimi mari nu mai permite luarea unor măsuri de protecție și securitate a oamenilor și centralei.

Din cele prezentate până acum, rezultă că este de mare importanță cunoașterea comportării materialului din care sunt confecționate conductele de abur din centralele termoelectrice.

Cunoașterea cât mai bine a comportării materialului conductelor de abur, în toate sau cât mai multe condiții de exploatare, permite luarea unor decizii cu privire la înlocuirea totală a conductei sau zonei supusă observației, sau eventuala prelungire a duratei de funcționare a acestora, sub o permanentă supraveghere a evoluției defectului existent. Prolungirea duratei de funcționare a conductelor de abur, este un obiectiv primordial pentru conducerile tuturor centralelor termoelectrice românești și nu numai. Această prelungire a duratei de funcționare a conductelor de abur, nu poate fi făcută oricum, ci numai cu stricta păstrare a condițiilor de siguranță. De asemenea, menținerea parametrilor de funcționare (presiune și temperatură), este o altă cerință avută în vedere. Toate acestea nu pot fi atinse fără o cunoaștere a comportării reale a materialului conductelor, cunoaștere ce are la bază cercetări teoretice și experimentale.

Prelungirea duratei de funcționare a conductelor de abur cu păstrarea condițiilor de siguranță, conduce la beneficii deosebite pentru centrala respectivă.

Prezenta lucrare își propune efectuarea unor studii și cercetări asupra unor oțeluri termorezistente din care sunt confecționate conductele de abur din centralele termoelectrice românești, care să permită luarea unor decizii cât mai corecte privind menținerea sau scoaterea din funcționare a acestora.

010.476  
366 A.

## CAPITOLUL 2: STADIUL ACTUAL AL CERCETĂRIILOR PRIVIND APRECIEREA COMPORTĂRII OȚELURILOR

Aprecierea comportării fizico-mecanice a oțelurilor se poate face în urma unor încercări experimentale. Aceste încercări pot avea loc în absența fisurilor sau în prezența acestora. În Fig.2-1 se prezintă o schemă cu principalele metode și caracteristici pe baza cărora se poate aprecia comportarea fizico-mecanică a oțelurilor [T7], [T8].

### 2.1 Aprecierea comportării oțelurilor prin încercări în absența fisurilor

În țara noastră, aprecierea comportării oțelurilor se face pe baza rezultatelor obținute în urma încercărilor experimentale, care au loc în absența fisurilor. Aceste metode, prin caracteristicile determinate, scot în evidență caracterul ductil sau fragil al rupei sau tenacitatea materialului. Caracteristicile mecanice determinate, nu sunt absolute pentru un oțel, ele fiind influențate de o serie de factori: temperatură, viteză de solicitare, etc.

#### 2.1a Forma diagramelor caracteristice la tracțiune

Ținând seama de faptul că tenacitatea unui material este definită în general pe baza diagramei caracteristice la tracțiune, aceasta poate fi utilizată pentru aprecierea tenacității unui oțel. De asemenea, forma acestor diagrame caracteristice la tracțiune, dau indicii cu privire la caracterul ductil sau fragil al rupei. În Fig.2.1-1 se prezintă câteva forme ale diagramelor caracteristice pe baza cărora se poate aprecia caracterul ductil,

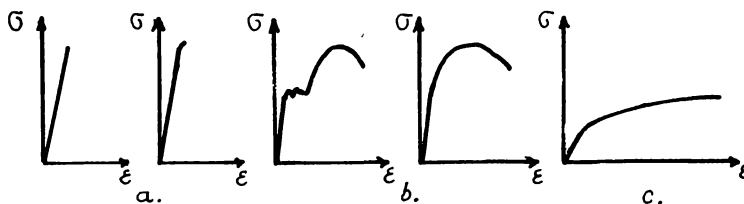


Fig.2.1-1 Forma diagramelor caracteristice pentru materiale: a) fragile, b) ductile, c) maleabile

fragil sau tenacitatea oțelurilor.

Aprecierea tenacității, atunci când se studiază un oțel pe baza unei singure diagrame caracteristice la tracțiune, trebuie făcută cu prudență. Se recomandă ca diagrama caracteristică la tracțiune, să fie utilizată pentru aprecierea tenacității în cazul

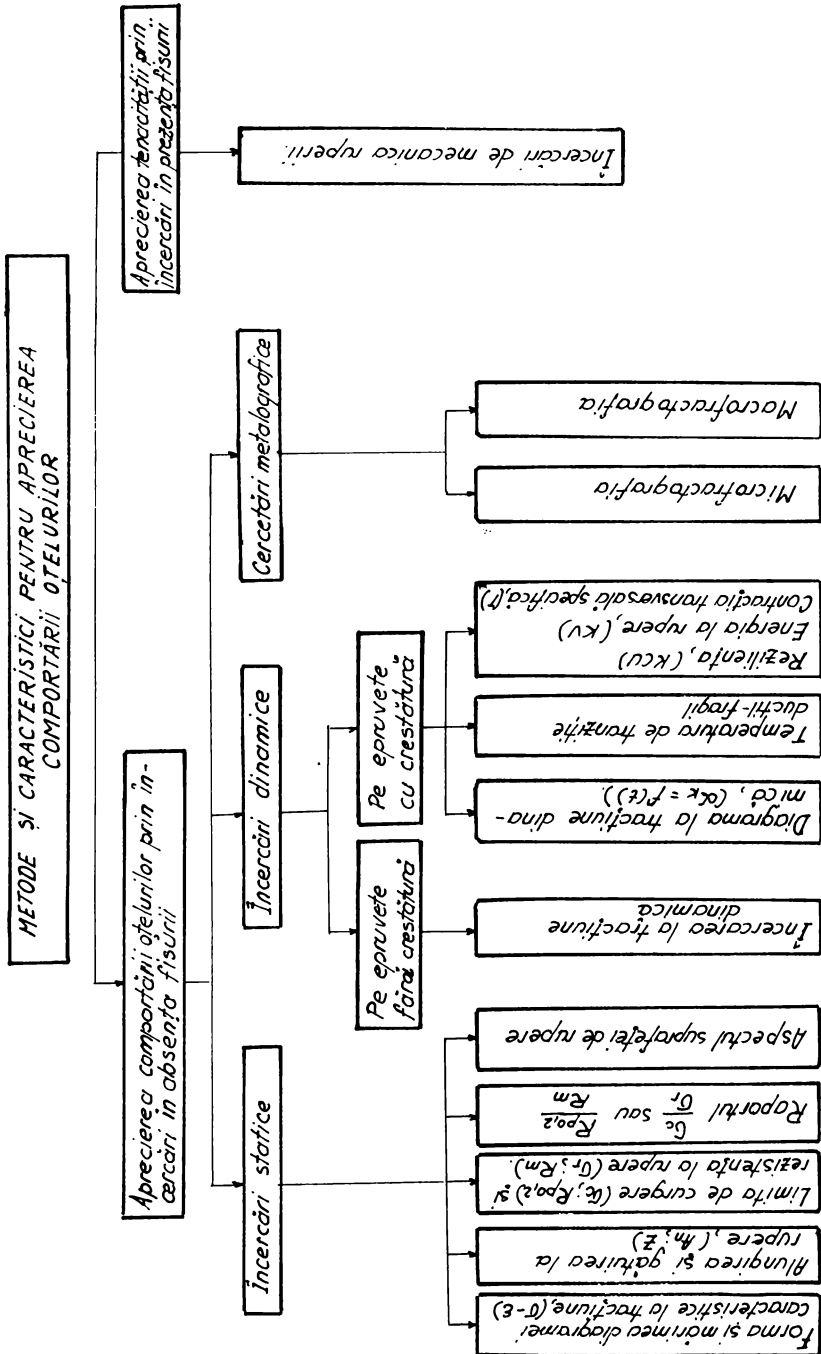


Fig. 2-1 Clasificarea metodelor și caracteristicilor pentru aprecierea comportării oțelurilor

fie a mai multor mărci de oțel încercate în aceleași condiții (Fig.2.1-2), fie în cazul unui singur oțel încercat în condiții diferite (Fig.2.1-3).

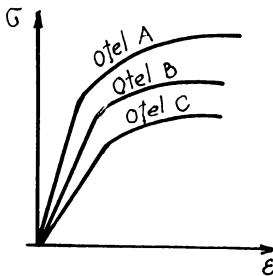


Fig.2.1-2 Diagrame caracteristice pentru trei oțeluri diferite

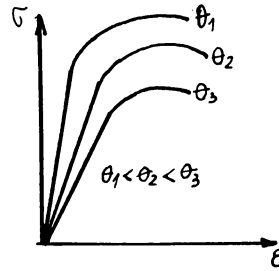


Fig.2.1-3 Diagrame caracteristice pentru același oțel încercat la temperaturi diferite  $\theta_1 < \theta_2 < \theta_3$

### 2.1b Alungirea și gătuirea la rupere

Alungirea la rupere  $\Lambda_n$  și gătuirea la rupere  $Z$ , determinate conform [S16] pot da informații asupra caracterului ductil sau fragil al rupei oțelurilor [B10], [G5], [I5], [P5], [S1]. Oțelurile ductile prezintă valori ridicate pentru  $\Lambda_n$  și  $Z$ , iar cele fragile, prezintă valori scăzute. Numai pe baza alungirii și gătuirii la rupere nu se recomandă a se trage concluzii cu privire la tenacitatea oțelului cercetat.

### 2.1c Limita de curgere și rezistența la rupere

Limita de curgere aparentă sau convențională ( $\sigma_c$ ,  $R_{p0,2}$ ) și rezistența la rupere ( $\sigma_r$ ,  $R_m$ ) sunt caracteristici mecanice de bază pentru oțeluri [P6], [S1], [S16], [S17]. În țara noastră, aceste caracteristici sunt foarte mult utilizate la aprecierea comportării mecanice a oțelurilor.

Experimental s-a constatat că oțelurile cu limită de curgere și rezistență la rupere ridicate, au tendință spre rupere fragilă. Dacă raportul: *limită de curgere / rezistență la rupere* tinde spre unu, această tendință este și mai pronunțată.

### 2.1d Aspectul suprafeței de rupere

Aspectul suprafeței de rupere obținut la încercarea de tracțiune, dă cele mai complete informații cu privire la comportarea ductilă sau fragilă la rupere a oțelului. Astfel, la oțelurile ductile maleabile, întreaga suprafață de separație este înclinată la  $45^\circ$  față de direcția de sollicitare. La materialele fragile, suprafața de separație este transversală (normală la direcția de sollicitare), iar la materialele ductile tenace, suprafața de rupere



prezintă un aspect mixt: rupere prin forfecare și prin separație transversală (clivaj). Mărimea uneia din cele două suprafețe, comparativ cu cealaltă, oferă informații despre

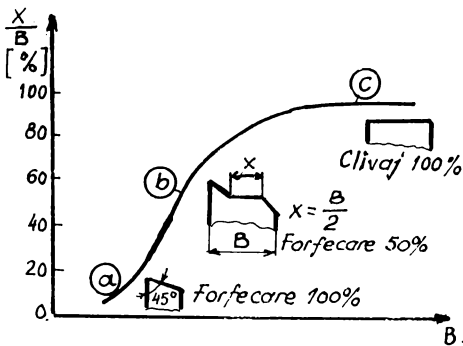


Fig.2.1-4 Definirea tipului de rupere

tendența mai mică sau mai mare spre un anumit tip de rupere: ductilă sau fragilă, sau asupra tenacității oțelului (Fig.2.1-4).

Alungirea și gătuirea la rupere, limita de curgere, rezistența la rupere, aspectul suprafeței de rupere, sunt mărimi care se determină în urma unor încercări statice de tracțiune [S16], [S17].

Încercările dinamice, față de cele statice de tracțiune, prin caracteristicile

care se determină, oferă posibilitatea unor aprecieri mai corecte asupra comportării ductile sau fragile în procesul de rupere al oțelurilor. Ușurința determinării caracteristicilor mecanice în regim dinamic și faptul că în unele cazuri există o bună concordanță cu comportarea reală a oțelurilor, au făcut ca aceste încercări să fie și astăzi utilizate în cercetarea experimentală. Încercările dinamice se efectuează pe epruvete fără creștătură sau cu creștătură.

### 2.1e Încercarea la tracțiune dinamică

Încercarea la tracțiune dinamică are ca scop, determinarea caracteristicilor mecanice dinamice ale oțelurilor, în condițiile unor viteze de deformare mai mari decât în condițiile statice de solicitare. Dintre caracteristicile dinamice se amintesc: *limita de proporționalitate, limita de curgere, rezistența la rupere, alungirea și gătuirea la rupere, modificarea suprafeței de rupere, energia la rupere.*

Viteza de deformare  $de/dt$ , se definește ca variația lungimii în unitatea de timp, raportată la lungimea inițială a epruvetei.

În domeniul elastic, în locul vitezei de deformare se poate considera viteza de solicitare:

$$\frac{d\sigma}{dt} = E \frac{de}{dt} \quad 2.1-1$$

La viteze mari de solicitare și epruvete cu lungime mare, la care se poate considera că tensiunile și deformațiile sunt repartizate uniform pe lungimea epruvetei, se recomandă ca variabila independentă utilizată să fie viteza de lovire  $v_0$ . Dacă viteza de lovire în cazul

solicitării de tracțiune atinge o valoare atât de mare încât să se producă ruperea chiar în zona loviturii, fără să apară modificări de-a lungul epruvetei, se vorbește de **viteză de tracțiune critică**. Viteza de tracțiune critică este considerată o caracteristică de material.

### 2.1f *Diagrama la tracțiune dinamică*

Pe baza diagramei *temperatură-coeficient de concentrare*, determinată la încercarea de tracțiune dinamică pe piese cu concentrator de tensiune, se poate aprecia tendința de rupere fragilă a oțelurilor [I3]. Caracterizarea gradului de fragilizare al oțelului se face pe baza **lucrului mecanic specific de contracție la rupere**, obținut dintr-o **curbă limită temperatură-coeficient de contracție**. După [I3], lucrul mecanic specific de contracție la rupere este o caracteristică energetică. El este dependent de material, starea de tensiune, temperatură și viteza de deformație, ceea ce-i conferă caracterul unei constante de material.

### 2.1g *Temperatura de tranziție ductil-fragil*

Cele mai multe din metodele de investigare a comportării ductile sau fragile în procesul de rupere al oțelurilor, preconizează determinarea unei temperaturi critice de fragilizare, denumită **temperatură de tranziție**. Temperatura de tranziție este definită pe baza mai multor caracteristici mecanice. Comportarea la rupere se face pe baza unor valori ale acestor caracteristici mecanice pe care oțelul le mai posedă la acea temperatură.

Temperatura de tranziție este definită, ca temperatura la care se asigură un nivel minim stabilit al tenacității, evaluată prin [G4]:

- mărirea energiei de rupere, valoarea cea mai frecventă folosită fiind  $KV=28$  J,
- mărirea suprafeței de rupere cu aspect cristalin (rupere prin clivaj),
- mărirea contracției transversale la fundul creștăturii.

O altă definiție, precizează că temperatura de tranziție este **temperatura la care limita de curgere devine egală cu rezistența la rupere**, moment ce corespunde unei instabilități în modul de comportare al rupei [P2].

De asemenea, temperatura de tranziție este **temperatura de ductilitate nulă a unui material** [C3].

Cercetările experimentale au arătat că rezultatele depind de metoda de determinare folosită și că fiecare din metode conduce la o altă valoare a temperaturii de tranziție. Cu toate acestea, temperatura de tranziție este mult folosită pentru aprecierea comportării oțelurilor în procesul de rupere [A7], [B14], [B15], [B16], [B18], [K1], [V8]

### **2.1h Reziliența (KCU), energia la rupere (KV) și contracția transversală specifică (T)**

Încercarea clasică de încovoiere prin șoc pe epruvete crestate (tip Charpy), este cea mai răspândită metodă de apreciere a tendinței de rupere a oțelurilor.

Încercarea de încovoiere prin șoc pe epruvete cu crestătură [S18], [S19], [S20], [S21] se utilizează pentru aprecierea tenacității oțelurilor.

În cazul folosirii epruvetelor cu crestătură, după ruperea acestora, se determină *crystalinitatea* ( $C_r$ ) și *fibrozitatea rupturii* ( $I_r$ ) [S20], precum și contracția transversală specifică.

Comportarea oțelurilor la rupere se face prin valorile obținute pentru reziliență, energia de rupere, cristalinitate, fibrozitate, contracția transversală specifică.

Oțelurile care prezintă o reziliență redusă, respectiv o valoare scăzută pentru energia de rupere, sunt predispuse ruperilor fragile.

În funcție de cristalinitate și fibrozitate, în ultimă instanță de mărimea suprafețelor rupte ductil sau fragil (prin forfecare sau clivaj) din suprafața totală de rupere, se apreciază caracterul ductil sau fragil al ruperii.

Oțelurile care prezintă o fragilitate ridicată, au contracția transversală specifică redusă, iar cele ductile, o contracție transversală specifică ridicată.

De cele mai multe ori, pentru aprecierea ductilității, fragilității sau tenacității oțelurilor, rezultatele obținute prin încercări pe epruvete cu crestătură, se corelează cu cele obținute pe epruvete fără crestătură, sau cu cele obținute în regim static de solicitare [B3], [B10], [F3], Încercarea la încovoiere prin șoc pe epruvete cu crestătură, pentru aprecierea ductilității și tenacității oțelurilor, în țara noastră este utilizată pe scară largă.

Asupra metodelor și caracteristicilor de apreciere a comportării oțelurilor, prin încercări în absența fisurilor, se impun a fi precizate următoarele:

- Aceste metode și caracteristici mecanice nu au o bază fundamentată teoretic. Ele se utilizează în urma rezultatelor experimentale destul de bune, obținute pe parcursul multor ani de cercetări.

- Metodele și caracteristicile prezentate, nu sunt absolute pentru un oțel dat, ele depinzând de mulți factori, ceea ce le face a fi folosite cu prudență.

- Ele s-au impus și se utilizează și astăzi în țara noastră pe scară largă, tocmai datorită simplității lor de determinare,

- Rezultatele obținute pe baza acestor caracteristici, pot fi utilizate numai pentru elementele de rezistență fără discontinuități fizice (fisuri, goluri).

Aprecierea comportării fizico-mecanice a oțelurilor termorezistente utilizate în confecționarea conductelor de abur, se face în prezent pe baza unor caracteristici mecanice determinate prin încercări în absența fisurilor, caracteristici impuse în [C1]. Aceste norme vizează în special verificarea deformațiilor remanente și a caracteristicilor mecanice ale materialului conductelor de abur în vederea menținerii sau nu a conductelor în funcționare.

În cazul conductelor de abur proiectate a funcționa sub 100.000 ore, aceste verificări se fac de mai multe ori:

Proba  $\Lambda_0$  - la zero ore de funcționare

Proba  $\Lambda_1$  - după 30.000 ore de funcționare

Proba  $\Lambda_2$  - după 60.000 ore de funcționare

Proba  $\Lambda_3$  - după circa 90.000 ore de funcționare.

În cazul conductelor proiectate pentru o durată de funcționare mai mare de 100.000 ore, numărul orelor de funcționare după care este necesară efectuarea de încercări și analize, este stabilită prin proiect.

În cazul încercărilor mecanice trebuie executate și determinate:

- încercarea la tracțiune cu determinarea limitei de curgere convenționale, a rezistenței la rupere, alungirii și găturii la rupere, la temperatura de 20° C și la temperatura de funcționare a conductei și la temperatura de funcționare plus 15° C,

- reziliența sau energia de rupere, pe același tip de epruvetă cu cel prescris de norma de produs și folosit inițial de furnizor pentru eliberarea certificatului de calitate al semifabricatelor respective,

- duritatea HV5 sau HV10 pe întreaga secțiune a țevii,

- analiza chimică completă,

- încercarea de fluaj

- analiza metalografică, analizându-se:

- caracterul general al structurii marginii interioare a țevii, pentru determinarea gradului de decarburare a acesteia,

- structura materialului pentru determinarea constituenților.

Toate încercările și analizele se execută în conformitate cu prevederile standardelor în vigoare.

Rezultatele ce trebuie obținute la încercarea de tracțiune vor fi cel puțin egale cu 90% din valorile indicate în norma de produs pentru materialul respectiv, iar în cazul

încercării de reziliență pe epruvete cu creștătură în U cu adâncimea de 2 mm, de minim  $35 \text{ J/cm}^2$  și nu mai puțin de 50% din cele prevăzute în norma de produs.

Conductele de abur se înlocuiesc în următoarele cazuri:

- la apariția de fisuri "*deosebite*" care sub acțiunea sarcinilor variabile sau de durată se pot deschide, conducând la avarii. Se consideră "*deosebite*" acele fisuri care prezintă pericol de rupere pentru elementul respectiv și a căror reparare nu conduce în mod cert la înlăturarea acestui pericol,

- la atingerea gradului de epuizare de 100%,
- la atingerea unei deformații remanente de 2%,
- la atingerea unei deformații remanente de 1% într-o zonă cu grad de epuizare de cel puțin 60%.

Se poate constata, că aprecierea comportării fizico-mecanice a oțelurilor termorezistente utilizate în confecționarea conductelor de abur, conform [C1] aflate în vigoare, se face pe baza unor caracteristici mecanice și deformabilitate care nu au o bază teoretică fundamentată. Pe baza acestor rezultate se iau decizii cu privire la menținerea sau înlocuirea conductelor de abur. Normele [C1] nu prevăd nimic în legătură cu tenacitatea materialului conductelor de abur. Aceste norme sunt impuse materialului și ele nu pot da răspunsuri în cazul conductelor de abur în care există defecte fizice (goluri, fisuri, incluziuni, etc.).

Deoarece caracteristicile mecanice nu sunt satisfăcătoare, în ultimile decenii, cercetările au fost orientate și asupra elementelor de rezistență cu fisuri. În cadrul acestui nou domeniu, elementele de rezistență de tipul conductelor nu au putut fi lăsate nestudiate.

## 2.2 Aprecierea tenacității oțelurilor prin încercări în prezența fisurilor

În procesul de funcționare al conductelor de abur, la controalele nedistructive periodice impuse, nu de puține ori în peretele conductelor se întâlnesc diferite defecte: goluri, fisuri, incluziuni, pori, etc. În aceste situații, caracteristicile mecanice determinate pe baza normelor [C1] nu pot răspunde, dacă conducta mai poate fi utilizată sau nu. Răspunsul poate fi găsit numai pe baza cercetărilor efectuate conform conceptelor *Mecanicii Ruperii*.

Metodele Mecanicii Ruperii abordează fiabilitatea conductelor pe baza analizei complexe privind mărimea și caracterul solicitărilor, prezența unor defecte, elementele

geometrice ale conductei. Aprecierea comportării materialului conductei se face pe baza unor caracteristici de tenacitate care evidențiază inițierea și propagarea fisurilor.

Caracteristicile de tenacitate dezvoltate pe baza conceptelor Mecanicii Ruperii, sunt caracteristici care au o bază teoretică bine fundamentată, motiv pentru care sunt astăzi utilizate pe scară largă, pentru aprecierea comportării materialelor cu discontinuități fizice.

Pentru ca în prezența unui defect fizic să nu se producă ruperea conductei, este necesar ca valoarea caracteristicii de tenacitate determinată analitic pentru acel defect să fie mai mică decât valoarea caracteristicii critice de tenacitate, numită **tenacitate la rupere**. Tenacitatea la rupere este o caracteristică de tenacitate care se determină pe cale experimentală.

Se consideră că o conductă este avariata și se scoate din funcționare atunci când fisura s-a dezvoltat (propagat) pe lungimi mari sau s-a deschis permițând ieșirea aburului în exterior, scăzând presiunea din conductă.

Astăzi sunt cunoscute mai multe caracteristici de tenacitate la rupere dezvoltate pe baza conceptelor Mecanicii Ruperii și toate sunt bine fundamentate teoretic.

În Fig.2.2-1, se prezintă o schemă care cuprinde metodele experimentale de determinare a caracteristicilor critice de tenacitate ale Mecanicii Ruperii. Dintre acestea, cele mai utilizate caracteristici de tenacitate la rupere din Mecanica Ruperii sunt: *factorul critic de intensitate al tensiunii*  $K_{Ic}$ , *deplasarea critică la vârful fisurii*  $\delta_{Ic}$  și *integrala critică de contur*  $J_{Ic}$ .

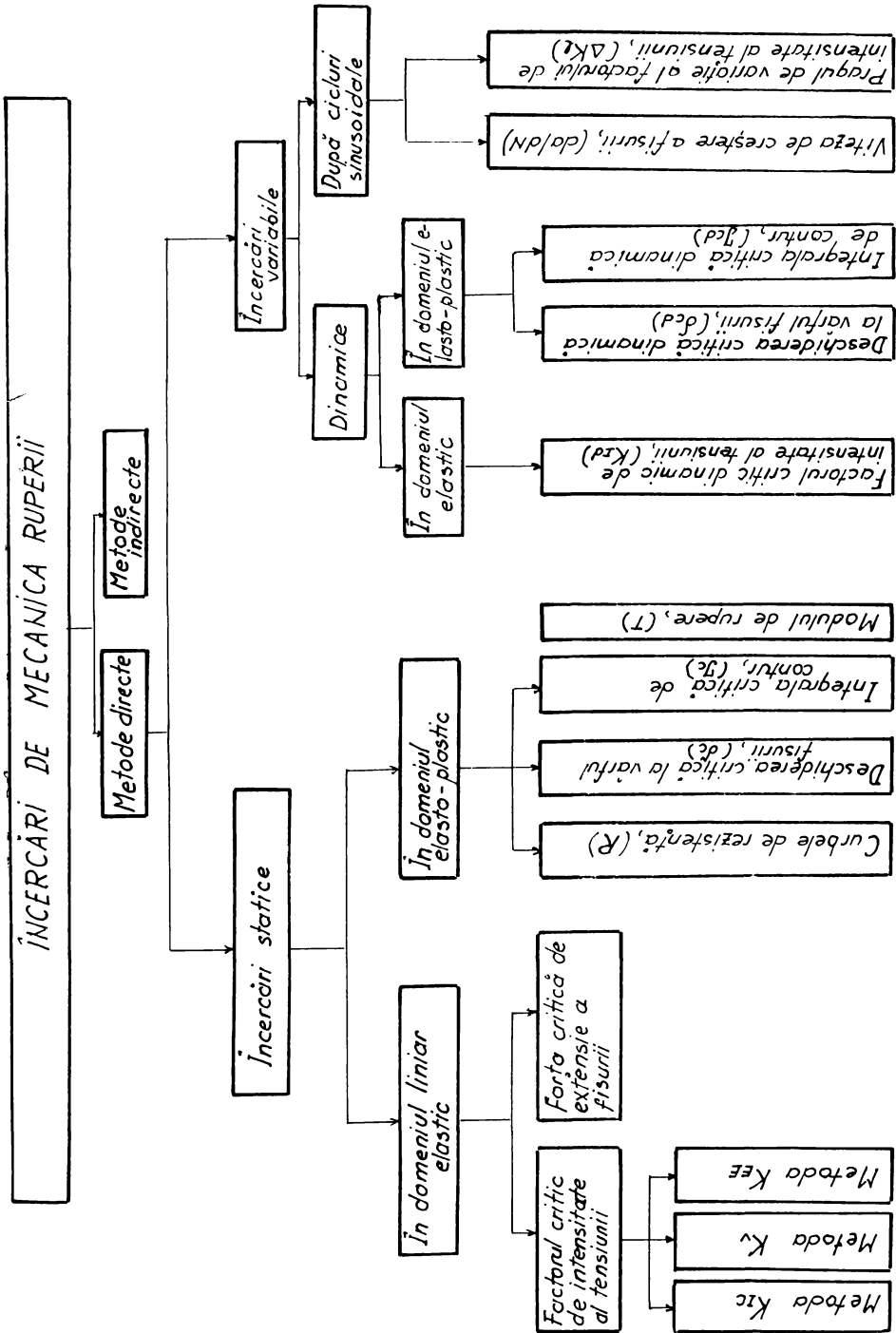


Fig.2.2-1 Clasificarea încercărilor și caracteristicilor de mecanica ruperii

## CAPITOLUL 3: ELEMENTE DE MECANICA RUPERII. CARACTERISTICI DE TENACITATE

### 3.1 Considerații generale

Deoarece în încercările prezentate în paragraful 2.1 nu sunt reproduse aspectele fenomenologice definitorii ale ruperilor prin fisurare, gama încercărilor și epruvetelor cu creștătură, s-a dezvoltat în direcția creșterii dimensiunilor epruvetelor și a severității concentratorului de tensiune.

Metodele empirice folosite, nu au capacitatea de a defini trecerea de la comportamentul ductil la cel fragil al oțelurilor în corelație cu aspectele fenomenologice privind procesul de rupere prin fisurare și de a satisface condițiile de validitate. Datorită acestui fapt, aprecierea comparativă a susceptibilității la fisurare a mai multor oțeluri este diferit definită de la o încercare la alta.

În domeniul încercărilor de rupere în prezența fisurii, un salt prestigios l-a constituit realizarea epruvetelor cu fisuri obținute prin oboșală. Propunerea realizării acestor epruvete a fost urmată de formularea conceptelor de bază ale unei noi discipline, *Mecanica Ruperii*, având ca fundament lucrările lui G. R. Irwin. Pe baza acestora, pentru aprecierea tenacității la rupere, s-au definit noi caracteristici de material, bine fundamentate teoretic.

Astăzi, Mecanica Ruperii constituie cel mai eficace instrument de evitare și prevenire a pericolului ruperilor fragile a elementelor de rezistență cu discontinuități fizice, având în același timp un profund caracter experimental. Mecanica Ruperii, este una dintre disciplinele capabile să asigure integritatea structurală a structurilor de rezistență sau a părților lor componente. Ea asigură determinarea stadiului critic al ruperilor sau a defectelor de tip fisură în timpul funcționării elementelor sau structurilor de rezistență.

Procesul ruperii este caracterizat de trei faze: *inițierea*, *propagarea* și *înhibarea* (oprirea) propagării fisurii. La materialele fragile, înhibarea propagării fisurii nu este posibilă. Propagarea odată începută (inițiată) continuă până la separarea totală.

De maximă importanță este cunoașterea condițiilor în care o fisură existentă începe să-și mărească dimensiunea, adică începe să se propage. Propagarea fisurii poate avea loc încet sub supraveghere permanentă, sau poate avea loc brusc, în timp foarte scurt, pe lungimi mari. Acest ultim mod de propagare, este foarte periculos pentru elementele de rezistență, iar pentru conductele de abur este catastrofal. Se spune în acest caz, că fisura



s-a *propagat instabil*. Atingerea unor condiții pentru care o fisură se poate propaga instabil, nu trebuie să aibă loc. De asemenea, nici condițiile care să permită inițierea propagării unei fisuri, nu trebuie atinse. Din aceste câteva considerente prezentate, caracteristicile de tenacitate dezvoltate pe baza conceptelor Mecanicii Ruperii sunt orientate în primul rând spre determinarea acelor condiții care să permită evidențierea inițierii propagării unei fisuri.

Încercările de mecanica ruperii se împart în:

- încercări pentru evidențierea caracteristicilor la inițierea extinderii fisurii,
- încercări pentru evidențierea capacității de inhibare a propagării fisurii.

Mișcarea relativă pe care o au suprafețele de rupere situate de o parte și de alta a planului în care se extinde fisura, poate avea loc în trei moduri (tipuri) fundamentale [B11], [C3], [K2], [S5], (Fig.3.1-1). Toate celelalte cazuri posibile, pot fi descrise prin

combinarea celor trei moduri fundamentale.

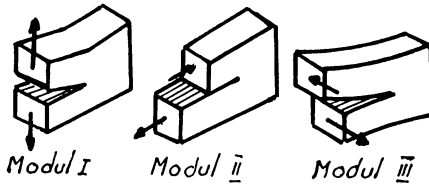


Fig. 3.1-1 Moduri fundamentale de rupere

Cele mai multe ruperi se produc după Modul I, deoarece în acest mod, energia elastică de deformație disponibilă și deplasările frontului fisurii sunt mai mari decât la celelalte două moduri de rupere.

În cazul conductelor și mai ales a celor sub presiune, Modul I de rupere este deosebit de periculos, deoarece deschiderea fisurii după acest mod conduce la depărtarea suprafețelor de rupere situate de o parte și de alta a planului în care se extinde fisura, ceea ce permite ieșirea în exterior a agentului termic din conductă.

Aspectele fenomenologice ale proceselor de rupere prin fisurare sunt foarte diverse și pot fi cuprinse în clasificarea din Tabelul 3.1-1, [G4].

Tabelul 3.1-1 Aspecte fenomenologice ale proceselor de rupere prin fisurare

Punctul de vedere al clasificării		Tipuri de rupere
I. STĂRI DE TENSIUNI	1. Direcția tensiunii principale maxime	- Deschidere (Modul I) - Forfecare frontală (Modul II) - Forfecare laterală (Modul III)
	2. Valoarea tensiunilor de solicitare	- Tensiuni scăzute $\sigma < \sigma_c$ - Tensiuni înalte $\sigma > \sigma_c$
	3. Gradul de triaxialitate al tensiunilor	- Stare plană de tensiune - Stare plană de deformație

II. ENERGETIC	1. Cantitatea de lucru mecanic consumat pentru rupere (energia de deformație care precede ruperea).	- Fragilă (elastică) - Ductilă, tenace (elasto-plastică)
III SUPRAFAȚA DE RUPERE	1. Aspectul suprafeței de rupere	- Cristalină - Fibroasă
	2. Geometria suprafeței de rupere	- Plată - Înclinată - Mixtă
IV. PROPAGAREA FISURII	1. Condițiile de propagare	- Lentă (germinativă) - Rapidă (intempestivă)
	2. Traectoria fisurii	- Transcristalină - Intercristalină
V. MECANISMUL DE SEPARARE		- Clivaj - Ductil

### 3.2 Starea de tensiune și deformație în vecinătatea frontului fisurii

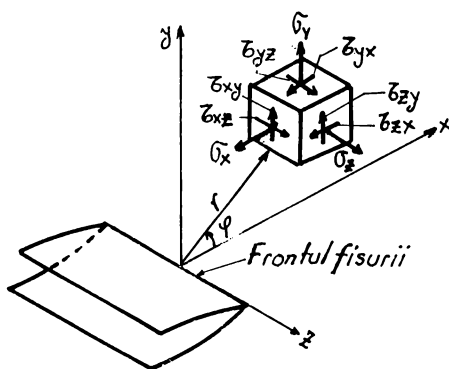


Fig. 3.2-1 Starea de tensiune în vecinătatea vârfului fisurii

Se consideră un element situat în vecinătatea frontului unei fisuri, aflat într-o stare plană de deformație. Tensiunile pe fețele acestui element sunt cele prezentate în Fig.3.2-1, [C3], [K3], [P10].

Tensiunile și deplasările în vecinătatea vârfului fisurii supușă celor trei moduri fundamentale de rupere, sunt date de relațiile:

Modul I de rupere:

$$\sigma_x = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\varphi}{2} \left(1 - \sin \frac{\varphi}{2} \sin \frac{3\varphi}{2}\right)$$

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\varphi}{2} \left(1 + \sin \frac{\varphi}{2} \sin \frac{3\varphi}{2}\right)$$

$$\sigma_z = 0 \text{ pentru stare plană de tensiune}$$

$$\sigma_z = \mu(\sigma_x + \sigma_y) \text{ pentru stare plană de deformație}$$

3.2-1

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\varphi}{2} \cos \frac{\varphi}{2} \cos \frac{3\varphi}{2}$$

$$\tau_{xz} = \tau_{yz} = 0$$

$$u = \frac{K_I}{2G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos \frac{\varphi}{2} (k - 1 + 2 \sin^2 \frac{\varphi}{2})$$

$$v = \frac{K_I}{2G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin \frac{\varphi}{2} (k + 1)$$

$$w = 0$$

Modul II de rupere:

$$\sigma_x = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\varphi}{2} (2 + \cos \frac{\varphi}{2} \cos \frac{3\varphi}{2})$$

$$\sigma_y = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\varphi}{2} \cos \frac{\varphi}{2} \cos \frac{3\varphi}{2}$$

$$\sigma_z = 0 \quad \text{pentru stare plană de tensiune}$$

$$\sigma_z = \mu(\sigma_x + \sigma_y) \quad \text{pentru stare plană de deformare} \quad 3.2-2$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\varphi}{2} (1 - \sin \frac{\varphi}{2} \sin \frac{3\varphi}{2})$$

$$\tau_{xz} = \tau_{yz} = 0$$

$$u = \frac{K_{III}}{2G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin \frac{\varphi}{2} (k + 1 + 2 \cos^2 \frac{\varphi}{2})$$

$$v = -\frac{K_{III}}{2G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos \frac{\varphi}{2} (k - 1 - 2 \sin^2 \frac{\varphi}{2})$$

$$w = 0$$

Modul III de rupere:

$$\tau_{xy} = -\frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\varphi}{2}$$

$$\tau_{yz} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\varphi}{2}$$

$$\sigma_x = \sigma_y = \sigma_z = 0 \quad 3.2-3$$

$$\tau_{zx} = 0$$

$$u = v = 0$$

$$w = \frac{K_{III}}{G} \sqrt{\frac{2r}{\pi}} \sin \frac{\varphi}{2}$$

unde:

$K_I$ ,  $K_{II}$ ,  $K_{III}$  sunt *factori de intensitate ai tensiunii*, după cele trei moduri fundamentale de rupere,

$u$ ,  $v$ ,  $w$  - deplasările în direcția  $x$ ,  $y$ , respectiv  $z$ ,

$\mu$  - coeficientul lui Poisson pentru materialul piesei.

$G$  - modulul de elasticitate transversal al materialului piesei.

$k=3-4\mu$  pentru starea plană de deformație.

$k=(3-\mu)/(1+\mu)$  pentru starea plană de tensiune.

La materialele ductile, în procesul de inițiere și propagare a fisurii în vecinătatea frontului fisurii se formează o zonă deformată plastic, numită **enclavă plastică**. Enclava plastică are un efect de încetinire a inițierii propagării fisurii. La materialele cu comportare elastică până la rupere, enclava plastică la vârful fisurii lipsește sau are o mărime foarte mică.

### 3.3 Caracteristici de apreciere a tenacității și tenacității la rupere

Pe baza conceptelor Mecanicii Ruperii, s-au stabilit o serie de caracteristici pe baza cărora se poate aprecia tenacitatea unui material atunci când într-un element de rezistență bine definit (formă, încărcare, material), există o fisură de geometrie și mărime date. Aprecierea elementului de rezistență fisurat se face pe baza comportării fisurii în urma cunoașterii tenacității la rupere al materialului.

O clasificare a metodelor și caracteristicilor de apreciere a tenacității la rupere a oțelurilor, a fost prezentată în Capitolul 2. Cele mai utilizate caracteristici pentru aprecierea tenacității la rupere a materialului elementelor de rezistență sunt: *factorul critic*

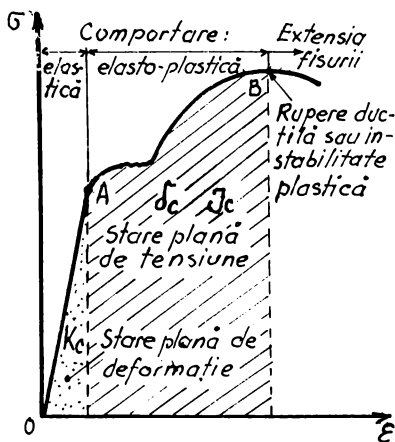


Fig.3.3-1 Domenii de valabilitate ale caracteristicilor de tenacitate

*de intensitate al tensiunii, deplasarea critică la vârful fisurii și integrala critică de contur.*

În funcție de starea de sollicitare din elementul de rezistență, se utilizează una sau alta dintre aceste caracteristici. În Fig.3.3-1, se prezintă domeniile de utilizare a principalelor caracteristici de tenacitate [N5], [P3]. Dacă starea de sollicitare se află sub limita de elasticitate a oțelului, (domeniul O-A) tenacitatea la rupere se poate exprima cu ajutorul factorului critic de intensitate al tensiunii iar în domeniul A-B, tenacitatea la

rupere se apreciază prin deschiderea critică la vârful fisurii, respectiv integrala critică de contur. În domeniul A-B, când se produc deformații plastice semnificative, factorul critic de intensitate al tensiunii, nu mai are semnificație, deci el nu mai poate fi aplicat. Totuși, în practică se utilizează factorul critic de intensitate al tensiunii și puțin peste starea A, dar în acest caz se impune îndeplinirea unor condiții.

### 3.3.1 Factorul de intensitate al tensiunii ( $K$ ) și tenacitatea la rupere ( $K_{IC}$ )

Factorul de intensitate al tensiunii  $K$ , este o măsură a creșterii tensiunii în prezența unei fisuri, în raport cu tensiunea existentă în aceeași piesă în absența fisurii [B11], [C3], [G1], [K2]:

$$K = \sigma \sqrt{\pi l} f(g) \quad 3.3.1-1$$

unde:

$\sigma$  - tensiunea aplicată,

$l$  - semilungimea fisurii,

$f(g)$  - o funcție care depinde de forma, mărimea și încărcarea piesei, forma fisurii, etc.

La simbolul  $K$  al factorului de intensitate al tensiunii, se adaugă ca indice, simbolul modului fundamental de rupere, rezultând astfel:  $K_I$ ,  $K_{II}$ ,  $K_{III}$ .

În cazul conductelor de abur, datorită modului de solicitare, fisurile existente se deschid în principal după Modul I de rupere. Din acest motiv, pentru conductele de abur fisurate, cercetările se vor desfășura în principal asupra lui  $K_I$ . Pentru conductele de abur, relația 3.3.1-1 va avea diferite forme în funcție de tipul fisurii. Relațiile respective se vor prezenta în Capitolul 5. În Fig.3.3.1-2 se prezintă câmpul de tensiune elastic din vecinătatea vârfului fisurii în cazul stării plane de deformație [B11].

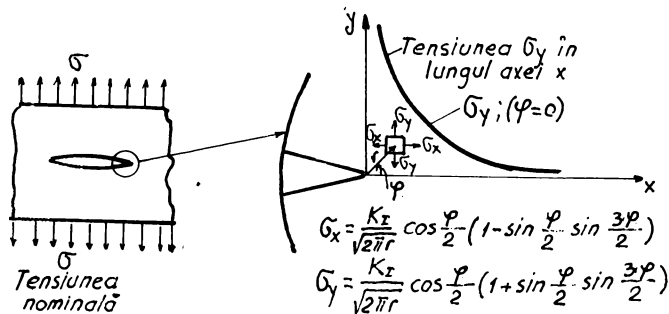


Fig. 3.3.1-2 Câmpul de tensiune de la vârful fisurii

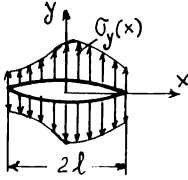


Fig.3.3.1-3 Fisură sollicitată

Pentru Modul I de rupere, tensiunea  $\sigma_y$ , care deschide fisura are valoare maximă pentru  $\varphi=0$ .

Din relația 3.2-1, pentru  $\varphi=0$ , rezultă:

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \quad 3.3.1-2$$

respectiv:

$$K_I = \sigma_y \sqrt{2\pi r} \quad 3.3.1-3$$

Dacă se consideră o fisură de lungime  $2l$  supusă unei stări de tensiune caracterizată de tensiunea normală  $\sigma_y(x)$  pentru  $\varphi=0$  (Fig.3.3.1-3) care deschide fisura după Modul I de rupere, factorul de intensitate al tensiunii  $K_I$ , poate fi exprimat și prin relația:

$$\begin{aligned} K_I &= \lim_{x \rightarrow +l} \sqrt{2(x-l)} \sigma_y(x) = \\ &= \frac{2\sqrt{l}}{\pi} \int_0^l \frac{\sigma_y(x)}{\sqrt{l^2-x^2}} dx \end{aligned} \quad 3.3.1-4$$

În ultimii ani, cercetările au fost orientate și spre găsirea unor metode care să exprime factorul de intensitate al tensiunii prin alte mărimi decât cele clasice. Aceste metode constituie grupul **metodelor indirecte**. Astfel, factorul de intensitate al tensiunii poate fi determinat prin încercări de fotoelasticimetrie [B1], [B2], [G18], [M12], [P8], pe baza conținutului de elemente chimice al materialului [V2], a energiei la rupere KV, [A2], [B11], [T4], sau măsurând unghiul de încovoiere al epruvetei [B11], [C3], [K2]. După [M12], factorul de intensitate al tensiunii  $K_I$  pentru un element de rezistență fisurat, se poate determina în urma încercărilor fotoelastice cu relația:

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi l} f_I, \quad 3.3.1-5$$

unde:

$$f_I = \frac{\sigma_0 n_i \sqrt{\frac{2r_i}{l}}}{B\sigma}$$

$\sigma_0$  - valoarea benzii materialului fotoelastic utilizat,

$n_i$  - ordinul izocromatei,

$r_i$  - distanța de la vârful fisurii până la izocromata de ordinul  $i$ , măsurată sub un unghi de  $90^\circ$  la planul (suprafața) fisurii,

$B$  - grosimea epruvetei

$\sigma$  - tensiunea normală aplicată.

Starea critică definită de extinderea fisurii, este dată de **factorul critic de intensitate al tensiunii**  $K_C$ , numit și **tenacitate la rupere**. În România, determinarea tenacității la rupere  $K_C$  este standardizată [S22]. Conform acestui standard, tenacitatea la rupere reprezintă valoarea factorului de intensitate al tensiunii  $K_I$  corespunzător sarcinii la care are loc extensia fisurii.

Pentru ca valoarea determinată  $K_I$  să reprezinte tenacitatea la rupere  $K_{IC}$ , în cazul materialelor ductile, trebuie îndeplinite anumite condiții. Aceste condiții stabilite empiric, au fost impuse de Comitetul Special ASTM. Normele ASTM [A15] impun și alte condiții de validare, în afară de cele prezentate în [S22].

În cazul nevalidării condițiilor impuse, valoarea obținută pentru  $K_{IC}$  poate servi la estimarea tenacității, deși aceasta nu este egală cu tenacitatea la rupere a oțelului respectiv. De asemenea, în cazul nevalidării condițiilor impuse, pentru determinarea tenacității la rupere, trebuie utilizate epruvete cu dimensiuni mai mari. Pentru a elimina influența dimensiunii epruvetei (în special a grosimii acesteea) asupra tenacității la rupere  $K_{IC}$  și a putea folosi epruvete de dimensiuni mici, se utilizează epruvete cu creștătură în formă de unghi, așa numitele **epruvete Chevron** [B2], [D9], [L5], [N4], [S9], [T1]. Utilizarea acestui tip de epruvete, permite o determinare experimentală mult simplificată. Pentru determinarea tenacității la rupere este suficientă cunoașterea valorii forței maxime din timpul încercării.

Tenacitatea la rupere  $K_V$ , utilizând epruvete tip Chevron, se determină cu relația:

$$K_V = \frac{AF_{max}}{B^{3/2}} \quad 3.3.1-6$$

unde:

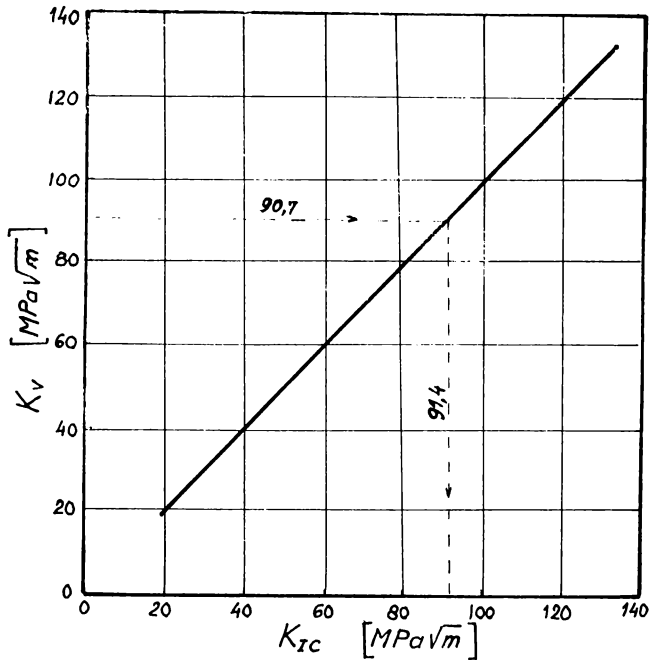
A - un coeficient cuprins între 19...22.. Normele americane prevăd  $\Lambda=22$ ,  $\alpha'=55,5^\circ$  (Fig.3.7-2) [N4], [T1], iar cele rusești [B22], [D9], [S9],  $\Lambda=19$ ,  $\alpha'=57^\circ$  (Fig.3.7-2),

$F_{max}$  - forța maximă înregistrată în timpul încercării,

B - grosimea epruvetei.

Cercetările experimentale, au condus la concluzia că  $K_V$  nu este chiar  $K_{IC}$ , diferența dintre ele fiind totuși mică. Pentru echivalarea tenacității la rupere  $K_V$  cu  $K_{IC}$  se poate utiliza diagrama din Fig.3.3.1-4 [N4], [K5].

Tenacitatea la rupere, exprimată prin  $K_{IC}$  se apreciază suplimentar și prin analiza suprafeței de rupere rezultată [S22].

Fig. 3.3.1-4 Corelația dintre  $K_V$  și  $K_{IC}$ .

Condiția ca o fisură existentă într-un element de rezistență să nu se propage instabil este:

$$K_I < K_{IC}$$

3.3.1-7

Oțelurile cu tendință spre rupere fragilă, prezintă valori scăzute pentru tenacitatea la rupere  $K_{IC}$ .

Cu toate neajunsurile sale, factorul critic de intensitate al tensiunii  $K_{IC}$ , rămâne caracteristica de bază pentru aprecierea tenacității la rupere a oțelurilor.

În cazul materialelor ductile, la vârful fisurii se formează o enclavă plastică. Forma enclavei plastice, se consideră a fi circulară sau circular-liniară [A4].

În cazul determinării tenacității la rupere utilizând epruvete compact, pentru oțeluri ductile, forța din timpul încercării se limitează la o valoare limită  $F_{1c}$ . Forma circular-liniară a liniei de separare dintre zona deformată plastic și cea elastică, a fost propusă de Green [A4], (Fig.3.3.1-5).

În Fig.3.3.1-5a se prezintă o epruvetă compact de tracțiune, având linia de separare dintre zona plastică și cea elastică formată dintr-un segment circular de unghiuri



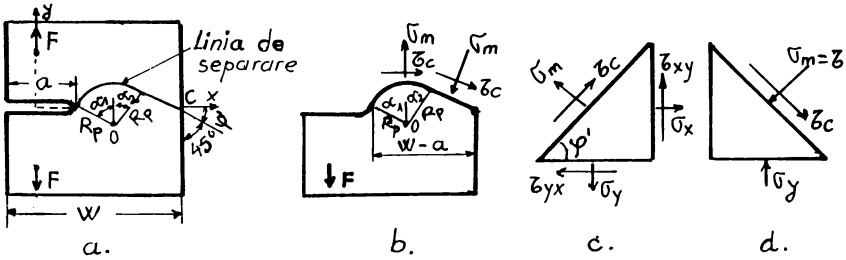


Fig. 3.3.1-5 Forma enclavei plastice și distribuția tensiunilor

$\alpha_1$  și  $\alpha_2$  și un segment liniar care face cu fața din spatele epruvetei un unghi de  $45^\circ$ , iar unghiurile  $\alpha_1$  și  $\alpha_2$ , satisfac relația:

$$\operatorname{tg}(\alpha_1 + \alpha_2) = \frac{\alpha_1 + \alpha_2}{1 - (\alpha_1 + \alpha_2)} \quad 3.3.1-8$$

Relația 3.3.1-8 este satisfăcută dacă  $\alpha_1 + \alpha_2 = 117,02^\circ$ .

În punctele situate pe linia de separare, tensiunea tangențială este egală cu tensiunea tangențială de curgere  $\tau_c$ , iar tensiunea normală este egală cu tensiunea medie (Fig.3.3.1-5b):

$$\sigma_m = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \quad 3.3.1-9$$

Legătura dintre tensiunea normală și cea tangențială pe linia de separare este de forma:

$$\sigma_m - 2\tau_c \varphi' = ct. = k' \quad 3.3.1-10$$

unde:

$\varphi'$  - unghiul făcut de linia de separare cu axa x.

Pe fețele perpendiculare pe direcțiile x și y, se produc tensiunile (Fig.3.3.1-5c):

$$\sigma_x = \sigma_m - \tau_c \sin 2\varphi' \quad 3.3.1-11$$

$$\sigma_y = \sigma_m + \tau_c \sin 2\varphi' \quad 3.3.1-12$$

$$\tau_{xy} = \tau_c \cos 2\varphi' \quad 3.3.1-13$$

Constanta  $k'$  și tensiunea  $\sigma_m$  (relația 3.3.1-10) sunt obținute în punctul în care porțiunea liniară de separare intersectează fața din spate a epruvetei sub un unghi  $\alpha = -45^\circ$ . Pentru că în acest punct  $\sigma_x = 0$ , în relațiile 3.3.1-11 și 3.3.1-12 rezultă că (Fig.3.3.1-5d):

$$\sigma_y = -2\tau_c \quad 3.3.1-14$$

Substituind valorile lui  $\varphi'$  și  $\sigma_y$  în relațiile 3.3.1-10 și 3.3.1-12 se obține constanta  $k'$  și tensiunea medie  $\sigma_m$ :

$$k' = \left(\frac{\pi}{2} - 1\right) \tau_c \quad 3.3.1-15$$

$$\sigma_m = \left(\frac{\pi}{2} - 1\right) \tau_c + 2\tau_c \varphi' \quad 3.3.1-16$$

Cunoscând pe  $k'$  și  $\sigma_m$ , cu relațiile 3.3.1-11 ...3.3.1-13 se determină tensiunile  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$ ,  $\tau_{xy}$  din punctele situate pe linia de separare. Când  $\alpha_1 = 45^\circ$ , rezultă  $\alpha_1 = 72,02^\circ$ .

Impunând condiția de echilibru ca o sumă de forțe pe verticală, se obține:

$$-F'_L + \int_{-\alpha_2}^{\alpha_1} \left[ \left(\frac{\pi}{2} - 1\right) + 2\varphi' \right] \tau_c \cos \varphi' + \tau_c \sin \varphi' \Big] BR_p \, d\varphi' - \quad 3.3.1-17$$

$$-\left( \tau_c \sin \frac{\pi}{4} + \tau_c \cos \frac{\pi}{4} \right) B[(W-a) - R_p(\sin \alpha_1 + \sin \alpha_2)] \left( \sin \frac{\pi}{4} \right)^{-1} = 0$$

unde:  $a$  - lungimea fisurii;  $W$  - lățimea epruvetei;  $B$  - grosimea epruvetei,

$R_p$  - raza liniei circulare de separare.

Rezolvând ecuația 3.3.1-17 se obține valoarea forței limită de solicitare  $F_L$ :

$$F_L = [5,144R_p - 2(W-a)]B\tau_c \quad 3.3.1-18$$

Impunând și condiția de echilibru, ca o sumă de momente față de centrul liniei circulare de separație, rezultă:

$$F_L(a + R_p \sin \alpha_1) - \int_{-\alpha_2}^{\alpha_1} \tau_c BR_p \, d\varphi' - \tau_c B[(W-a) - R_p(\sin \alpha_1 + \sin \alpha_2)] \sqrt{2} R_p - \quad 3.3.1-19$$

$$-\tau_c B[(W-a) - R_p(\sin \alpha_1 + \sin \alpha_2)]^2 = 0$$

Rezolvând ecuațiile 3.3.1-18 și 3.3.1-19 în  $F_L$  și  $R_p$  și acceptând criteriul de rupere von Mises ( $\tau_c = \sigma_c / \sqrt{3}$ ) se obține:

- raza segmentului circular al liniei de separație:

$$R_p = W \left[ \sqrt{0,6977 \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 0,409} - 1,052 \left(\frac{a}{W}\right) \right] \quad 3.3.1-20$$

- încărcarea limită:

$$F_L = \frac{2}{\sqrt{3}} WB \tau_c \left( 2,572 \frac{R_p}{W-a} - 1 \right) \left( 1 - \frac{a}{W} \right) \quad 3.3.1-21a$$

sau:

$$F_L = \frac{2}{\sqrt{3}} WB \tau_c \left[ 2,572 \frac{\sqrt{0,6977(a/W)^2 + 0,409} - 1,052(a/W)}{1 - (a/W)} - 1 \right] \left( 1 - \frac{a}{W} \right) \quad 3.3.1-21b$$

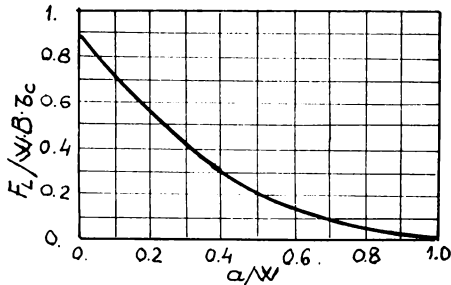


Fig.3.3.1-6 Diagramă pentru determinarea încărcării limită pentru epruveta compact de tracțiune

Relația 3.3.1-21 se poate reprezenta grafic, permițând în practică determinarea foarte ușoară a sarcinii limită de încărcare. În Fig.3.3.1-6 s-a trasat o astfel de diagramă pentru epruveta compact de tracțiune. S-a utilizat Programul MathCAD.

În Fig.3.3.1-7, se prezintă diagrama care permite determinarea rapidă a razei liniei circulare de separare a zonei

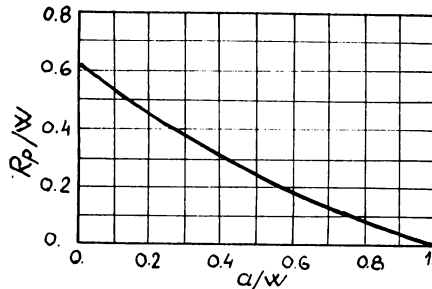


Fig.3.3.1-7 Diagramă pentru determinarea razei liniei circulare de separare dintre zona plastică și cea elastică

deformată plastic de cea elastică, tot pentru epruveta compact de tracțiune (relația 3.3.1-20), și pentru această diagramă s-a utilizat același program MathCAD.

### 3.3.2 Determinarea tenacității la rupere pe baza energiei echivalente

Determinarea tenacității la rupere  $K_{RR}$  după această metodă este reglementată de normele americane în [A14]. Epruvetele utilizate sunt identice cu cele de la metoda  $K_{IC}$ , iar încercarea prevede trasarea aceleiași curbe *forță-deplasare de deschidere* ( $F-\Delta$ ) până la valoarea maximă a încărcării.

Metoda energiei echivalente este recomandată atunci când rezultatele obținute la încercarea  $K_{IC}$  nu sunt valide.

Caracteristica  $K_{FE}$  este tenacitatea la rupere determinată cu ajutorul așa numitei **energii echivalente**, obținută din diagramele  $F - \Delta$ .

Diagrama  $F - \Delta$  înregistrată în timpul încercării, poate avea în general una din formele prezentate în Fig.3.3.2-1.

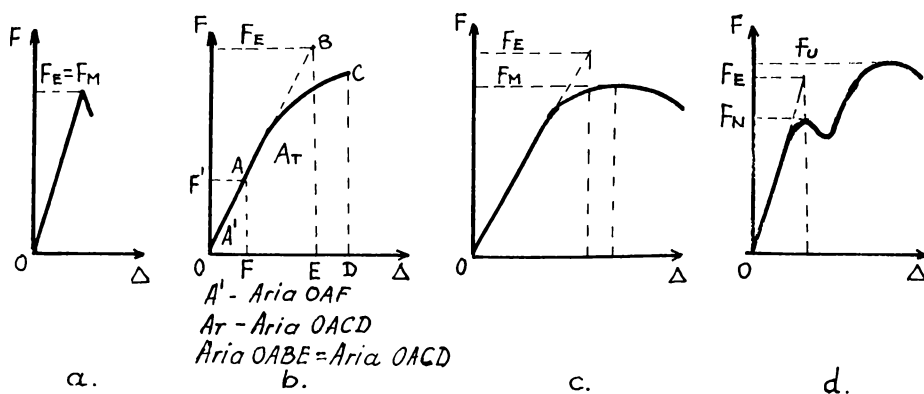


Fig. 3.3.2-1 Forme ale diagramelor  $F - \Delta$  pentru determinarea energiei echivalente

Caracteristica  $K_{FE}$ , determinată pe baza energiei echivalente, se calculează cu ajutorul forței  $F_E$ , care reprezintă valoarea forței obținută prin extinderea porțiunii liniare a curbei  $F - \Delta$  până când aria de sub porțiunea liniară este egală cu aria corespunzătoare încărcării maxime (Fig.3.3.2-1). În cazul diagramelor de forma celor din Fig.3.3.2-1b,c, valoarea forței de calcul  $F_E$  se determină astfel: se alege o forță oarecare  $F'$  pe porțiunea liniară a înregistrării  $F - \Delta$ . Se măsoară apoi aria corespunzătoare încărcării maxime  $A_T$  și pe baza asemănării triunghiurilor formate se determină forța  $F_E$  cu relația:

$$F_E = F' \sqrt{\frac{A_T}{A'}} \quad 3.3.2-1$$

În cazul materialelor cu ecrisare (Fig.3.3.2-1d), aria echivalentă se determină pentru punctul corespunzător primei apariții a curgerii ( $F_N$ ), iar procedeul de determinare a forței de calcul este identic cu cel anterior.

Tenacitatea la rupere  $K_{FR}$ , se determină cu ajutorul forței de calcul  $F_E$ , cu următoarele relații:

- pentru epruvete de tracțiune:

$$K_{FE} = \frac{F_E}{B\sqrt{W}} f_1(a/W) \quad [\text{Nmm}^{-3/2}] \quad 3.3.2-2$$

unde:  $F_E$  - forța de calcul, [N]

$a$  - lungimea creștăturii epruvetei împreună cu fisura de oboșală, [mm],

$B$  - grosimea epruvetei, [mm],

$W$  - lățimea epruvetei, [mm],

$f_1(a/W)$  - o funcție care ține seama de mărimea fisurii, având expresia [A14]:

$$f_1(a/W) = \frac{\left(2 + \frac{a}{W}\right) \left[0,886 - 4,64 \frac{a}{W} - 13,32 \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 14,72 \left(\frac{a}{W}\right)^3 - 5,6 \left(\frac{a}{W}\right)^4\right]}{\left(1 - \frac{a}{W}\right)^{3/2}} \quad 3.3.2-3$$

- pentru epruvete de încovoire [A14]:

$$K_{EE} = \frac{F_E S}{BW^{3/2}} f_2(a/W) \quad 3.3.2-4$$

unde:

$S$  - deschiderea dintre punctele de rezemare ale epruvetei, [mm], iar,

$$f_2(a/W) = \frac{3}{2} \sqrt{\frac{a}{W}} \frac{\left|1,99 - \frac{a}{W} \left(1 - \frac{a}{W}\right) \left[2,15 - 3,93 \frac{a}{W} + 2,7 \left(\frac{a}{W}\right)^2\right]\right|}{(1+2a) \left(1 - \frac{a}{W}\right)^{3/2}} \quad 3.3.2-5$$

### 3.3.3 Forța critică de extensie a fisurii

Efectuând bilanțul energetic în timpul procesului de rupere al unui material liniar-elastic, Griffith a introdus un parametru energetic numit *forță critică de extensie a fisurii* și notat cu  $\mathcal{G}$ , [B11], [C3], [K2]. Forța de extensie a fisurii, reprezintă raportul dintre variația energiei elastice de deformație și creșterea ariei fisurii, sau altfel, energia eliberată pe unitatea de suprafață de rupere:

$$\mathcal{G} = \left(-\frac{\partial U_e}{\partial A}\right) = \frac{\pi \sigma^2 l}{E} \quad [\text{N/mm}] \quad 3.3.3-1$$

unde:  $U_e$  - energia elastică eliberată până la rupere

$A$  - aria fisurii

$l$  - semilungimea fisurii

$\sigma$  - tensiunea aplicată

$E$  - modulul de elasticitate longitudinal al materialului.

Pentru un material dat, în aceleași condiții de temperatură și mediu, valoarea forței de extensie a fisurii  $\mathcal{G}$  în momentul producerii ruperii instabile este o constantă, notată cu  $\mathcal{G}_c$  și numită **forța critică de extensie a fisurii**. Forța critică de extensie a fisurii este o caracteristică proprie fiecărui material și constituie tenacitatea la rupere a materialului respectiv.

Criteriul de rupere bazat pe forța de extensie a fisurii se formulează astfel: dacă într-un material cu comportare liniar elastică, forța de extensie a fisurii  $\mathcal{G}$  atinge valoarea forței critice de extensie a fisurii  $\mathcal{G}_c$ , atunci se va produce ruperea instabilă.

Pentru ca ruperea instabilă să nu se producă, trebuie satisfăcută condiția:

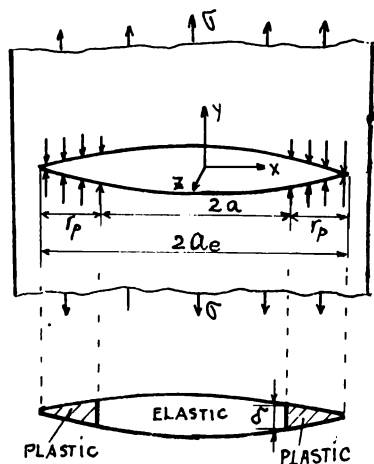
$$\mathcal{G} < \mathcal{G}_c \quad \text{3.3.3-2}$$

Forța critică de extensie a fisurii, se poate utiliza numai în cazul materialelor cu o comportare elastică până la rupere, la care în vârful fisurii nu apar enclave plastice.

Determinarea experimentală a forței critice de extensie a fisurii, este destul de dificilă [G16], motiv pentru care nu se utilizează direct pentru aprecierea tenacității la rupere a oțelurilor. De cele mai multe ori, forța critică de extensie a fisurii, se determină pe baza lui  $K_{Ic}$ , cunoscându-se relațiile care există între cele două caracteristici de tenacitate (rel.3.4-1 și rel.3.4-2).

### 3.3.4 Deplasarea și deschiderea la vârful fisurii

Deplasarea sau deschiderea fisurii este distanța dintre flancurile unei fisuri, sub acțiunea solicitării. Presupunând simetria față de planul fisurii, deplasarea sau deschiderea într-un punct, reprezintă dublul deplasării aceluia punct (față de planul fisurii). Se cunosc [B29]:



- deplasarea la vârful fisurii  $\delta$  (crack opening displacement-COD), este distanța dintre flancurile fisurii la începutul enclavei plastice (Fig.3.3.4-1),

- deschiderea la vârful fisurii  $\delta_t$  (crack tip opening displacement-CTOD), reprezintă deschiderea dintre flancurile fisurii, la o distanță de la vârful fisurii stabilită prin convenție [B27], (Fig.4.3.2-1),

Fig.3.3.4-1 Deplasarea la vârful fisurii  $\delta$

- deschiderea unghiulară de la vârful fisurii (crack tip opening angle-CTOA),
- deschiderea de la buza (gura) fisurii, deschiderea maximă (crack mouth opening displacement-CMOA).

Când la vârful fisurii se formează o enclavă plastică, criteriul de rupere bazat pe  $K_{IC}$  nu mai poate fi utilizat. În acest caz, caracteristica de tenacitate la rupere este deplasarea sau deschiderea la vârful fisurii. Legea de distribuție a tensiunilor și deformațiilor în enclava plastică nu este cunoscută, motiv pentru care între deplasarea sau deschiderea la vârful fisurii, și nivelul solicitărilor exterioare nu se poate stabili o relație. Din această cauză se recurge la relații empirice care însă nu se verifică experimental pe elemente cu configurații geometrice diferite de cele pentru care s-au stabilit.

Deplasarea la vârful fisurii de lungime  $2l$  și tensiune aplicată  $\sigma$ , pentru o placă poate fi determinată cu relația [C3], [N5], [P2], [P10] (Fig.3.3.4-1):

$$\delta = 8 \frac{\sigma_c}{\pi E} l \ln \sec \left( \frac{\pi \sigma}{2 \sigma_c} \right) \quad 3.3.4-1$$

Dezvoltând în serie această relație, rezultă:

$$\delta = 8 \frac{\sigma_c}{\pi E} l \left[ \frac{1}{2} \left( \frac{\pi \sigma}{2 \sigma_c} \right)^2 + \frac{1}{12} \left( \frac{\pi \sigma}{2 \sigma_c} \right)^4 + \frac{1}{45} \left( \frac{\pi \sigma}{2 \sigma_c} \right)^6 + \dots \right] \quad 3.3.4-2$$

Considerând numai primul termen, se obține:

$$\delta = \frac{\pi \sigma^2}{E \sigma_c} l \quad 3.3.4-3$$

Raza zonei plastice de la vârful fisurii  $r_p$  este:

$$\frac{r_p}{l} = \frac{E}{2\pi l \sigma_c} \delta \quad 3.3.4-4$$

Ținând seama de relația 3.3.4-1, relația 3.3.4-4, devine:

$$\frac{r_p}{l} = \frac{4}{\pi^2} \left( \ln \sec \frac{\pi \sigma}{2 \sigma_c} \right) \quad 3.3.4-5$$

S-a sugerat [N5] că mărimea zonei plastice asociată fisurilor din conducte, comparată cu cea din plăcile fisurate, este modificată în aceeași proporție ca forța de extensie a fisurii. În condițiile elastice de solicitare, această modificare este egală cu:

$$1 + 1,6 \frac{l^2}{R h} \quad 3.3.4-6$$

Rezultă atunci că mărimea zonei plastice la vârful unei fisuri într-o conductă este dată de relația:

$$\frac{r_p}{l} = \frac{4}{\pi^2} \left[ \ln \sec \left( \frac{\pi \sigma_{\#}}{2 \sigma_c} \right) \right] \left( 1 + 1,6 \frac{l^2}{R h} \right) \quad 3.3.4-7$$

Din identitatea relațiilor 3.3.4-4 și 3.3.4-7, rezultă:

$$\frac{E}{2\pi l \sigma_c} \delta = \frac{4}{\pi^2} \left[ \ln \sec \left( \frac{\pi \sigma_{\#}}{2 \sigma_c} \right) \right] \left( 1 + 1,6 \frac{l^2}{R h} \right) \quad 3.3.4-8$$

de unde se obține valoarea deplasării la vârful fisurii, pentru o conductă cu fisură longitudinală străpusă:

$$\delta = \frac{8 l \sigma_c}{\pi E} \left[ \ln \sec \left( \frac{\pi \sigma_{\#}}{2 \sigma_c} \right) \right] \left( 1 + 1,6 \frac{l^2}{R h} \right) \quad 3.3.4-9$$

unde: R - raza medie a grosimii peretelui conductei

h - grosimea peretelui conductei,

$\sigma_{\#}$  - tensiunea normală circumferențială din peretele conductei care deschide fisura după Modul I,

$\sigma_c$  - limita de curgere a materialului conductei.

Pentru ca în prezența unei fisuri să nu se producă ruperea, este necesar ca deplasarea la vârful fisurii să aibă o valoare inferioară unei caracteristici critice, proprie materialului conductei, numită *deplasare critică la vârful fisurii* și notată cu  $\delta_c$ . Determinarea experimentală a deplasării critice la vârful fisurii se face conform [S23] sau [B27]. Deplasarea critică la vârful fisurii se poate determina și prin metode indirecte, care folosesc relațiile care există între aceasta și alte mărimi, cum ar fi: contracția transversală (T), sau unghiul de încovoiere al epruvetei. În [C3] se propune pentru determinarea deplasării critice la vârful fisurii, o metodă experimentală destul de simplă, care utilizează epruvete Charpy prevăzute cu o creștătură ce se continuă cu o fisură de oboseală.

Pentru a nu avea loc propagarea instabilă a fisurii, criteriul de rupere exprimat prin deplasarea critică la vârful fisurii, este:

$$\delta < \delta_c \quad 3.3.4-10$$

Oțelurile cu tendință spre rupere fragilă, prezintă valori scăzute pentru tenacitatea la rupere exprimată prin  $\delta_c$ .



### 3.3.5 Integrala de contur J

După cum s-a precizat (paragrafele 3.3.1 și 3.3.-4), caracteristicile de tenacitate  $K_{Ic}$  și  $\delta_c$  au domenii distincte de aplicare:  $K_{Ic}$  pentru materialele la care este dominantă starea de tensiune elastică până la rupere, iar  $\delta_c$  pentru materialele la care ruperea este precedată de formarea unei enclave plastice adiacentă vârfului fisurii. În practică, separarea celor două domenii de aplicabilitate este dificilă, ceea ce a impus găsirea unei abordări unice, care să poată cuprinde toate circumstanțele în care este posibilă extinderea fisurii. Integrala de contur J sau prescurtat integrala J, este definită ca *integrala energiei de deformare în vecinătatea fisurii*. Ea este aplicată oricăror corpuri omogene cu

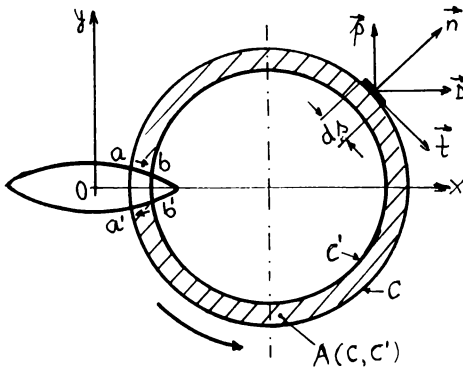


Fig.3.3.5-1 Domeniul de definire al integralei de contur J

comportare liniară sau neliniară până la rupere. Pentru a defini integrala J, se consideră un corp plan, omogen și izotrop cu o caracteristică la tracțiune liniară sau neliniară, sollicitat de un sistem de sarcini exterioare care produce tensiunile  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$ ,  $\sigma_z$ . Dacă acest corp are o fisură orientată în direcția axei x, a sistemului din Fig.3.3.5-1, atunci se definește integrala de contur J pentru un contur  $\Gamma$  situat în

interiorul corpului, mărimea [A19], [B11], [C3], [G3], [K2], [R5]:

$$J = \int_{\Gamma} \left( U dy - \vec{p} \frac{\partial D}{\partial x} ds \right) \quad 3.3.5-1$$

unde: U - energia specifică de deformare, care are expresia:

$$U = \int_0^{\epsilon} (\sigma_x d\epsilon_x + \sigma_y d\epsilon_y + \tau_{xy} d\gamma_{xy}) \quad 3.3.5-2$$

$\vec{p} = p_{nx} \vec{i} + p_{ny} \vec{j}$  vectorul tensiune totală, raportat la normala într-un punct de pe conturul  $\Gamma$

$$\vec{D} = u \vec{i} + v \vec{j}$$

vectorul deplasare raportat la normală, într-un punct de pe conturul  $\Gamma$ .

În coordonate carteziene:

$$U = \int_0^{\varepsilon_x} \sigma_x d\varepsilon'_x + \int_0^{\varepsilon_y} \sigma_y d\varepsilon'_y + \int_0^{\gamma_{xy}} \tau_{xy} d\gamma'_{xy} \quad 3.3.5-3$$

Pentru materiale cu comportare liniară până la rupere:

$$U = \frac{1}{2} \sigma_{ij} \varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} [\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - 2\mu \sigma_x \sigma_y + 2(1 + \mu) \tau_{xy}^2] \quad 3.3.5-4$$

iar integrala de contur  $J$  este:

$$J = \int_{\Gamma} (U - \sigma_x \frac{\partial u}{\partial x} - \tau_{xy} \frac{\partial v}{\partial x}) dy + (\tau_{xy} \frac{\partial u}{\partial x} + \sigma_y \frac{\partial v}{\partial x}) dx \quad 3.3.5-5$$

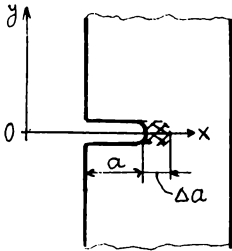


Fig.3.3.5-2 Extensia fisurii

Având o fisură de lungime  $a$ , care sub acțiunea încărcărilor exterioare se extinde pe distanța  $\Delta a$  (Fig.3.3.5-2), integrala de contur  $J$  este egală cu rata de descreștere a energiei de deformație eliberată pe unitatea de grosime a corpului:

$$J = \lim_{\Delta a \rightarrow 0} \frac{U_e(a+\Delta a) - U_e(a)}{\Delta a} = \frac{\partial U_e}{\partial a} \quad 3.3.5-6$$

unde:  $U_e$  - energia de deformație eliberată pe unitatea de grosime de corp, prin extensia fisurii cu  $\Delta a$ .

Integrala  $J$ , are proprietatea că este independentă de conturul de integrare. În cazul apariției deformațiilor plastice mari, valoarea integralei de contur poate fi calculată cu aproximație, cu relația:

$$J = A(n) K_{\sigma}^{(n+1)} \quad 3.3.5-7$$

unde:

$$K_{\sigma} = c(n) K_{e1}^{2(n+1)}$$

$A(n)$ ,  $c(n)$  - constante, dependente de exponentul de ecrusare al diagramei caracteristice;

$K_{e1}$  - factorul de intensitate al tensiunii, corespunzător domeniului elastic,

$K_{\sigma}$  - factorul plastic de intensitate al tensiunii.

Pentru ca extensia instabilă a fisurii să nu aibă loc, este necesar ca integrala  $J$  să aibă o valoare inferioară unei caracteristici critice, numită *integrala critică de contur*  $J_C$ , proprie materialului:

$$J < J_C \quad \text{3.3.5-8}$$

Integrala critică de contur  $J_C$ , reprezintă tenacitatea la rupere a materialului și ea se determină experimental, în principal pe baza [A16].

Pentru determinarea tenacității la rupere  $J_C$  se utilizează același tip de epruvete ca pentru  $K_{IC}$ .

Metodologia determinării integralei critice de contur, este destul de complicată, iar pentru validarea valorii se impune îndeplinirea unor condiții. Din acest motiv, în practica experimentală, de multe ori  $J_C$  se determină pe baza lui  $K_{IC}$  cu ajutorul relațiilor care există între acestea (rel. 3.4-2).

Integrala critică  $J_C$  definește comportarea față de propagarea instabilă a fisurii oțelurilor [G7], [G9], [G12], [G17], [L2], [M2], [R1], [S10], [V1].

Oțelurile cu tendință spre rupere fragilă, prezintă valori scăzute pentru  $J_C$ .

### 3.3.6 Curbele $R$

În funcționarea diferitelor elemente de rezistență, apar cazuri (exemplul plăcilor de dimensiuni mari dar cu grosime redusă), când nu se respectă condițiile stării plane de deformație ( $\epsilon_z = 0$ ), ci apare o stare plană de tensiune ( $\sigma_z = 0$ ) însoțită de deformații plastice considerabile în vecinătatea vârfului fisurii. Pentru starea plană de deformație, starea critică este caracterizată de  $K_{IC}$ , iar pentru starea plană de tensiune de către  $K_C$ . Studiind factorii care influențează valorile lui  $K_{IC}$  și  $K_C$ , s-a ajuns la concluzia [B11] că factorul critic de intensitate al tensiunii corespunzător stării plane de deformație depinde doar de temperatură și de viteza de deformație, pe când factorul critic de intensitate al tensiunii corespunzător stării plane de tensiune, depinde de temperatură, viteza de deformație, grosimea epruvetei și de lungimea inițială a fisurii. Dependența lui  $K_C$  de mărimea epruvetei, reprezintă un mare dezavantaj în aprecierea comportării la rupere. Atunci când nu se poate determina  $K_{IC}$ , tenacitatea la rupere se poate exprima totuși prin  $K_C$ .

Una din metodele de determinare a lui  $K_C$  este utilizarea *curbelor  $R$* , care reprezintă o extindere a conceptelor Mecanicii Ruperii Liniar Elastice (MRLE), în domeniul elasto-plastic.

Curbele  $R$ , caracterizează rezistența la rupere a materialelor în timpul creșterii lente și stabile a unei fisuri sub acțiunea anumitor încărcări. Curbele  $R$ , reprezintă

variația factorului de intensitate al tensiunii  $K_r$  în funcție de lungimea efectivă a fisurii  $a$  sau de creșterea fisurii  $\Delta a$ . Caracteristica  $K_r$  este numită [A18] ca fiind "*rezistența la extensia fisurii*". La materialele fragile, curbele R, sunt aproape orizontale, pe când la cele ductile și tenace, sunt crescătoare. Panta curbelor R, depinde însă de raza de racordare a vârfului fisurii aflată în curs de propagare, rază care la rândul său este determinată de dimensiunea zonei plastice de la vârful fisurii. Panta curbelor R, poate deci caracteriza modul de comportare la rupere al materialelor metalice. Rezistența la extensia fisurii este cu atât mai mare cu cât ductilitatea materialului este mai mare.

În majoritatea cazurilor practice, nu este nevoie să se cunoască cu exactitate forma curbelor R, ci este suficient să se determine numai panta acestora, folosind două puncte ale curbei.

Panta curbelor R, determină atât rezistența pe care o poate opune materialul la inițierea rupei, cât și rezistența acestuia la propagarea continuă a rupei. Valorile acestor rezistențe cresc odată cu panta curbelor R.

Determinarea experimentală a curbelor R, necesită aparatură specială de control, motiv pentru care curbele R nu se utilizează pe scară largă pentru aprecierea comportării la rupere a oțelurilor.

### 3.3.7 Curbele J-R

Deoarece atât la integrala de contur J cât și la curba R se utilizează extensia fisurii, pentru aprecierea comportării mecanice a oțelurilor cu fisuri, se pot utiliza și *curbele J-R*, [A17].

Curbele J-R, caracterizează rezistența materialelor metalice la creșterea stabilă a unei fisuri inițiale, realizată prin oboseală sau provenită dintr-un defect.

Trasarea experimentală a curbelor J-R este destul de laborioasă și necesită aparatură deosebită, motiv pentru care nu se utilizează prea mult pentru aprecierea comportării mecanice a oțelurilor. Se întâlnesc totuși unele aplicații ale curbelor J-R, [C11], [R8].

### 3.3.8 Modulul de rupere

În cazul în care valoarea integralei critice de contur  $J_c$  nu satisface condițiile de validare pentru analiza rupei, se poate utiliza *modulul de rupere* (Tearing module), notat T.

Modulul de rupere T pentru un material dat, este definit [B11], [W2], ca fiind proporțional cu panta curbelor J-R:

$$T = \frac{E}{\sigma_c^2} \frac{dJ}{d(\Delta a)} \quad 3.3.8-1$$

În cazul materialelor cu ecrusare, în locul limitei de curgere  $\sigma_c$  se utilizează tensiunea medie:

$$\sigma_m = \frac{\sigma_c + \sigma_r}{2} \quad 3.3.8-2$$

Modulul de rupere se poate delini în oricare din cele patru stadii ale procesului de rupere (Fig.3.3.8-1), [B11], [D3], [N15].

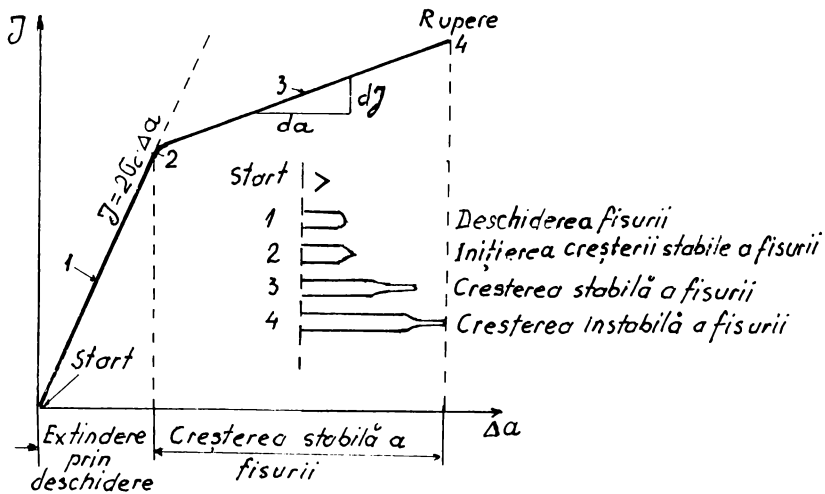


Fig.3.3.8-1 Stadii de dezvoltare a fisurii

Modulul de rupere poate atunci caracteriza capacitatea materialului de a se opune extinderii fisurii.

În urma trasării curbei  $J$ - $f(\Delta a)$  pentru materialul respectiv, cu relația 3.3.8-1, se poate determina variația modulului de rupere al materialului  $T_{mat}$ , apoi se reprezintă variația integralei  $J$  în funcție de  $T_{mat}$ ;  $J=f(T_{mat})$ , (Fig.3.3.8-2a).

Pe același sistem de coordonate  $J$ - $T$  se reprezintă și variația integralei  $J$  în funcție de valoarea analitică a modulului de rupere, calculată pe baza încărcării și a geometriei epruvetei, valoare notată  $T_{apl}$ ;  $J=f(T_{apl})$ . Punctul de intersecție al celor două curbe, reprezintă punctul de instabilitate, adică punctul în care are loc propagarea instabilă a fisurii.

Criteriul de rupere bazat pe modulul de rupere, se definește astfel [N15]: *dacă modulul de rupere aplicat  $T_{apl}$  este mai mare decât modulul de rupere al materialului  $T_{mat}$  se produce propagarea instabilă a fisurii.*

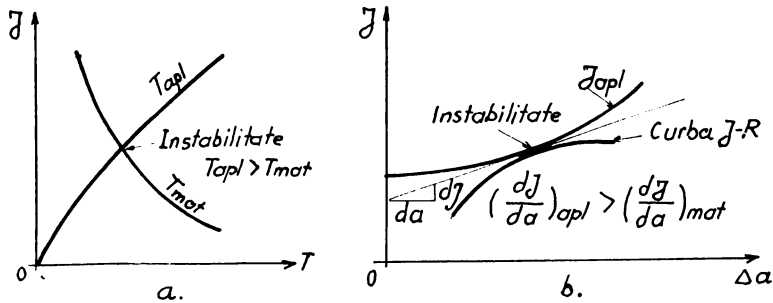


Fig.3.3.8-2 Determinarea punctului de instabilitate al extinderii fisurii

Determinarea modului de rupere aplicat, se face analitic în funcție de geometria epruvetei, structură și încărcare. Exemple de calcul pentru modulul de rupere aplicat  $T_{apl}$  sunt prezentate în [A6], [N15].

Determinarea punctului de instabilitate al extinderii fisurii, se poate face pe baza criteriului T, direct pe diagrama  $J=f(\Delta a)$ , dacă în același sistem de coordonate se reprezintă și variația integralei de contur  $J_{apl}$ , calculată în funcție de geometria elementului și de încărcare (Fig.3.3.8-2b). Punctul de instabilitate corespunde punctului de tangență dintre curbele  $J_{apl}=f(\Delta a)$  și curba J-R, ( $J=f(\Delta a)$ ). Propagarea instabilă a fisurii are loc atunci când:

$$\left(\frac{dJ}{da}\right)_{apl} > \left(\frac{dJ}{da}\right)_{mat} \quad 3.3.8-3$$

#### 3.4 Corelații între caracteristicile de apreciere a tenacității la rupere ale oțelurilor

Tenacitatea la rupere, exprimată prin diferite caracteristici, se obține în urma încercărilor experimentale. Unele încercări sunt destul de dificil de efectuat, necesitând o aparatură complexă și performantă, iar unele se efectuează în condiții mai ușoare și cu aparatură mai simplă. În practică, caracteristicile de tenacitate a căror determinare este mai simplă, se utilizează mai mult pentru aprecierea tenacității la rupere. Din acest motiv, de foarte multe ori, tenacitatea la rupere se exprimă printr-o caracteristică dar nu determinată experimental, ci stabilită pe baza altor caracteristici de tenacitate a căror

determinare experimentală este mai simplă. Astfel s-a ajuns la stabilirea unor relații între caracteristicile de apreciere a tenacității la rupere, sau între acestea și alte caracteristici mecanice ale materialelor. Cele mai multe corelații dintre tenacitățile la rupere sunt obținute empiric, în urma cercetărilor experimentale.

Între principalele caracteristici de apreciere a tenacității la rupere, există relații de dependență, unanim acceptate, de forma [C3], [B11], [K2]:

- pentru starea plană de deformație:

$$K_{IC} = \sqrt{\frac{EJ_c}{1-\mu^2}} = \frac{E}{1-\mu^2} G_c \quad 3.4-1$$

- pentru starea plană de tensiune:

$$K_{IC} = \sqrt{EJ_c} = E G_c \quad 3.4-2$$

$$K_{IC} = \sqrt{E\sigma_c \delta_c} \quad 3.4-3$$

Relația 3.4-3 este recomandată atunci când raportul  $\sigma/\sigma_c < 0,6$ , ceea ce presupune că enclava plastică la vârful fisurii este mică [P10].

Deoarece  $K_{Ic}$  este caracteristic domeniului elastic, iar  $\delta_c$  domeniului elasto-plastic, în [W1] se recomandă introducerea în relația 3.4-3, a unui coeficient  $m_1$  și înlocuirea limitei de curgere cu o tensiune medie (rel. 3.3.8-2). Cu această corectură, relația 3.4-3, devine:

$$K_{IC} = \sqrt{m_1 E \sigma_m \delta_c} \quad 3.4-4$$

De asemenea, se recomandă [W1], atât pentru starea plană de deformație cât și pentru starea plană de tensiune, valoarea  $m_1 = 1,4$ . Rezultă atunci:

$$K_{IC} = \sqrt{1,4 E \sigma_m \delta_c} \quad 3.4-5$$

Ținând seama de relațiile 3.4-2 și 3.4-5, se obține relația dintre  $J_{Ic}$  și  $\delta_c$  :

$$J_{IC} = 1,4 \sigma_m \delta_c = 1,4 \frac{\sigma_c + \sigma_r}{2} \delta_c = 0,7 (\sigma_c + \sigma_r) \delta_c \quad 3.4-6$$

În urma cercetărilor experimentale, s-au stabilit și alte relații între caracteristicile de tenacitate la rupere [C4]. Cele mai multe sunt între tenacitatea la rupere  $K_{IC}$  și energia la rupere KV [B11].

Relațiile empirice stabilite experimental între caracteristicile de tenacitate la rupere și unele caracteristici mecanice ale materialelor, nu pot fi utilizate ca generale, ci numai pentru cazurile concrete pentru care au fost determinate.

### 3.5 Domenii de valabilitate ale caracteristicilor de apreciere a tenacității la rupere a oțelurilor. Limitele mecanicii ruperii liniar elastice

Alegerea criteriului de rupere cel mai indicat pentru un material sau un element de rezistență este o problemă dificilă. În cercetarea experimentală s-au statornicit două procedee de stabilire a criteriului de rupere care trebuie utilizat:

- a)- *Utilizarea caracteristicilor de tenacitate la rupere*,
- b)- *Utilizarea curbelor de evaluare a ruperii (curbele R6).*

Conform primului procedeu, aplicarea unui dintre criteriile de rupere, se poate face prin valorile unuia dintre caracteristicile prezentate în Tabelul 3.5-1, [D10], [P10].

**Tabelul 3.5-1 Stabilirea criteriului de rupere ce trebuie aplicat**

Caracteristica	Valoarea caracteristicii	
	Criteriul $K_I < K_{IC}$ (domeniul elastic)	Criteriul $\delta < \delta_c$ (dom. elasto-plastic)
$(1/a) (K_{IC} / \sigma_c)^2$ sau $(E\delta_c) / (a \sigma_c)$	maxim 1,2	minim 1,2  maxim 7

Deoarece, caracteristica  $\delta_c$  este dependentă de grosimea materialului, limitele indicate în Tabelul 3.5-1 pentru departajarea aplicării criteriului  $K_{IC}$  sau  $\delta_c$ , la conducte sau recipienți sub presiune cu grosimea peretelui mai mare de 25 mm, se măresc cu 50...100%. Aceste criterii prezintă dezavantajul că nu țin seama de forma elementului de rezistență, ci numai de caracteristicile de material ( $K_{IC}$ ,  $\sigma_c$ ,  $\delta_c$ , E) și dimensiunea fisurii (a). De asemenea nu se specifică ce criteriu se aplică pentru valori mai mari decât 7, pentru cazul utilizării deplasării critice la vârful fisurii.

Cel de-al doilea procedeu, (Curbele R6) pentru stabilirea criteriului de rupere are în vedere și dimensiunile elementului de rezistență.

Dacă diagrama caracteristică la tracțiune a materialului prezintă fenomenul de întărire, integrala J poate calculată cu relația:



$$J = J(a_{ef}, P) + J_p(a, P, n) \quad 3.5-1$$

unde:  $J$  - componenta elastică, ajustată la lungimea efectivă a fisurii  $a_{ef}$ ,

$J_p$  - componenta plastică

$a$  - dimensiunea fisurii

$P$  - încărcarea,

$n$  - exponentul de ecruisare.

Componenta  $J$  poate fi calculată prin intermediul lui  $K_{Ic}$  (din rel. 3.4-1):

$$J = \frac{1-\mu^2}{E} K_I^2 \quad 3.5-2$$

Expresiile lui  $J_p$  pentru conducte a cărui material are o comportare de forma Ramberg-Osgood, sunt prezentate în Capitolul 4.

Inițierea propagării fisurii este prezisă de ecuația:

$$J = J_c \quad 3.5-3$$

unde:  $J_c$  este integrala critică de contur.

Pentru condiții de solicitare liniar-elastică,  $J_c$  poate fi obținută din relația 3.4-1:

$$J_c = \frac{1-\mu^2}{E} K_{Ic}^2 \quad 3.5-4$$

În Fig.3.5-1, se prezintă variația integralei  $J$  în funcție de sarcina aplicată  $P$  [B21].

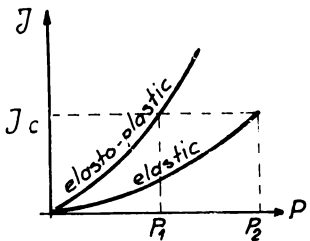


Fig.3.5-1 Variația lui  $J$  cu încărcarea  $P$

Din Fig.3.5-1 se constată că mecanica ruperii elasto-plastice (MREP), conduce la valori mai mari pentru  $J$  decât mecanica ruperii liniar elastice (MRLE). De asemenea în MREP inițierea propagării fisurii are loc la o încărcare  $P_1$  mai mică decât în MRLE, ( $P_2 > P_1$ ). Rezultă că peste anumite limite, rezultatele obținute în MRLE nu sunt corespunzătoare, ele trebuie eventual corectate. Se impune atunci, găsirea unui domeniu în

care MRLE să poată fi aplicată fără eventuale corecții, chiar în cazul materialelor ductile. Acest domeniu de valabilitate al aplicării MRLE este pus în evidență de către *curba de*

**evaluare a ruperii** sau **curba R6**, [B21], [R4], [V12]. Această curbă trebuie privită ca o curbă limită, asemănătoare curbei de oboseală.

Curbele de evaluare a ruperii R6, se determină pentru o structură (element) de rezistență cu fisuri și nu pentru materialul structurii.

Curba de evaluare a ruperii (curba R6) este o curbă în coordonate  $K_r - S_r$ . Parametrul  $K_r$  este specific MRIE iar  $S_r$ , MREP. Parametri  $K_r$  și  $S_r$  se definesc astfel:

$$K_r = \frac{K_I}{K_{Ic}} \text{ sau } K_r = \frac{K_I}{K_{Ief}} \quad 3.5-5$$

$$S_r = \frac{\sigma}{\sigma_c} \text{ sau } S = \frac{P}{P_c} \quad 3.5-6$$

unde:  $K_r$  - factorul de intensitate corespunzător fisurii existente,

$K_{Ic}$  - tenacitatea la rupere,

$\sigma$  - tensiunea normală aplicată,

$\sigma_c$  - limita de curgere al materialului,

$P$ ,  $P_c$  - sarcina aplicată, respectiv sarcina corespunzătoare atingerii limitei de curgere.

Ecuția curbei R6 se determină astfel:

Se cunoaște:

$$\delta = \frac{8\sigma_c a}{\pi E'} \ln \sec \left( \frac{\pi \sigma}{2\sigma_c} \right) \quad 3.5-7$$

unde:  $E' = E$  pentru starea plană de tensiune

$$E' = \frac{E}{1-\mu^2} \text{ pentru starea plană de deformație.}$$

Dar:

$$J = \delta \sigma_c \quad 3.5-8$$

și

$$K_{Ief} = \sqrt{J_1 E'} \quad 3.5-9$$

Din relațiile 3.5-7, 3.5-8, 3.5-9, rezultă:

$$K_{Ief} = \sqrt{\delta \sigma_c E'} = \sqrt{a} \sigma_c \sqrt{\frac{8}{\pi} \ln \sec \left( \frac{\pi \sigma}{2\sigma_c} \right)} \quad 3.5-10$$

Dacă se consideră că:

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \quad 3.5-11$$

se obține:

$$K_r = \frac{K_I}{K_{Ief}} = \pi \frac{\sigma}{\sigma_c} \frac{1}{\sqrt{8 \ln \sec\left(\frac{\pi \sigma}{2 \sigma_c}\right)}} \quad 3.5-12$$

Ținând seama de relația 3.5-6, rezultă ecuația curbei R6:

$$K_r = \frac{\pi S_r}{\sqrt{8 \ln \sec\left(\frac{\pi}{2} S_r\right)}} \quad 3.5-13$$

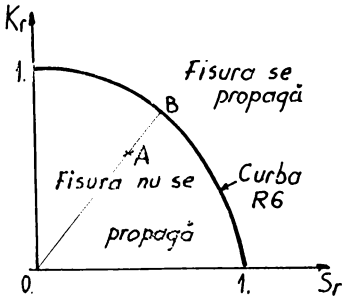


Fig.3.5-2 Curba R6

Ecuația 3.5-13 este reprezentată grafic în Fig.3.5-2.

Curba de evaluare a rupei (curba R6) delimitează două domenii: unul nepericulos în care fisura nu se propagă și unul periculos, în care fisura se propagă. Pentru o structură dată, se determină  $K_r$  și  $S_r$  și se fixează acest punct pe diagramă. În funcție de poziția pe diagramă a acestuia (exemplu punctul A, Fig.3.5-2), rezultă gradul de periculozitate al propagării instabile a

fisurii.

Pe baza curbei R6 se poate defini și un coeficient de siguranță față de propagarea instabilă, definit de relația:

$$c = \frac{OB}{OA} \quad 3.5-14$$

Curba de evaluare a rupei, sub forma ecuației 3.5-13, conduce la inacuratețe, deoarece consideră modelele fără curgere. În cazul existenței deformațiilor plastice, trebuie luat în considerație și efectul întăririi materialului și geometria elementului de rezistență. În aceste condiții, curba R6, trebuie trasată pentru fiecare element de rezistență cu fisura dată. Trasarea acestor curbe, se face pe baza ecuației [K14]:

$$\frac{1}{K_r^2} = \frac{J_p}{J} \quad 3.5-15$$

În Fig.3.5-3 se prezintă curbele R6 pentru o conductă cu fisură longitudinală de suprafață, confecționată din oțel termorezistent utilizat la conductele de abur din centralele termoelectrice românești [T21].

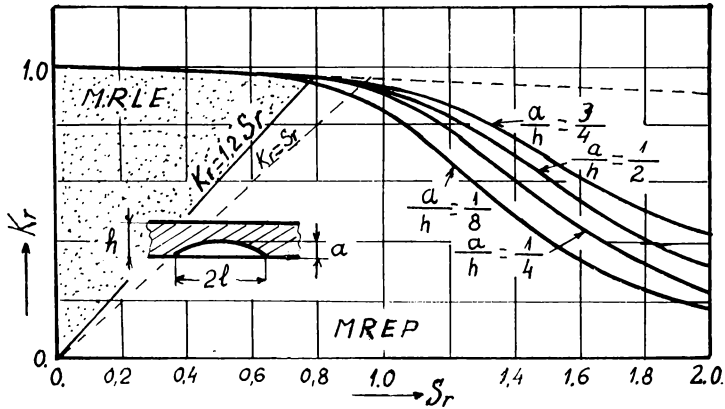


Fig.3.5-3 Curbele R6 pentru o conductă cu fisură longitudinală de suprafață, oțel X20CrMoV121

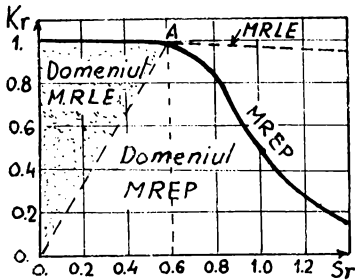


Fig.3.5-4 Curba R6-conductă cu fisură longitudinală de suprafață,  $a/h = 0,25$

În Fig.3.5-4 s-a trasat curba R6, considerând comportarea elasto-plastică a materialului conductei.

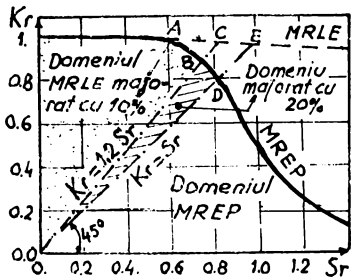


Fig.3.5-5 Domeniile MRLE și MREP

O anumită stare a conductei, este dată printr-un punct de coordonate  $(S_r, K_r)$ . Dacă acest punct se află înăuntrul liniei corespunzătoare raportului  $a/h$ , conducta este în afara pericolului propagării instabile a fisurii.

Exemplificarea modului de determinare a domeniului de valabilitate al aplicării MRLE, se face pe cazul conductei anterioare, când  $a/h = 0,25$ .

Peste aceasta se suprapune curba R6 corespunzătoare MRLE (linia punctată de sus).

Pentru valori ale lui  $S_r > 0,6$ , metoda MRLE introduce erori, indicând valori mai mari ale lui  $K_r$  decât cele reale. Atunci, dreapta OA (A-punctul de separație a MRLE de MREP) separă două domenii. Stările caracterizate de punctele situate în stânga liniei OA pot fi evaluate cu criteriile MRLE iar cele din dreapta

liniei OA, cu criteriile MREP. Această evaluare a domeniilor este excesiv de riguroasă. Din acest motiv, ea se extinde (Fig.3.5-5) prin considerarea a două linii care măresc domeniul MRLE:

- una pentru  $K_r = 1,2 S_r$  și,
- alta pentru  $K_r = S_r$ .

Pentru  $K_r = 1,2 S_r$ , raportul  $OB/OC=0,9$  iar pentru linia  $K_r = S_r$ ,  $OE/OD=0,8$ , ceea ce înseamnă că în primul caz domeniul MRLE a fost majorat cu 10%, iar în al doilea caz, cu 20%. Aceste extinderi ale domeniului MRLE sunt acceptate. Extinderea domeniului MRLE nu este absolut obligatorie. Mai acceptat totuși, este criteriul de extindere cu 10%.

### 3.6 Propagarea prin oboseală a fisurilor

În majoritatea cazurilor, solicitările elementelor de rezistență, nu prezintă în timp o valoare constantă, Această situație este foarte frecventă în cazul conductelor prin care circulă abur sub presiune, deoarece aceasta variază permanent în limitele impuse de sistemul de reglare automată a presiunii. Deoarece variații mari apar la pornirea sau oprirea centralei termice, variația în timp a solicitării conduce la propagarea fisurilor prin fenomenul de oboseală.

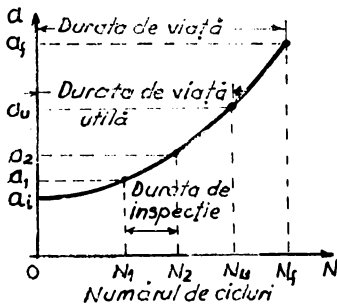


Fig. 3.6-1 Curba de durabilitate

În cazul propagării fisurilor prin oboseală, interesează modificarea dimensiunii fisurii în funcție de numărul ciclurilor de solicitare.

În Fig.3.6-1, se prezintă curba de dezvoltare a fisurilor (curba de durabilitate) prin oboseală, sub încărcări cu amplitudine constantă [B11]. Pe această diagramă se pot distinge mai multe

perioade:

- una determinată de  $a_u$ , care este perioada sau *durata de utilizare* (viața utilă) și reprezintă durata de timp din momentul inițierii propagării fisurii până când aceasta atinge o dimensiune care să-i asigure un coeficient de siguranță corespunzător, față de propagarea instabilă a fisurii,

- una determinată de dimensiunea  $a_f$ , care este *durata de viață* și reprezintă timpul din momentul inițierii propagării fisurii până când aceasta se propagă instabil,

- o perioadă (sau mai multe) cuprinsă între dimensiunile  $a_1$  și  $a_2$  ale fisurii, așa numită **durată de inspecție** și reprezintă timpul scurs între două inspecții (controale) asupra fisurii din conductă. Dacă perioada de inspecție nu este reglementată prin norme, ea se stabilește de către utilizatorul conductei (elementului de rezistență). Curba  $N - a$  (număr de cicluri-dimensiune fisură) este cunoscută sub numele de **curba de durabilitate**. Durabilitatea pentru un element de rezistență a cărui fisură a ajuns la dimensiunea  $a$ , se exprimă în număr de cicluri de solicitare.

Cunoscând numărul de cicluri de solicitare în decurs de o oră, lună, an, ( $n_c$ ) se poate determina durata de viață  $V$  a elementului respectiv:

$$V[ani] = \frac{N_c [\text{cicluri}]}{n_c [\text{cicluri/an}]} \quad 3.6-1$$

Creșterea amplitudinii ciclului de solicitare, conduce la o micșorare a duratei de viață. În Fig.3.6-2 se prezintă efectul amplitudinii ciclului de solicitare asupra dimensiunii fisurilor propagate prin oboseală [B11]. De asemenea, dimensiunea inițială a fisurii,

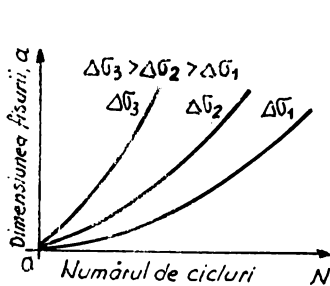


Fig.3.6-2 Influența ciclului de solicitare asupra fisurilor

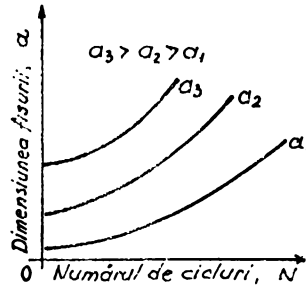


Fig.3.6-3 Influența dimensiunii inițiale asupra extinderii fisurii

micșorează durata de viață. În Fig.3.6-3, se prezintă influența dimensiunii inițiale a fisurii asupra dezvoltării acesteea [B11].

Curbele  $N-a$  prezentate, pot fi reduse la una singură dacă datele sunt prezentate în: viteză de propagare a fisurii ( $da/dN$ ) și variația factorului de intensitate al tensiunii ( $\Delta K_I$ ). Acest lucru este posibil deoarece  $K_I$  este singura caracteristică de tenacitate care încorporează efectul schimbării dimensiunii fisurii și amplitudinea ciclului de solicitare.

$$\Delta K_I = K_{I\max} - K_{I\min} = \Delta\sigma \sqrt{\pi a} f(g) = \sigma_{\max}(1 - R_S) \sqrt{\pi a} f(g) \quad 3.6-2$$

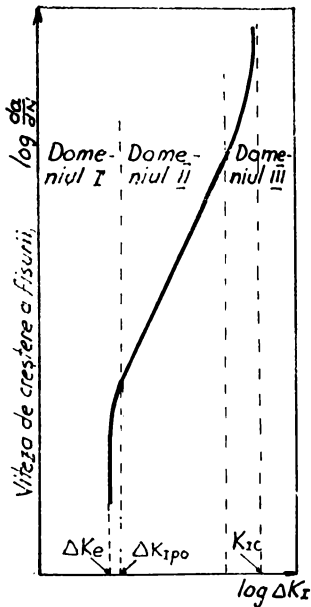


Fig.3.6-4 Viteza de creștere a fisurii

unde:  $R_s = \sigma_{\min} / \sigma_{\max}$  sau,  $R_s = K_{I\min} / K_{I\max}$  -coeficientul de asimetrie al ciclului.

Pentru oțeluri, curba  $da / dN - \Delta K_I$  reprezentată în coordonate logaritmice are forma din Fig.3.6-4, [B3], [B5], [B11], [B25], [C3], [N3], [R2], [W3]. La o variație relativ mică a factorului de intensitate al tensiunii, sub  $\Delta K_e$  numit *prag de oboseală*, fisura nu se propagă sub variația ciclică a tensiunilor (Domeniul I). În Domeniul II, când  $\Delta K_I > \Delta K_e$ , are loc propagarea prin oboseală a fisurii, iar curba poate fi reprezentată de ecuația propusă de Paris [B11]:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K_I)^m \quad 3.6-3$$

unde:

C, m - constante de material, determinate experimental

Dacă se ține seama de pragul de oboseală, viteza de creștere a fisurii are expresia:

$$\frac{da}{dN} = C[(\Delta K_I)^m - (\Delta K_e)^m] \quad 3.6-4$$

Valorile pragului de oboseală  $\Delta K_e$  descresc aproximativ liniar odată cu creșterea coeficientului de asimetrie al ciclului de solicitare, stabilindu-se o relație empirică de forma:

$$\Delta K_{e,R_s} = \Delta K_{e(R_s=1)} \left( \frac{1}{2} - \frac{R_s}{2} \right) \quad 3.6-5$$

Se evidențiază faptul că  $\Delta K_{e,R_s}$  scade cu creșterea temperaturii și astfel pentru conducte care funcționează la temperaturi ridicate, se poate admite  $\Delta K_e = 0$  și ca urmare se poate utiliza relația 3.6-3 pentru viteza de creștere a fisurii.

Pentru cazul în care la vârful fisurii se dezvoltă o zonă plastică importantă, pentru viteza de creștere a fisurii se pot utiliza relații bazate pe deplasarea la vârful fisurii :

$$\frac{da}{dN} = A_1 (\Delta\delta - \Delta\delta_c) \quad 3.6-6$$

unde:  $\Delta\delta$  - variația deplasării la vârful fisurii pe parcursul unui ciclu de solicitare,  
 $\Delta\delta_c$  - variația maximă a deplasării la vârful fisurii, la care fisura nu se propagă,  
 $A_1$  - constantă de material, determinată experimental.

În cazul zonelor plastice mici la vârful fisurii, se poate face trecerea de la variația lui  $\delta$  la variația factorului de intensitate al tensiunii, pe baza legăturii care există între acestea.

La solicitările variabile ale conductelor sub presiune se îndeplinește în general condiția ca enclava plastică la vârful fisurii să fie relativ mică și să se folosească relațiile 3.6-3 și 3.6-4. Pentru conductele care funcționează la temperaturi ridicate se folosește doar relația 3.6-3, care conduce la viteze mai ridicate decât relația 3.6-4.

În Domeniul III, viteza de creștere a fisurii prin oboseală este mai mare decât cea din Domeniul II. Cercetările au condus la concluzia că în cazul unui ciclu pulsant de solicitare ( $\Delta K_I = K_{I_{max}}$ ), creșterea vitezei de propagare a fisurii de oboseală în Domeniul III, conduce la o valoare constantă a deplasării la vârful fisurii:

$$\delta = \frac{K_T^2}{\sigma_c} = 0,04 \text{ mm} \quad 3.6-7$$

unde:

$K_T$  - valoarea factorului de intensitate al tensiunii, corespunzător dezvoltării accelerate a fisurii prin oboseală. Limita de curgere poate fi înlocuită și aici prin valoarea medie a tensiunii ( $\sigma_m$ ).

Din relația 3.6-7 se poate determina valoarea factorului de intensitate al tensiunii  $K_T$  care delimitează Domeniul II de III:

$$K_T = \sqrt{\delta E \sigma_c} = \sqrt{0,04 E \sigma_c} \quad 3.6-8$$

Viteza de creștere a fisurilor prin oboseală, la trecerea de la Domeniul II la III, este influențată de valoarea lui  $K_{I_{max}}$  și a coeficientului de asimetrie al ciclului de solicitare  $R_S$ .

Dacă se ține seama și de coeficientul de asimetrie al ciclului de solicitare, viteza de propagare prin oboseală a fisurilor, este dată de relația :

$$\frac{da}{dN} = \frac{C(\Delta K_I)^m}{\sqrt{1-R_S}} \quad 3.6-9$$



Constantele de material **C** și **m** se determină pe cale experimentală. În [U1] se prezintă o metodă simplă pentru determinarea acestor constante. În Tabelul 3.6-1 se prezintă după [B11], valorile constantelor **C** și **m** pentru câteva categorii de oțeluri. Pentru oțelurile aliate Cr-Mo-V se consideră  $C_0 = 10^{11}$  și  $m=3$ . Constanta **C** depinde de temperatura materialului. În [D8], [I1] se propune următoarea relație pentru determinarea constantei **C** funcție de temperatura  $\theta$ :

$$C(\theta) = \left[ \frac{E(\theta_0)}{E(\theta)} \right]^m C_0 \quad 3.6-10$$

unde:  $C_0$  -constanta **C** la temperatura de  $20^\circ \text{C}$ ,

$E(\theta_0)$  -valoarea modului de elasticitate longitudinal la  $20^\circ \text{C}$ ,

$E(\theta)$  - valoarea modului de elasticitate longitudinal la temperatura de referință.

În literatura de specialitate, între constantele **C** și **m** și caracteristicile mecanice s-au stabilit relații de legătură. Pe baza lor pot fi determinate constantele **C** și **m**. Astfel Takashima

Tabelul 3.6-1 Constantele de material **C** și **m**

Oțeluri	Caracteristici și constante			
	Mecanice		Constantele	
	$\sigma_c$ [MPa]	$\sigma_r$ [Mpa]	<b>C</b>	<b>m</b>
Ferito-perlitice	210...550	350...650	$3,6 \cdot 10^{10}$	3
Austenitice	210...350	520...650	$3 \cdot 10^{10}$	3,25
Martensitice	>490	>620	$66 \cdot 10^{10}$	2,25
Unități de măsură utilizate: $\Delta K_I$ [ksi(in) <sup>1/2</sup> ], $a$ [in], $da/dN$ [in/ciclu] 1 ksi in=1,098 MPa (m) <sup>1/2</sup> , 1 ksi=6,894 MPa, 1 in=25,4 mm,				

[C3], [P10] a stabilit pentru oțelurile carbon și slab aliate următoarele relații pentru determinarea constantelor **C** și **m**:

$$m = 4,25 - 0,0026 \sigma_c$$

$$\lg C = 0,00483 \sigma_c - 12,432 \quad 3.6-11$$

Durabilitatea elementului de rezistență fisurat, exprimată în număr de cicluri de solicitare, se obține prin integrarea ecuației 3.6-3 sau 3.6-9 între limitele  $a_0$  (dimensiunea inițială a fisurii) și  $a_c$  (dimensiunea critică a fisurii):

$$N_c = \int_{a_0}^{a_c} \frac{da}{C(\Delta K_I)^m} \quad 3,6-12a$$

respectiv,

$$N_c = \int_{a_0}^{a_c} \frac{\sqrt{1-R_s}}{C(\Delta K_I)^m} da \quad 3.6-12b$$

Dimensiunea critică a fisurii  $a_c$ , este dimensiunea pe care o are fisura în momentul propagării instabile. Mărimile acestea se determină pe baza criteriilor de rupere:  $K_I = K_{IC}$  sau  $\delta = \delta_c$ . După efectuarea integralei din relația 3.6-12a, se obține numărul critic de cicluri de solicitare (durabilitatea) pentru ca fisura să se dezvolte de la dimensiunea inițială până la cea critică:

$$N_c = \frac{a_c^{\left(1-\frac{m}{2}\right)} - a_0^{\left(1-\frac{m}{2}\right)}}{C(\Delta\sigma)^m \pi^{\frac{m}{2}} \left(1-\frac{m}{2}\right) [f(g)]^m} \quad 3.6-13$$

După [V6], numărul de cicluri de solicitare necesar ca o fisură să atingă o dimensiune oarecare  $a_i$ , pentru o conductă cu fisură longitudinală, poate fi calculat cu relația:

$$N_i = \frac{2}{(m-2)C M_k^{m/2} (\Delta\sigma)^m} \left[ \frac{1}{a_0^{\frac{m-2}{2}}} - \frac{1}{a_i^{\frac{m-2}{2}}} \right] \quad 3.6-14$$

unde:  $M_k$  - factor de amplificare ce ține seama de dimensiunea fisurii, (rel.5.2-3 ; 5.2-4)

Pe baza durabilității  $N_c$ , se poate determina durata de viață  $V$  a elementului de rezistență respectiv (rel. 3.6-1).

În multe cazuri, solicitările variabile ale elementelor de rezistență nu au loc după cicluri cu amplitudine constantă. Studiul propagării fisurilor supuse la încărcări cu amplitudine variabilă, este strâns legat de procentajul prezenței unei anumite încărcări, sau altfel spus, de probabilitatea densității (probabilită of density) solicitării.

Există mai multe relații de determinare a vitezei de propagare a fisurilor prin oboseală sub cicluri cu amplitudine variabilă. Cea mai simplă relație de acest tip, este de forma [B11]:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K_{pm})^m \quad 3.6-15$$

unde:

$$\Delta K_{pm} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n \Delta K_{I,i}^2}{n}} \quad 3.6-16$$

$n$  - numărul ciclurilor cu amplitudine de același ordin  $i$  de mărime.

### 3.7 Epruvete pentru determinarea tenacității la rupere a oțelurilor

Tenacitate la rupere  $K_{IC}$ ,  $\delta_c$  și  $J_{IC}$  se determină pe epruvete standardizate, solicitate la tracțiune (Fig.3.7-1a) sau încovoiere (Fig.3.7-1b), [A15], [B11], [B27], [C3], [G15], [K2], [S22].

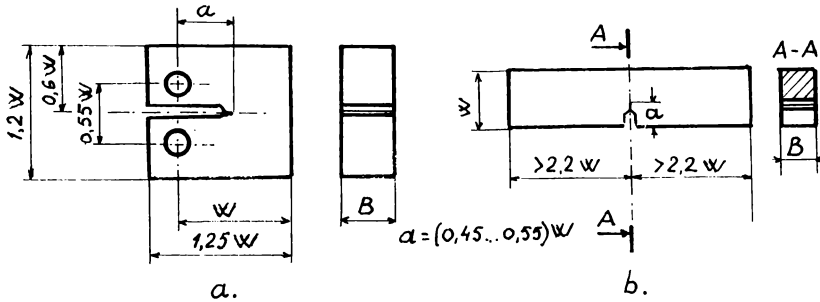


Fig.3.7-1 Epruvete pentru determinarea tenacității la rupere a) tracțiune (compact), b) încovoiere

Dimensiunile epruvetelor sunt prezentate în [S22]. În situația nevalidării condițiilor impuse la determinarea tenacității la rupere pe epruvete de tracțiune sau încovoiere, se pot utiliza epruvete Chevron (Fig.3.7-2), [B26], [K5], [N4], [S6]. La acest tip de epruvete, tenacitatea la rupere, nu este influențată de mărimea epruvetei.

De asemenea, în cazul determinării tenacității la rupere pe materiale care provin din conducte, în practica experimentală se pot utiliza epruvete de dimensiuni mai mari, obținute din peretele conductei, epruvete sub formă de arc de cerc, cunoscute sub denumirea de epruvete Tip C, (Fig.3.7-3), [B11], [15], [S22].

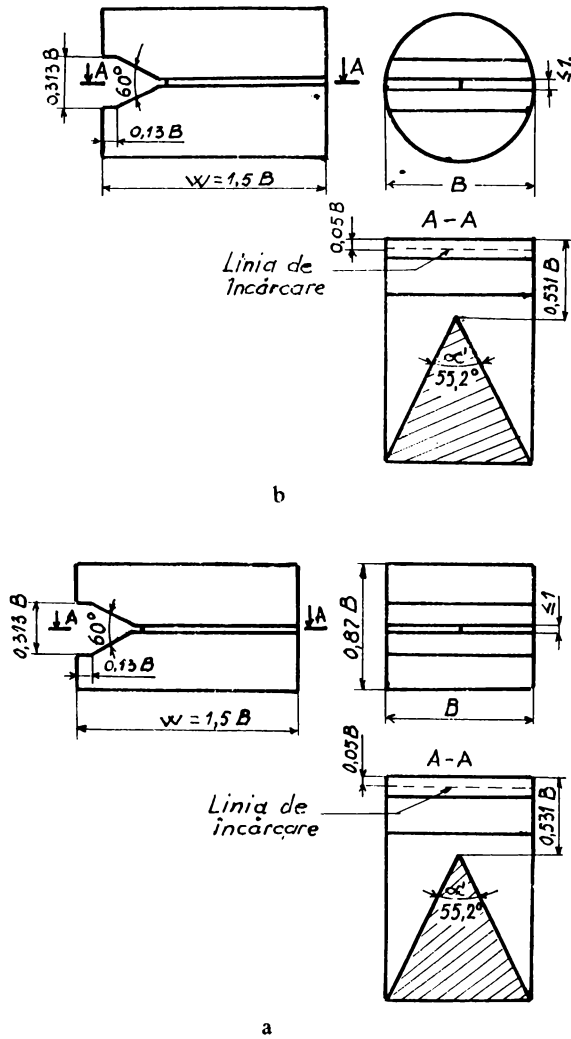


Fig.3.7-2 Epruvete Chevron a) dreptunghiulare, b) circulare

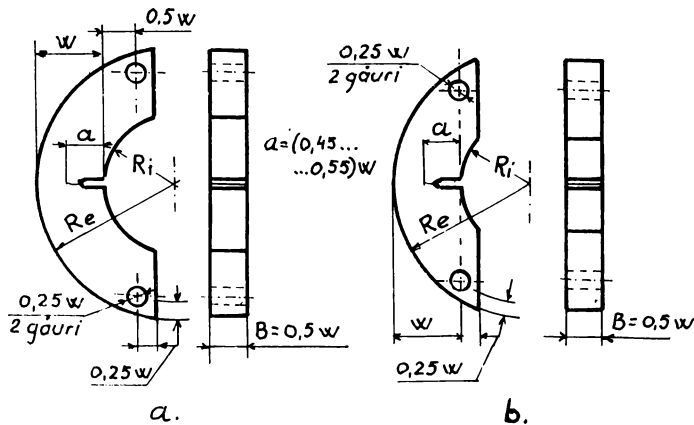


Fig.3.7-3 Epruvete de tracțiune, Tip C

### 3.8 Calculul conductelor pe baza criteriilor Mecanicii Ruperii

Stările de tensiuni ce se dezvoltă în conducte sub acțiunea solicitărilor din exploatare, sunt stări de tensiuni nominale, valabile în lipsa defectelor reale din pereții conductei.

Defectele cele mai întâlnite în pereții conductelor sunt: creștături, fisuri, goluri, incluziuni. În zonele adiacente defectelor, au loc concentrări de tensiuni, care constituie surse de inițiere și dezvoltare a proceselor de rupere.

Aplicarea criteriilor Mecanicii Ruperii, în cazul conductelor cu defecte, necesită adoptarea unor ipoteze simplificatoare:

**Ipoțeză I:** Defectele reale din pereții conductelor se asimilează cu defecte plane de tip fisură, echivalente din punct de vedere al concentrării tensiunilor și deformațiilor, (Fig.3.8-1), [C7], [P10]. Orice defect plan de tip fisură, evoluează după Modul I (prin deschidere), ceea ce presupune că deplasările punctelor de pe suprafețele fisurii se produc sub acțiunea tensiunilor nominale și sunt normale la planul fisurii.

**Ipoțeză a-II-a:** Stările de tensiuni și deformații la vârful fisurii din peretele conductei, sunt identice cu cele induse de prezența aceleiași fisuri într-o placă echivalentă, obținută prin desfășurarea plană a conductei și având aceeași grosime a peretelui.

Ținând seama de criteriile Mecanicii Ruperii, oțelurile din care sunt confecționate conductele de abur, trebuie să îndeplinească două condiții principale:

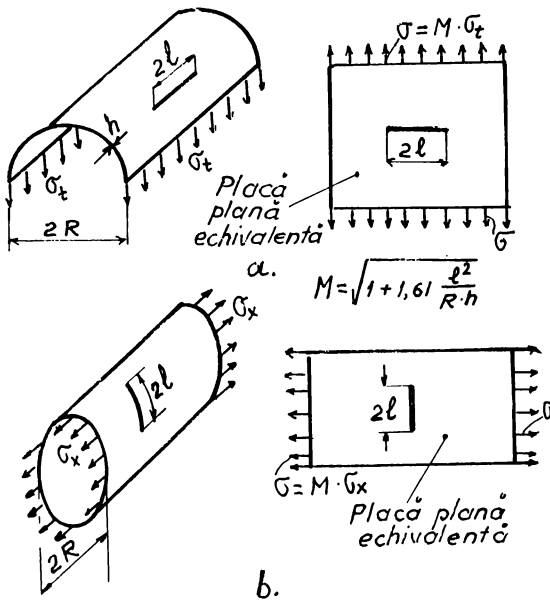


Fig.3.8-1 Echivalența dintre conductă și placă. Conductă cu fisură  
a) longitudinală, b) circumferențială

a) să aibă o limită de curgere ridicată, astfel încât tensiunile din exploatare să fie inferioare limitei de curgere,

b) să prezinte o tenacitate ridicată, astfel încât tensiunea de inițiere și propagare a fisurilor la temperatura de exploatare să fie cât mai mare.

Calculul conductelor pe baza criteriilor Mecanicii Ruperii cuprinde mai multe etape:

- Se stabilește tipul fisurii,
- Se măsoară dimensiunile conductei și ale fisurii,
- Se calculează tensiunea normală nominală maximă (în absența fisurii) care deschide fisura după Modul I de rupere,
- Dacă nu se cunosc, se determină caracteristicile mecanice ale materialului conductei:  $\sigma_c$ ,  $\sigma_f$ ,  $E$ ,  $\mu$ ,
- Se stabilește criteriul de rupere ce trebuie aplicat (din Tabelul 3.5-1 sau din (Curbele R6),
- Dacă nu este cunoscută, se determină tenacitatea la rupere corespunzătoare criteriului de rupere aplicat,
- Se calculează valoarea tenacității ( $K_I$ ) corespunzătoare fisurii detectate,
- Se calculează coeficientul de siguranță față de ruperea instabilă, cu una din relațiile (corespunzătoare criteriului de rupere stabilit):

$$C_k = \frac{K_{IC}}{K_I}; C_\delta = \frac{\delta_c}{\delta}; C_J = \frac{J_C}{J}$$

3.8-1

-Se aplică criteriul de rupere stabilit (unul din următoarele):

$$K_I = K_{Ic} ; \delta = \delta_c ; J_I = J_c \quad \mathbf{3.8-2}$$

-Din criteriul de rupere aplicat (rel. 3.8-2) se poate determina:

-păstrând încărcarea, dimensiunea fisurii la care aceasta se propagă instabil,  $a_c$

-tensiunea normală nominală maximă, la care fisura se propagă instabil.

Cunoscând expresia tensiunii normale nominale în funcție de încărcarea conductei, se poate determina încărcarea maximă (presiunea interioară în cazul conductelor de abur) la care fisura se propagă instabil

În practică este de mare interes a se cunoaște modul în care o fisură existentă în conductă se dezvoltă (propagă) de la dimensiunea inițială  $a_0$  la dimensiunea critică  $a_c$ . Dacă interesează și acest aspect, atunci:

-Se calculează durabilitatea conductei, (rel. 3.6-12 ; 3.6-13 ; 3.6-14) și apoi,

-Durata de viață a conductei, (rel. 3.6-1).

Cunoscând dimensiunea, respectiv încărcarea critică precum și durabilitatea sau durata de viață și coeficientul de siguranță față de ruperea instabilă, se pot lua măsuri pentru ca fisura existentă în conductă să nu producă ruperea instabilă. Totodată se poate lua hotărârea de menținere sau de înlocuire a conductei din centrală.

## CAPITOLUL 4: CRITERIILE MECANICII RUPERII APLICATE LA CONDUCTELE DE ABUR

### 4.1 Considerații generale. Încărcări. Tipuri de fisuri

Oțelurile termorezistente din care sunt confecționate conductele de abur, prezintă o curbă caracteristică  $\sigma$ - $\varepsilon$  de forma celei prezentate în Fig.4.1-1.

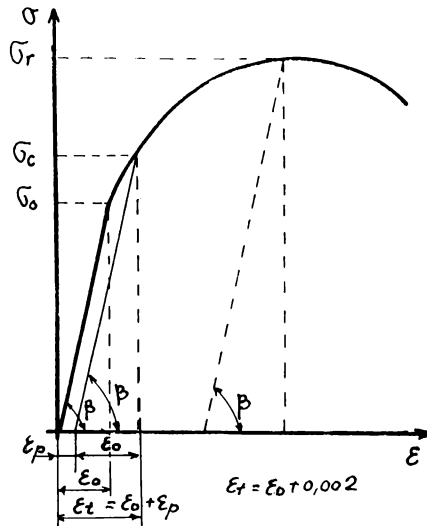


Fig.4.1-1 Forma curbei caracteristice a unui oțel termorezistent

Curba caracteristică la tracțiune a oțelului termorezistent, poate fi definită în acest caz de relația Ramberg-Osgood [A12], [R3]:

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left( \frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad 4.1-1$$

unde:  $\varepsilon$ ,  $\sigma$  - alungirea, respectiv tensiunea unui punct curent al curbei,

$\varepsilon_0$ ,  $\sigma_0$  - alungirea, respectiv tensiunea la limita comportării elasto-plactice,

$\alpha$  - factor de amplificare,

$n$  - exponent de ecruisare,

$E$  - modulul de elasticitate longitudinal al oțelului,

$E = \text{tg } \beta$ ,



În cercetarea inginerescă se poate considera:

$$\sigma_0 = \sigma_c \text{ și } \varepsilon_0 = \sigma_c / E.$$

Factorul de amplificare  $\alpha$  (factorul lui Ramberg-Osgood) se determină cunoscând că la  $\sigma = \sigma_c$ , alungirea totală  $\varepsilon_t$  este:

$$\varepsilon_t = \varepsilon_0 + \varepsilon_p \quad 4.1-2a$$

sau:

$$\frac{\varepsilon_t}{\varepsilon_0} = 1 + \frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_0} \quad 4.1-2b$$

unde:

$$\varepsilon_p = 0,2\% \text{ -alungirea remanentă (la limita de curgere).}$$

Raportul  $\varepsilon_p / \varepsilon_0$  reprezintă tocmai factorul de amplificare  $\alpha$ , iar relația 4.1-2b devine:

$$\frac{\varepsilon_t}{\varepsilon_0} = 1 + \alpha \quad 4.1-3$$

Factorul de amplificare  $\alpha$ , poate fi scris și sub forma:

$$\alpha = \frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_0} = \frac{\varepsilon_p}{\frac{\sigma_0}{E}} = \frac{\varepsilon_p E}{\sigma_0} = \frac{0,002E}{\sigma_0} \quad 4.1-4$$

După cum rezultă din relația 4.1-4, factorul de amplificare  $\alpha$  este o constantă de material.

Punând condiția ca diagrama caracteristică la tracțiune să treacă și prin punctul care definește rezistanța la rupere a materialului ( $\sigma_r$ ), se obține relația:

$$\frac{1}{1,002 + \frac{\sigma_0}{E}} \left[ n \cdot \ln \left( 1,002 + \frac{\sigma_0}{E} \right) \right]^{\frac{1}{n}} = \frac{\sigma_0}{\sigma_r} \quad 4.1-5$$

Rezolvarea prin încercări iterative a relației 4.1-5, conduce la determinarea exponentului de ecrusare  $n$ . Cunoșterea factorului de amplificare și a exponentului de ecrusare, este necesară în aplicarea conceptelor Mecanicii Ruperii.

Materialul (oțel termorezistent) din care sunt confecționate conductele de abur din centralele termoelectrice românești, prezintă o curbă caracteristică de tip Ramberg-Osgood (Fig.4.1-1) care se supune ecuației dată de relația 4.1-1.

Conductele de abur din centralele termoelectrice sunt supuse următoarelor solicitări principale: *presiune interioară, solicitare axială, solicitare de încovoiere, solicitare de răsucire* (la cele spațiale).

Solicitarea de bază a conductelor de abur este cea rezultată din presiunea interioară.

La conductele de *abur intermediar*, la care raportul  $R_i / h > 10$ , presiunea interioară produce în perețele conductei:

- tensiune normală circumferențială,  $\sigma_t$ ,
- tensiune normală axială,  $\sigma_x$ .

La aceste conducte atât tensiunea normală circumferențială cât și cea axială se consideră constante pe grosimea peretelui conductei. Conductele de abur intermediar, datorită dimensiunilor, încărcărilor și deformațiilor pe care le suportă, se află într-o stare plană de tensiune.

La conductele de *abur viu* (raportul  $R_i / h < 10$ ), presiunea interioară produce în perețele conductei:

- tensiune normală circumferențială,  $\sigma_t$ ,
- tensiune normală axială,  $\sigma_x$ ,
- tensiune normală radială,  $\sigma_r$ .

Tensiunile normale circumferențiale și radiale nu mai pot fi considerate constante pe grosimea peretelui conductei. Variația lor pe grosimea peretelui conductei este cunoscută. Tensiunea normală radială, nu se ia în considerare la aceste conducte. Conductele de abur viu, datorită grosimii mari a peretelui și tensiunilor care se produc, pot fi considerate într-o stare plană de deformație.

Solicitarea axială și de încovoiere, la conductele de abur apar în primul rând datorită greutateii proprii, dilatărilor termice împiedecate și a modului de rezemare. Aceste solicitări produc tensiuni normale axiale, care se suprapun peste cele produse de presiunea interioară.

În perețele conductelor de abur, pot să apară tensiuni și datorită condițiilor de funcționare și exploatare a conductelor. Astfel, în cazul conductelor de abur, presiunea interioară nu se menține constantă, ea variind între anumite valori. Variația presiunii, produce variații ale temperaturii (atunci când volumul rămâne constant). Variațiile brusce ale presiunii, pot produce scăderi brusce ale temperaturii agentului termic, care acționează la suprafața interioară a conductei. Astfel, pot apărea la suprafața interioară a conductei

șocuri termice, care produc în peretele conductei tensiuni. Șocurile termice se pot produce și la suprafața exterioară a conductelor, spre exemplu atunci când porțiuni neizolate ale conductei vin în contact cu un agent aflat la o temperatură mult diferită de cea a conductei.

După un timp  $t$  de la producerea șocului termic, la distanța  $r$  de la axa conductei, temperatura  $\theta$  se poate determina cu relația [B19], [B20]:

$$\theta(r, t) = |\Delta\theta| \sqrt{\frac{R_i}{r}} \left[ 1 - \operatorname{erf}\left(\frac{|r-R_i|}{2\sqrt{k_{\varphi}t}}\right) \right] \quad 4.1-6$$

unde:  $r$  -distanța de la axa conductei la punctul considerat, [m],

$\Delta\theta$  - diferența de temperatură, determinată de șocul termic, [ $^{\circ}\text{C}$ ],

$k_{\varphi}$ - difuzibilitatea termică a materialului conductei, [ $\text{m}^2/\text{sec}$ ].

Tensiunile normale circumferențiale, radiale, respectiv axiale, care iau naștere în peretele conductei în urma șocului termic, se pot determina cu relațiile [B19], [B20], [G17]:

$$\sigma_t(r, t) = \frac{\alpha_0 E}{1-\mu} \frac{1}{r^2} \left[ \frac{r^2+R_i^2}{R_e^2-R_i^2} \frac{R_e}{R_i} \int_{R_i}^{R_e} \theta(r, t) r \, dr + \int_{R_i}^r \theta(r, t) r \, dr - \theta(r, t) r^2 \right] \quad 4.1-7$$

$$\sigma_n(r, t) = \frac{\alpha_0 E}{1-\mu} \frac{1}{r^2} \left[ \frac{r^2-R_i^2}{R_e^2-R_i^2} \frac{R_e}{R_i} \int_{R_i}^{R_e} \theta(r, t) r \, dr - \int_{R_i}^r \theta(r, t) r \, dr \right] \quad 4.1-8$$

$$\sigma_x(r, t) = \frac{\alpha_0 E}{1-\mu} \frac{1}{r^2} \left[ \frac{2}{R_e^2-R_i^2} \frac{R_e}{R_i} \int_{R_i}^{R_e} \theta(r, t) r \, dr - \theta(r, t) \right] = \sigma_t(r, t) + \sigma_n(r, t) \quad 4.1-9$$

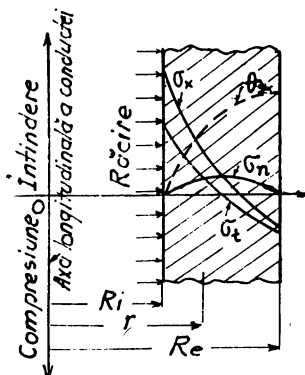


Fig.4.1-2 Distribuția temperaturii și tensiunilor la un șoc termic de răcire

unde:  $\alpha_0$  -coeficientul de dilatare termică liniară al materialului conductei,

Distribuția temperaturii și a tensiunilor normale la un moment dat pe peretele conductei, în urma unui șoc termic de răcire, este prezentată în Fig.4.1-2. Atât temperatura cât și tensiunile normale sunt funcții de timp și de poziția punctului în care se calculează. La un șoc termic de răcire, posibil a se produce la conductele de abur, tensiunile normale de întindere sunt situate lângă suprafața interioară a conductei, având un efect de deschidere asupra

fisurilor din această zonă. Fisurile existente la suprafața exterioară a conductei, sunt închise de către tensiunile normale care apar la un șoc termic de răcire la interior, tensiuni care după cum se poate constata sunt de compresiune și de valori apropiate (cele circumferențiale și axiale). Dacă sensul șocului se schimbă, efectul tensiunilor asupra fisurilor este inversat.

Pentru a nu se pierde căldură la exterior cu efect de scădere a temperaturii aburului din conductă, conducta se izolează termic la exterior. Lipsa stratului izolator, conduce la o pierdere de căldură la exterior, producându-se între peretele interior care se află în contact cu aburul și cel exterior al conductei, o diferență de temperatură. În general, temperatura suprafeței interioare este mai mare decât cea a suprafeței exterioare a conductei. Diferența de temperatură între cele două suprafețe ale conductei, se produce și în urma șocurilor termice de răcire, caz în care temperatura suprafeței interioare devine mai mică decât cea a suprafeței exterioare.

Diferența de temperatură dintre suprafața interioară și cea exterioară a conductei, dă naștere în peretele acestora la tensiuni normale, ale căror valori se pot determina cu relațiile [B30], [C3], [V10]:

$$\sigma_t(\theta) = \frac{\alpha_0 E \Delta\theta}{2(1-\mu)} \left[ \frac{\ln \frac{R_e}{r} - 1}{\ln \frac{R_e}{R_i}} + \frac{\frac{R_e^2}{r^2} + 1}{\frac{R_e^2}{R_i^2} - 1} \right] \quad 4.1-10$$

$$\sigma_x(\theta) = \frac{\alpha_0 E \Delta\theta}{2(1-\mu)} \left[ \frac{2 \ln \frac{R_e}{r} - 1}{\ln \frac{R_e}{R_i}} + \frac{2}{\frac{R_e^2}{R_i^2} - 1} \right] \quad 4.1-11$$

$$\sigma_n(\theta) = \frac{\alpha_0 E \Delta\theta}{2(1-\mu)} \left[ \frac{\ln \frac{R_e}{r}}{\ln \frac{R_e}{R_i}} - \frac{\frac{R_e^2}{r^2} - 1}{\frac{R_e^2}{R_i^2} - 1} \right] \quad 4.1-12$$

unde:

$$\Delta\theta = \theta_e - \theta_i$$

$\theta_e$  - temperatura suprafeței exterioare a conductei,

$\theta_i$  - temperatura suprafeței interioare a conductei,

$r$  - distanța de la axa longitudinală a conductei la punctul considerat.

Pentru temperatură, se acceptă următoarea lege de variație pe grosimea peretelui conductei [B30]:

$$\theta(r) = \Delta\theta \frac{\ln \frac{R_c}{r}}{\ln \frac{R_c}{R_i}} \quad 4.1-13$$

În Fig.4.1-3 se prezintă variația tensiunilor normale circumferențiale, axiale și radiale ( $\sigma_r$ ,  $\sigma_x$ ,  $\sigma_n$ ) produse de diferența de temperatură dintre suprafața interioară și cea exterioară a conductei:

Când temperatura suprafeței interioare este mai mare decât a celei exterioare, sunt

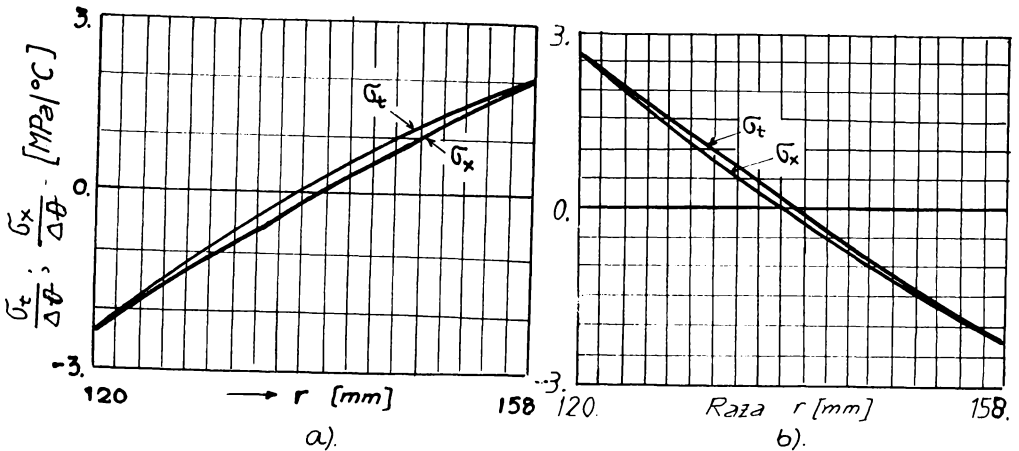


Fig.4.1-3 Variația tensiunilor normale produse de diferența de temperatură dintre pereții conductei, a)  $\theta_i > \theta_e$ , b)  $\theta_i < \theta_e$ .

periculoase fisurile aflate la suprafața exterioară a conductei, iar când temperatura suprafeței interioare este mai mică decât a celei exterioare, sunt periculoase fisurile situate la suprafața interioară a conductei. În ambele situații, în afara punctelor situate pe suprafețele extreme ale conductei, tensiunea normată circumferențială este mai mare decât cea axială. Tensiunile normale radiale, nu deschid nici un tip de fisură după Modul I, motiv pentru care se neglijează.

Fisurile pornite din interior și care au ajuns în zona suprafeței exterioare, atunci când temperatura interioară este mai mare decât cea exterioară (cazul cel mai întâlnit), sunt deosebit de periculoase. În acest caz, diferența de temperatură existentă între suprafața interioară și cea exterioară, conduce la o creștere apreciabilă a caracteristicii de tenacitate  $K_I$ .

În peretele conductelor de abur pot exista o serie de defecte. Acestea provin, fie din procesul tehnologic de elaborare a conductelor, fie au apărut în timpul funcționării acestora.

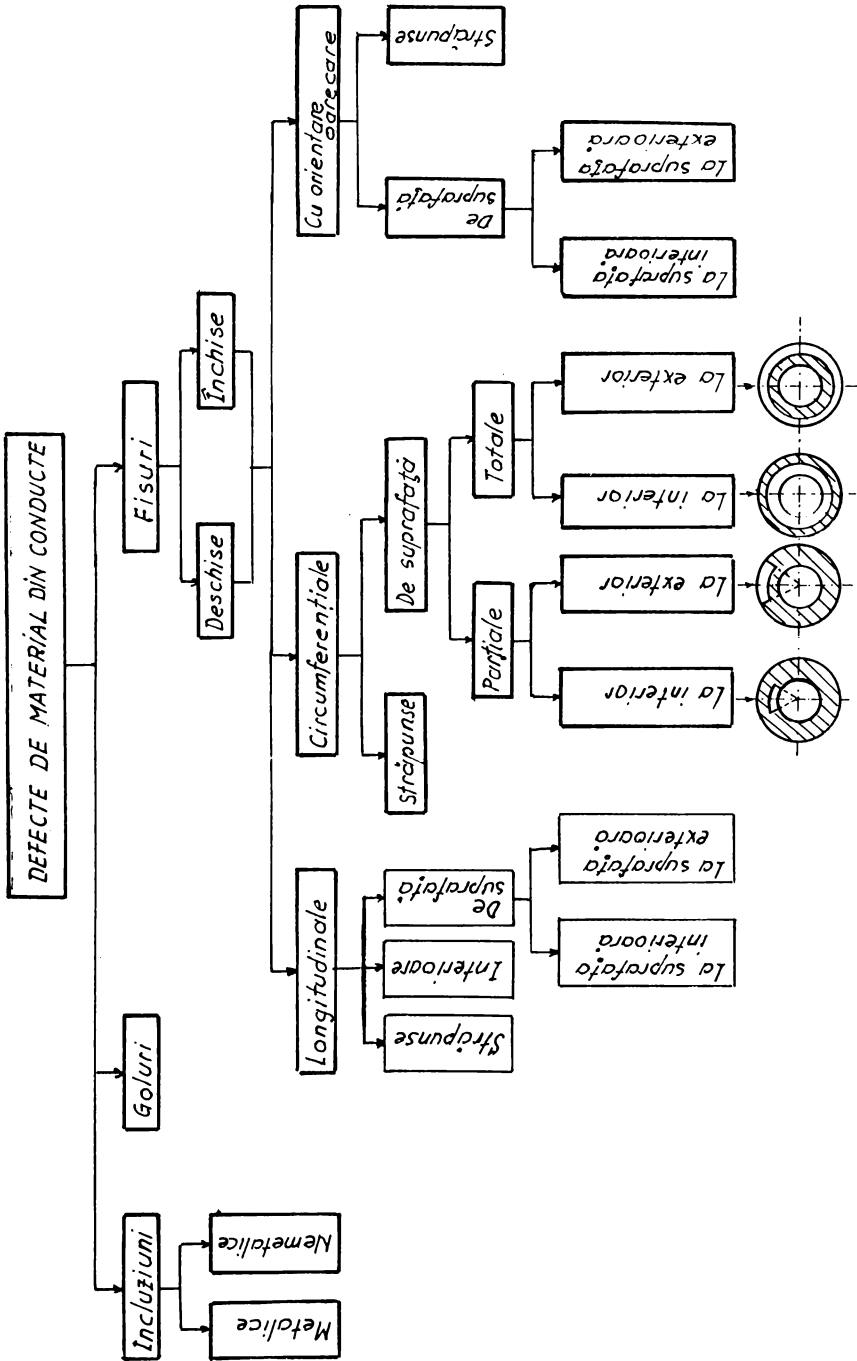
În fig.4.1-4 se prezintă o schemă de clasificare a principalelor defecte de material, care pot exista în conducte.

Atât incluziunile cât și golurile constituie puncte de unde se inițiază și apoi în anumite condiții se dezvoltă fisurile.

În cazul conductelor de abur, deschiderea fisurilor după Modul I, este deosebit de periculoasă, deoarece, fisura se deschide producând o pierdere în exterior de agent termic (abur).

Ținând seama de modul de solicitare al conductelor, cele mai frecvente tipuri de fisuri care apar, sunt cele longitudinale și circumferențiale, ambele de suprafață. Celelalte tipuri de fisuri, se întâlnesc extrem de rar. Fisurile longitudinale sunt deschise după Modul I, de către tensiunea normală circumferențială, iar cele circumferențiale, sunt deschise după Modul I, de către tensiunea normală axială.

După cum s-a mai arătat, tensiunile normale circumferențiale și axiale, apar în urma acțiunii mai multor factori: presiune interioară, greutate proprie, dilatare termică împiedicată, șoc termic, variația temperaturii pe grosimea peretelui conductei, etc.



## 4.2 Conductă cu fisură longitudinală de suprafață supusă la presiune interioară

Comportarea unui material este apreciată în funcție de mărimea enclavei plastice care se formează la vârful fisurii. Astfel, se delimitează trei domenii de solicitare:

- *Domeniul elastic* (Fig.4.2-1a). În acest domeniu, enclava plastică la vârful fisurii lipsește sau are o dimensiune mică.

- *Domeniul elasto-plastic* (Fig.4.2-1b), când enclava plastică la vârful fisurii are o dimensiune apreciabilă, dar nu a cuprins întreaga porțiune nefisurată (ligamentul),

- *Domeniul total plastic* (Fig.4.2-1c). În acest caz, enclava plastică la vârful fisurii, are o dimensiune mare și a cuprins întregul ligament.

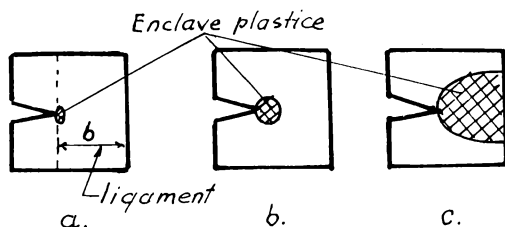


Fig.4.2-1 Domeniile de solicitare, funcție de mărimea enclavei plastice, a) elastic, b) elasto-plastic, c) total plastic

### 4.2.1 Soluțiile în domeniul elastic, al caracteristicilor de tenacitate

În Fig.4.2.1-1 se prezintă o secțiune transversală, într-o conductă, conținând o fisură interioară longitudinală de suprafață. Pe direcție radială, fisura are dimensiunea (adâncimea)  $a$ . Dimensiunea  $b = h - a$ , poartă numele de *ligament*. Presiunea interioară  $p$ , acționează în interiorul conductei și pe fețele fisurii.

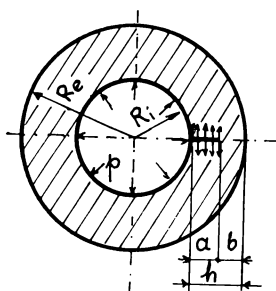


Fig.4.2.1-1 Conductă cu fisură longitudinală de suprafață

În domeniul elastic de solicitare, principalele caracteristici de tenacitate, au următoarele expresii [C2], [K4], [K14]:

$$K_I = p \frac{2R_c^2}{R_c^2 - R_i^2} \sqrt{\pi a} F(a/h, R_i/R_c) \quad 4.2.1-1$$



$$J = \frac{K_I^2}{E'} \quad 4.2.1-2$$

$$\delta = p \frac{8R_i^2}{(R_c^2 - R_i^2)E'} V_1(a/h, R_i/R_c) \quad 4.2.1-3$$

unde:  $E' = E$  pentru starea plană de tensiune

$E' = E / (1 - \mu^2)$  pentru starea plană de deformație

Funcțiile  $F$  și  $V_1$  depind de raportul  $a/h$  și  $R_i / R_c$ . Valorile acestor funcții determinate prin metode numerice, sunt prezentate în Anexa 4.2-1.

#### 4.2.2 Soluțiile în domeniul total plastic, ale caracteristicilor de tenacitate

În domeniul de solicitare total plastic, caracteristica  $K_I$  nu are semnificație.

Soluțiile în domeniul total plastic de solicitare, pentru principalele caracteristici de tenacitate, au expresiile:

$$J = \alpha \sigma_0 \varepsilon_0 b \frac{a}{h} \left( \frac{p}{p_0} \right)^{n+1} h_1(a/h, n, R_i/R_c) \quad 4.2.2-1$$

$$\delta = \alpha \varepsilon_0 a \left( \frac{p}{p_0} \right)^n h_2(a/h, n, R_i/R_c) \quad 4.2.2-2$$

unde:

$p_0$  - presiunea limită pentru configurația geometrică a conductei. Pentru un material perfect plastic,  $n = \infty$

O valoare limită inferioară pentru  $p_0$ , se poate calcula cu relația:

$$p_0 = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{\sigma_0}{R_c} b \quad 4.2.2-3$$

unde:

$R_c = R_i + a$  și reprezintă distanța radială de la centrul conductei până la vârful fisurii.

Funcțiile  $h_1$  și  $h_2$  din relațiile 4.2.2-1 și 4.2.2-2 depind de rapoartele  $a/h$ ,  $R_i/R_c$  și exponentul de ecruisare  $n$ , iar valorile lor sunt prezentate în Anexa 4.2-2. Aceste funcții pot fi reprezentate grafic, ceea ce permite determinarea valorilor prin interpolare și pentru alte valori ale rapoartelor precizate în anexă.

### 4.2.3 Soluțiile în domeniul elasto-plastic ale caracteristicilor de tenacitate

Soluțiile din domeniul elastic și total plastic ale caracteristicilor de tenacitate, pot fi utilizate pentru domeniul elasto-plastic. Și în domeniul elasto-plastic de solicitare, caracteristica de tenacitate  $K_I$ , nu are semnificație.

Pentru materialele a căror caracteristică la tracțiune este supusă relației Ramberg-Osgood, (rel. 4.1-1), caracteristicile de tenacitate  $J$  și  $\delta$  sunt date de relațiile [K14]:

$$J = \frac{p}{E} f_1(a_e, R_i/R_e) + \alpha \sigma_0 \epsilon_0 b \frac{a}{h} \left( \frac{p}{p_0} \right)^{n+1} h_1(a/h, n, R_i/R_e) \quad 4.2.3-1$$

$$\delta = \frac{p}{E} f_2(a_e, R_i/R_e) + \alpha \epsilon_0 a \left( \frac{p}{p_0} \right)^n h_2(a/h, n, R_i/R_e) \quad 4.2.3-2$$

unde:

$a_e$  - dimensiunea efectivă a fisurii, determinată cu relația:

$$a_e = a + \Phi r_p \quad 4.2.3-3$$

cu

$$r_p = \frac{1}{\pi \beta} \left( \frac{n-1}{n+1} \right) \left( \frac{K_I}{\sigma_0} \right)^2 \quad 4.2.3-4$$

și

$$\Phi = \frac{1}{1 + \left( \frac{p}{p_0} \right)^2} \quad 4.2.3-5$$

în care:

$\beta=2$  pentru starea plană de tensiune

$\beta=6$  pentru starea plană de deformație.

Funcțiile  $f_1$  și  $f_2$  sunt date de relațiile:

$$f_1(a_e, R_i/R_e) = 4\pi a_e \frac{R_e^2}{R_e^2 - R_i^2} F^2(a/h, R_i/R_e) \quad 4.2.3-6$$

$$f_2(a_e, R_i/R_e) = 8a_e \frac{R_e^2}{R_e^2 - R_i^2} V_1(a/h, R_i/R_e) \quad 4.2.3-7$$

### 4.3 Conductă cu fisură interioară circumferențială de suprafață solicitată la întindere

#### 4.3.1 Soluțiile în domeniul elastic ale caracteristicilor de tenacitate

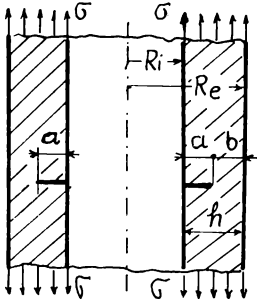


Fig.4.3.1-1 Conductă cu fisură circumferențială de suprafață

Se consideră o conductă conținând o fisură interioară axisimetrică (circumferențială) parțial străpunsă (de suprafață), de dimensiune (adâncime)  $a$  (Fig.4.3.1-1).

Conducta este supusă la o tensiune de întindere uniformă  $\sigma$ , dată de expresia [B25], [C2], [K14]:

$$\sigma = \frac{P}{\pi(R_e^2 - R_i^2)} \quad 4.3.1-1$$

unde:

$P$  - încărcarea totală de tracțiune ce acționează asupra conductei.

În cazul în care conducta este supusă la presiune interioară, tensiunea  $\sigma$  poate fi considerată ca tensiunea normală axială  $\sigma_x$  produsă de presiunea interioară.

În domeniul elastic de solicitare, caracteristicile de tenacitate au următoarele expresii [K14]:

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} F(a/h, R_i/R_e) \quad 4.3.1-2$$

$$\delta = \frac{4a\sigma}{E'} V_1(a/h, R_i/R_e) \quad 4.3.1-3$$

În cazul acestei conducte, câmpul de tensiune și deformație în vecinătatea vârfului fisurii circumferențiale, corespunde unei stări plane de deformație [R6], [S12]. În această situație, caracteristica de tenacitate  $J$ , are expresia:

$$J = \frac{1-\mu^2}{E} K_I^2 \quad 4.3.1-4$$

Valorile funcțiilor  $F$  și  $V_1$  din relațiile 4.3.1-2 și 4.3.1-3 sunt date în Anexa 4.3-1.

#### 4.3.2 Soluțiile în domeniul total plastic, ale caracteristicilor de tenacitate

În domeniul total plastic de solicitare, caracteristicile de tenacitate au următoarele expresii [K14]:

$$J = \alpha \sigma_0 \varepsilon_0 b \frac{a/h}{\left(\frac{P}{P_0}\right)^{n+1}} h_1(a/h, n, R_i/R_c) \quad 4.3.2-1$$

$$\delta = \alpha \varepsilon_0 a \left(\frac{P}{P_0}\right)^n h_2(a/h, n, R_i/R_c) \quad 4.3.2-2$$

$$\delta_t = \alpha \varepsilon_0 b \frac{a}{h} \left(\frac{P}{P_0}\right)^{n+1} h_3(a/h, n, R_i/R_c) \quad 4.3.2-3$$

unde:

$P_0$  - încărcarea limită pentru materialul conductei, considerat perfect plastic.

Valoarea maximă pentru  $P_0$  este dată de relația:

$$P_0 = \frac{2}{\sqrt{3}} \pi \sigma_0 (R_c^2 - R_i^2) \quad 4.3.2-4$$

unde:

$R_c = R_i + a$  și reprezintă distanța radială de la centru conductei la vârful fisurii.

În relația 4.3.2-2,  $\delta$  este deplasarea la vârful fisurii (COD), (Fig.3.3.4-1), iar  $\delta_t$  este deschiderea la vârful fisurii (CTOD), (Fig.4.3.2-1).

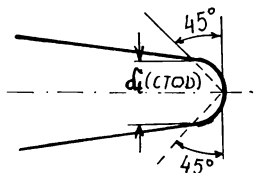


Fig.4.3.2-1 Semnificația deschiderii la vârful fisurii  $\delta_t$

Valorile funcțiilor  $h_1$ ,  $h_2$  și  $h_3$  din relațiile 4.3.2-1 ; 4.3.2-2 și 4.3.2-3, sunt

prezentate în Anexa 4.3-2.

### 4.3.3 Soluțiile în domeniul elasto-plastic, ale caracteristicilor de tenacitate

Relațiile de calcul ale caracteristicilor de tenacitate în domeniul elasto-plastic, sunt

[K14]:

$$J = \frac{P^2}{E'} f_1(a_c, R_i/R_c) + \alpha \sigma_0 \varepsilon_0 b \frac{a}{h} \left(\frac{P}{P_0}\right)^{n+1} h_1(a/h, n, R_i/R_c) \quad 4.3.3-1$$

$$\delta = \frac{P}{E'} f_2(a_c, R_i/R_c) + \alpha \varepsilon_0 a \left(\frac{P}{P_0}\right)^n h_2(a/h, n, R_i/R_c) \quad 4.3.3-2$$

unde:

$a_c$  - dimensiunea efectivă a fisurii, definită de relațiile 4.2.3-3...4.2.3-5, iar funcțiile  $f_1$  și  $f_2$ , au expresiile:

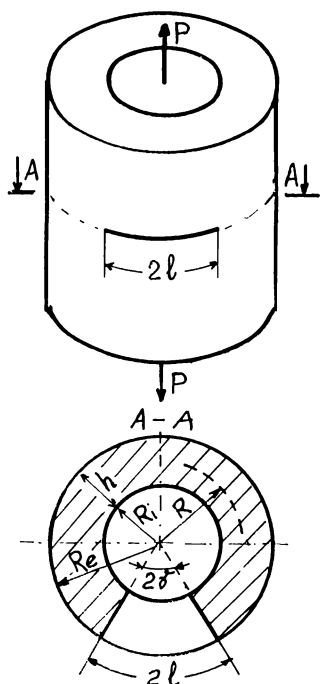
$$f_1(a_c, R_i/R_c) = \frac{a_c}{\pi(R_c^2 - R_i^2)^2} F^2(a/t, R_i/R_c) \quad 4.3.3-3$$

$$f_2(a_c, R_i/R_c) = \frac{4a_c}{\pi(R_c^2 - R_i^2)} V_1(a/h, R_i/R_c) \quad 4.3.3-4$$

Valorile funcțiilor  $F$  și  $V_1$  sunt prezentate în Anexa 4.3-1.

#### 4.4 Conductă cu fisură circumferențială străpunsă, solicitată la întindere

În fig.4.4-1, se prezintă o conductă cu fisură circumferențială străpunsă, solicitată la întindere de sarcina  $P$ , care produce în peretele conductei o tensiune axială uniformă  $\sigma$ :



$$\sigma = \frac{P}{2\pi R h} \quad 4.4-1$$

unde:

$R$  - raza medie a conductei

$h$  - grosimea peretelui conductei.

Între unghiul la centru și lungimea fisurii, există relația:

$$2l = 2\gamma R_c \quad 4.4-2a$$

iar lungimea mediană a circumferinței conductei ( $2l_m$ ) se poate determina cu relația:

$$2l_m = 2\pi R \quad 4.4-2b$$

Fig.4-4-1 Conductă cu fisură circumferențială străpunsă

##### 4.4.1 Soluțiile în domeniul elastic, ale caracteristicilor de tenacitate

În domeniul elastic de solicitare, caracteristicile de tenacitate, sunt exprimate prin relațiile [K14]:

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi l} F(l/l_m, R/h) \quad 4.4.1-1$$

$$J = \frac{K_1^2}{E'} \quad 4.4.1-2$$

$$\delta = \frac{4I\sigma}{E} V_1 (l/l_m, R/h) \quad 4.4.1-3$$

unde:

$E' = E$  pentru starea plană de tensiune

$E' = \frac{E}{1-\mu^2}$  pentru starea plană de deformație,

$F$  și  $V_1$  sunt funcții dimensionale de  $l/l_m$  (sau  $\gamma/\pi$ ) și  $R/h$ . Valorile funcțiilor  $F$  și  $V_1$  sunt prezentate în Anexa 4.4-1.

#### 4.4.2 Soluțiile în domeniul total plastic, ale caracteristicilor de tenacitate

În condițiile total plastice de solicitare, caracteristicile de tenacitate sunt exprimate de următoarele relații [K14]:

$$J = \alpha \sigma_0 \varepsilon_0 b \frac{l}{l_m} \left( \frac{P}{P_0} \right)^{n+1} h_1 (l/l_m, n, R/h) \quad 4.4.2-1$$

$$\delta = \alpha \varepsilon_0 l \left( \frac{P}{P_0} \right)^n h_2 (l/l_m, n, R/h) \quad 4.4.2-2$$

$$\delta_t = \alpha \varepsilon_0 b \frac{l}{l_m} \left( \frac{P}{P_0} \right)^{n+1} h_3 (l/l_m, n, R/h) \quad 4.4.2-3$$

unde:

$b = R(\pi - \gamma)$  este ligamentul (partea nefisurată),

$P_0$  - încărcarea limită pentru materialul conductei, considerat perfect plastic și care se poate determina cu relația:

$$P_0 = 2\sigma_0 R h \left[ \pi - \gamma - 2 \arcsin \left( \frac{1}{2} \sin \gamma \right) \right] \quad 4.4.2-4$$

Valorile funcțiilor dimensionale  $h_1$ ,  $h_2$ ,  $h_3$  din relațiile 4.4.2-1...4.4.2-3 sunt date tabelar în Anexa 4.4-2.

#### 4.4.3 Soluțiile în domeniul elasto-plastic, ale caracteristicilor de tenacitate

Pentru materialele a căror curbă caracteristică la tracțiune satisface relația Ramberg-Osgood (rel.4.1-1), relațiile de estimare în domeniul elasto-plastic ale caracteristicilor de tenacitate, se obțin prin suprapunerea relațiilor elastice cu cele plastice.

În domeniul elasto-plastic de solicitare, caracteristicile de tenacitate, se determină cu relațiile:

$$J = \frac{P^2}{E'} f_1(l_e, R/h) + \alpha \sigma_0 \varepsilon_0 b \frac{l}{l_m} \left(\frac{P}{P_0}\right)^{n+1} h_1(l/l_m, R/h) \quad 4.4.3-1$$

$$\delta = \frac{P}{E'} f_2(l_e, R/h) + \alpha \varepsilon_0 l \left[\frac{P}{P_0}\right]^n h_2(l/l_m, n, R/h) \quad 4.4.3-2$$

unde:

$$f_1(l_e, R/h) = \frac{l_e}{4\pi R^2 h^2} F^2(l/l_m, R/h) \quad 4.4.3-3$$

$$f_2(l_e, R/h) = \frac{2l_e}{\pi R h} V_1(l/l_m, R/h) \quad 4.4.3-4$$

Funcțiile  $F$  și  $V_1$  au semnificația dată de relațiile 4.4.1-1, respectiv, 4.4.1-3, iar  $l_e$  se determină cu relațiile 4.2.3-3...4.2.3-5 unde se înlocuiește  $a_c$  cu  $l_e$  și  $a$  cu  $l$ .

#### 4.5 Conductă cu fisură circumferențială străpunsă, solicitată la încovoiere

Acceași conductă (Fig.4.4-1) este de data aceasta solicitată la încovoiere pură de către momentul încovoiitor  $M_i$ , care deschide fisura după Modul I. Fisura este situată în zona întinsă a conductei aflată sub acțiunea momentului încovoiitor  $M_i$ .

Mărimile  $l$ ,  $h$ ,  $R$ ,  $b$ ,  $\gamma$  au semnificația de la punctul 4.4. În zona fisurată, momentul încovoiitor  $M_i$ , creează o tensiune normală  $\sigma$  care se calculează cu relația:

$$\sigma = \frac{M_i}{I} R \quad 4.5.-1$$

unde:

$I = \frac{\pi}{4} (R_e^4 - R_i^4)$  și reprezintă momentul de inerție al secțiunii nefisurate al conductei, calculat față de axa neutră.

#### 4.5.1 Soluțiile în domeniul elastic, ale caracteristicilor de tenacitate

În domeniul elastic de solicitare, caracteristicile de tenacitate, pot fi calculate cu relațiile [A10], [K14]:

$$K_1 = \sigma \sqrt{\pi l} F(l/l_m, R/h) \quad 4.5.1-1$$

$$J = \frac{K_1^2}{E'} \quad 4.5.1-2$$

$$\delta = \frac{4\sigma l}{E} V_1(l/l_m, R/h) \quad 4.5.1-3$$

Valorile funcțiilor  $F$  și  $V_1$ , sunt prezentate în Anexa 4.5-1.

#### 4.5.2 Soluțiile în domeniul total plastic, ale caracteristicilor de tenacitate

În domeniul total plastic, soluțiile caracteristicilor de tenacitate, sunt date de relațiile [K14]:

$$J = \alpha \sigma_0 \varepsilon_0 b \frac{l}{l_m} \left( \frac{M_i}{M_p} \right)^{n+1} h_1(l/l_m, n, R/h) \quad 4.5.2-1$$

$$\delta = \alpha \varepsilon_0 l \left( \frac{M_i}{M_p} \right)^n h_2(l/l_m, n, R/h) \quad 4.5.2-2$$

$$\delta_t = \alpha \varepsilon_0 b \frac{l}{l_m} \left( \frac{M_i}{M_p} \right)^{n+1} h_3(l/l_m, n, R/h) \quad 4.5.2-3$$

unde:

$M_p$  - momentul încovoietor limită pentru conducta fisurată sub încovoiere pură, materialul având o comportare perfect plastică. Momentul încovoietor limită  $M_p$ , se poate determina cu relația:

$$M_p = M'_p \left( \cos \frac{\gamma}{2} - \frac{1}{2} \sin \gamma \right) \quad 4.5.2-4$$

unde:

$$M'_p = 4\sigma_0 h R^2 \quad 4.5.2-5$$

și reprezintă momentul încovoietor limită, corespunzător conductei nefisurate. Valorile funcțiilor  $h_1$ ,  $h_2$ ,  $h_3$  din relațiile 4.5.2-1...4.5.2-3, sunt prezentate în Anexa 4.5-2.



### 4.5.3 Soluțiile în domeniul elasto-plastic, ale caracteristicilor de tenacitate

Combinând soluțiile din domeniile elastic și total plastic de solicitare, pentru materialele a căror curbă caracteristică la tracțiune se supune ecuației Ramberg-Osgood (rel.4.1-1), caracteristicile de tenacitate în domeniul elasto-plastic de solicitare, prezintă următoarele relații [K14]:

$$J = \frac{M_i^2}{E} f_1(l_c, R/h) + \alpha \sigma_0 \varepsilon_0 b \frac{l}{l_m} \left( \frac{M_i}{M_p} \right)^{n+1} h_1(l/l_m, n, R/h) \quad 4.5.3-1$$

$$\delta = \frac{M_i}{T} f_2(l_c, R/h) + \alpha \varepsilon_0 l \left( \frac{M_i}{M_p} \right)^n h_2(l/l_m, n, R/h) \quad 4.5.3-2$$

unde:

$$f_1(l_c, R/h) = \pi l_e \left( \frac{R}{l} \right)^2 F^2(l/l_m, R/h) \quad 4.5.3-3$$

$$f_2(l_c, R/h) = 4 l_e \frac{R}{l} V_1(l/l_m, R/h) \quad 4.5.3-4$$

Funcțiile  $F$ ,  $V_1$ ,  $h_1$ ,  $h_2$  au semnificația de la punctele 4.5.1 și 4.5.2, iar  $l_c$  se determină ca la punctul 4.4.3.

## CAPITOLUL 5: FACTORUL DE INTENSITATE AL TENSIUNII $K_I$ , PENTRU CÂTEVA CAZURI DE CONDUCTE FISURATE

Cel mai periculos mod de propagare al fisurii la conducte este Modul I, deoarece în acest caz de rupere, flancurile fisurii se depărtează, permițând ieșirea agentului termic din interior, spre exterior. Din aceste considerente, studierea conductelor fisurate se face cu ajutorul caracteristicilor de tenacitate, pe baza Modulului I de rupere. Cea mai utilizată caracteristică de tenacitate în acest caz, este factorul de intensitate al tensiunii  $K_I$ .

Se prezintă în continuare, expresiile utilizate în determinarea factorului de intensitate al tensiunii  $K_I$ , cu concluziile și aprecierile critice corespunzătoare, pentru câteva cazuri de conducte fisurate.

### 5.1 Conducta supusă la presiune interioară, având o fisură longitudinală străpunsă

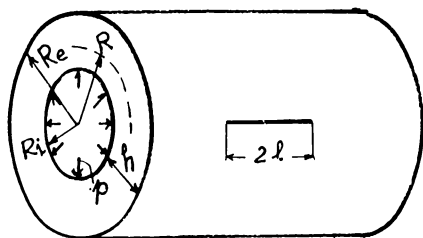


Fig.5.1-1 Conductă cu fisură longitudinală străpunsă

În literatura de specialitate, se întâlnesc mai multe relații pentru determinarea factorului de intensitate al tensiunii  $K_I$ , în cazul conductelor supuse la presiune interioară și având o fisură longitudinală străpunsă. Se prezintă câteva dintre aceste relații.

Factorul de intensitate al tensiunii pentru o fisură longitudinală străpunsă de lungime  $2l$  (Fig.5.1-1) este dat de

relația:

a) [T1]:

$$K_I = \sigma_t \sqrt{\pi l} F(\lambda) \quad 5.1-1$$

unde:

$$\lambda = \frac{l}{\sqrt{Rh}} \quad 5.1-2$$

$R$  - raza medie a conductei,

$h$  - grosimea peretelui conductei,

$\sigma_t$  - tensiunea normală circumferențială, care deschide fisura după Modul I,

$F(\lambda)$ - un factor geometric.

Dacă  $h \ll R$ , tensiunea normală circumferențială, se determină cu relația:

$$\sigma_t = p \frac{R}{h} \quad 5.1-3$$

unde:  $p$  - presiunea interioară din conductă.

Factorul geometric  $F(\lambda)$ , din relația 5.1-1, se exprimă prin:

$$F(\lambda) = \sqrt{1 + 1,25\lambda^2} \text{ pentru } 0 \leq \lambda \leq 1 \quad 5.1-4$$

$$F(\lambda) = 0,6 + 0,9\lambda \text{ pentru } 1 < \lambda \leq 5 \quad 5.1-5$$

Relația 5.1-1, este cea mai utilizată relație pentru determinarea factorului de intensitate al tensiunii  $K_I$  pentru o conductă supusă la presiune interioară și având o fisură longitudinală străpunsă.

b) După [1]:

$$K_I = \sigma^* \sqrt{\frac{8l}{\pi} \ln \sec \left( \frac{\pi M^* \sigma_t}{2 \sigma^*} \right)} \quad 5.1-6$$

unde:

$$\sigma^* = 1,04\sigma_c + 68,94 \quad 5.1-7$$

$$M^* = \sqrt{1 + 1,255 \left( \frac{l^2}{Rh} \right) - 0,0135 \left( \frac{l^2}{Rh} \right)^2}$$

c) După [L2]:

$$K_I = \sigma_t \sqrt{\pi l'_c} \left[ 1 + \left( 0,29 - 0,09 \ln \frac{l'_c}{Rh} \right) \frac{l'_c}{Rh} \right] \quad 5.1-8$$

unde:  $l'_c$  - semilungimea de calcul a fisurii, incluzând și mărimea enclavei plastice de la vârful fisurii, și care se poate determina cu relația:

$$l'_c = \frac{l}{\cos \left( \frac{\pi \sigma_t}{2 \sigma_c} \right)} \quad 5.1-9$$

$l$  - lungimea măsurată a fisurii.

d) După [R9]:

$$K_I = \sigma_t \sqrt{\frac{\pi l}{\cos \left( \frac{\pi \sigma_t}{2 \sigma_c} \right)} \left( 1 + 0,4 \frac{l^2}{Rh} \right)} \quad 5.1-10$$

e) După [D10]:

$$K_I = \sigma_t M \sqrt{\frac{l}{\cos\left(\frac{\pi \sigma_t}{2 \sigma_c}\right)} \frac{\pi(4-k)}{2}} \quad 5.1-11$$

unde:

$$M = \sqrt{1 + 1,161 \frac{l^2}{Rh}} \quad 5.1-12$$

$$k=3-4\mu \quad \text{-pentru stare plană de deformație,} \quad 5.1-13a$$

$$k=(3-\mu)/(1+\mu) \quad \text{- pentru stare plană de tensiune.} \quad 5.1-13b$$

f) După [E4]:

$$K_I = \sigma_t \sqrt{l} F(\lambda l) \quad 5.1-14$$

unde:

$$\lambda l = [12(1 - \mu^2)]^{1/4} \frac{l}{\sqrt{Rh}} \quad 5.1-15$$

$F(\lambda)$  - o funcție grafică [E4].

Pentru a vedea cât de apropiate sunt valorile pentru  $K_I$ , determinate pe baza relațiilor prezentate, în Fig.5.1-2 [T23] s-a reprezentat variația lui  $K_I$  în funcție de semilungimea fisurii  $l$ , pentru o conductă de abur, având o fisură longitudinală străpunsă, considerându-se:  $R=220$  mm,  $h=20$  mm,  $\sigma_c = 245$  MPa,  $p=3$  MPa,  $l=0...50$  mm.

Analizând diagramele din Fig.5.1-2, se constată următoarele:

- Factorul de intensitate al tensiunii  $K_I$  crește cu creșterea lungimii fisurii,
- Relațiile prezentate, nu conduc la aceleași valori pentru  $K_I$ ,
- Valori mai apropiate pentru  $K_I$  se obțin după mai multe relații, numai pentru lungimi mici ale fisurii,
- Pe măsură ce lungimea fisurii crește, între relațiile prezentate, diferențele se măresc,
- Valorile determinate pentru  $K_I$  depind de relația utilizată. Din acest motiv, la determinarea lui  $K_I$  trebuie utilizată relația care prezintă valori acoperitoare, adică, cele care conduc la cele mai mari valori pentru factorul de intensitate ale tensiunii  $K_I$ ,

În cazul prezentat, se recomandă utilizarea relațiilor: 5.1-6 sau 5.1-1.

Pe plan mondial, la determinarea tenacității exprimată prin factorul de intensitate al tensiunii  $K_I$ , pentru conducte supuse la presiune interioară, având o fisură longitudinală străpunsă, se utilizează mai mult relația 5.1-1.

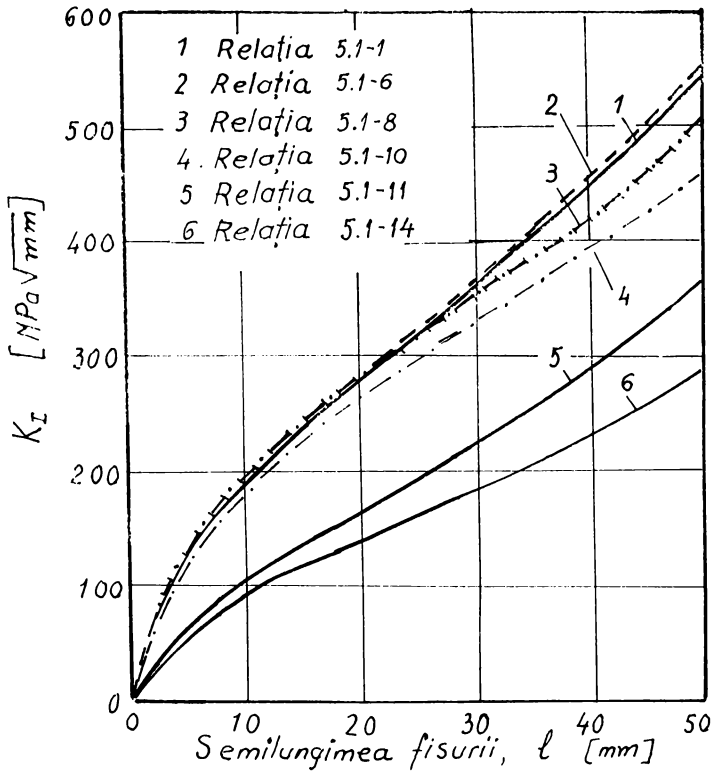


Fig.5.1-2 Variația lui  $K_I$  cu semilungimea fisurii, determinată cu diferite relații

## 5.2 Conductă supusă la presiune interioară, având o fisură longitudinală la suprafața interioară

Pentru o fisură longitudinală la suprafața interioară a conductei (fisură de suprafață), supusă la presiune interioară (Fig.5.2-1), se cunosc următoarele relații pentru  $K_I$ :

a) [B11]:

$$K_I = 1,12 \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} \sigma_t M_k \quad 5.2-1$$

unde:

Q - un parametru ce ține seama de forma fisurii,

$M_k$  - un factor de amplificare, ce ține seama de adâncimea fisurii.

Factorul de amplificare  $M_k$ , se determină cu relația:

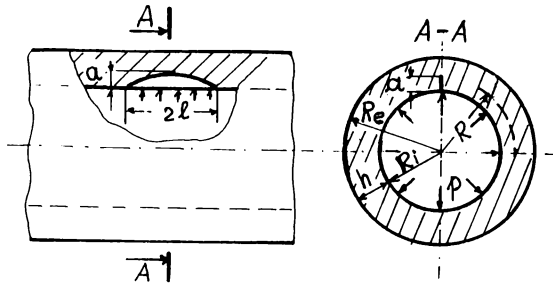


Fig. 5.2-1 Conductă cu fisură longitudinală la suprafața interioară

$$M_k = 1 \quad \text{pentru } 0 < a/h < 0,5 \quad 5.2-3$$

$$M_k = 1 + 1,2 \left( \frac{a}{h} - 0,5 \right) \quad \text{pentru } 0,5 \leq a/h \leq 1 \quad 5.2-4$$

Parametrul Q se calculează cu relația:

$$Q = \Phi^2 - 0,212 \left( \frac{\sigma_1}{\sigma_c} \right)^2 \quad 5.2-5$$

unde  $\Phi$ , reprezintă valoarea integralei eliptice, de forma:

$$\Phi = \int_0^{\pi/2} \sqrt{1 - \frac{l^2 - a^2}{l^2} \sin^2 \varphi} \, d\varphi \quad 5.2-6$$

iar,  $l$  - semilungimea fisurii.

În cazul prezentat, se consideră că fisura are o formă semieliptică, pentru care este satisfăcută relația:

$$l = \frac{h a}{2(1,05h - a)} \quad 5.2-7$$

Relația 5.2-1, este cea mai utilizată relație pentru determinarea lui  $K_I$  în cazul conductei prezentate. În această relație, intervine prin intermediul parametrului Q, limita de curgere al materialului conductei, ceea ce nu se mai întâlnește în alte cazuri. De asemenea, parametrul Q, poate fi reprezentat grafic pentru diferite rapoarte  $\sigma_1 / \sigma_c$ , ceea ce permite o mai rapidă determinare a valorii lui  $K_I$ . Reprezentare grafică a parametrului Q, este prezentată în Anexa 5.2-1.

b) Pentru același caz de conductă în [W4], se propune pentru  $K_I$ , următoarea relație:

$$K_I = \sigma_t \sqrt{\pi a} F(a/h) \quad 5.2-8$$

unde, tensiunea normală circumferențială care deschide fisura după Modul I, se calculează cu relația:

$$\sigma_t = \frac{2R_c^2}{R_c^2 - R_i^2} p \quad 5.2-9$$

iar  $F(a/h)$ , este un factor, ce ține seama de geometria fisurii și a conductei și care are următoarea expresie:

$$F(a/h) = 1,1 + \left(0,125 \frac{R_i}{h} - 0,125\right)^{1/A} \left[4,951 \left(\frac{a}{h}\right)^2 + 1,092 \left(\frac{a}{h}\right)^4\right] \quad 5.2-10$$

În relația 5.2-8, după cum se poate constata, nu intervine nici limita de curgere a materialului conductei și nici lungimea fisurii, ci numai adâncimea acesteia,  $a$ .

c) Se constată că în marea majoritate a cazurilor, factorul de intensitate al tensiunii  $K_I$ , se determină ca un produs între  $\sigma_t$ ,  $F(a/h)$  și  $(\pi a)^{0.5}$ . Cum  $\sigma_t$  este o mărime constantă, se poate aprecia că produsul  $\sigma_t F(a/h)$ , conduce la o valoare mărită a tensiunii  $\sigma_t$ , care crește odată cu creșterea adâncimii fisurii. Considerând [T18]:

$$\sigma_{t,vf} = \sigma_t F(a/h) \quad 5.2-11$$

relația 5.2-8, devine:

$$K_I = \sigma_{t,vf} \sqrt{\pi a} \quad 5.2-12$$

unde:  $\sigma_{t,vf}$  -tensiunea normală circumferențială de la vârful fisurii. Această tensiune poate fi determinată relativ ușor prin metoda elementelor finite (MEF), [T18].

Pentru a vedea diferența dintre cele trei relații de calcul pentru  $K_I$ , s-a reprezentat variația acestuia cu adâncimea fisurii, pentru o conductă de abur cu:  $R_i = 120$  mm,  $h = 38$  mm,  $p = 14$  MPa.

În Fig.5.2-2, se prezintă izostaticile din jurul fisurii, determinate cu MEF, pe baza cărora s-a stabilit tensiunea normală circumferențială de la vârful fisurii,  $\sigma_{t,vf}$ .

În Fig.5.2-3, se prezintă variația lui  $K_I$  cu adâncimea fisurii, pentru conducta analizată, determinat pe baza relațiilor: 5.2-1; 5.2-8 și 5.2-12.

Analizând diagramele din Fig.5.2-3, se pot trage următoarele concluzii:

- Relațiile de calcul prezentate pentru determinarea lui  $K_I$ , conduc la valori diferite. Diferența dintre ele, crește cu creșterea adâncimii fisurii,
- $K_I$  poate fi determinat cu rezultate bune pentru adâncimi nu prea mari ale fisurii și pe baza tensiunii normale circumferențiale de la vârful fisurii,  $\sigma_{t,vf}$  (rel. 5.2-12),
- Relația 5.2-1, conduce la valori mai mari pentru  $K_I$ , deci acoperitoare. De altfel, această relație, ține seama și de limita de curgere a materialului conductei, ceea ce nu se întâmplă la celelalte relații prezentate.

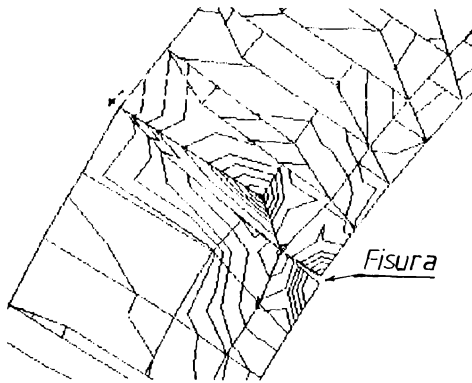


Fig.5.2-2 Izostatic în jurul fisurii longitudinale de suprafață

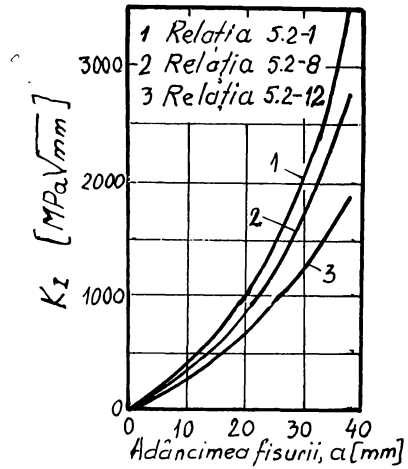


Fig.5.2-3 Variația lui  $K_I$ , determinat cu relații diferite

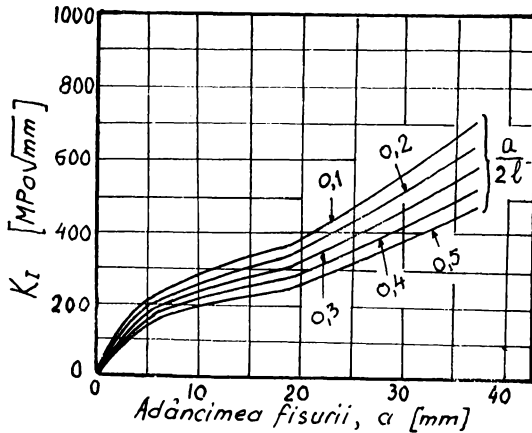


Fig.5.2-4 Caracteristica  $K_I$  pentru o fisură longitudinală la suprafața interioară a conductei

Studiile întreprinse de autor, asupra conductelor supuse la presiune interioară și având o fisură longitudinală de suprafață, arată că factorul de intensitate al tensiunii diferă de la fisura interioară la cea aflată la suprafața exterioră a conductei.

În Fig.5.2-4, se prezintă variația factorului de intensitate al tensiunii  $K_I$  pentru fisura longitudinală,

aflată la suprafața interioară, iar în Fig.5.2-5, pentru fisura longitudinală, aflată la suprafața exterioră a conductei de abur, pentru care se cunosc:  $R_1=120$  mm,  $h=38$  mm,  $\sigma_c=345$  MPa,  $p=14$  MPa, [T16], [T17], [T28].

Din diagramele prezentate în Fig.5.2-4 și Fig.5.2-5, rezultă că fisura longitudinală aflată la suprafața exterioră a conductei este mai periculoasă decât cea interioară. În exploatarea conductelor de abur, prezența fisurilor la suprafața exterioră a conductei, este



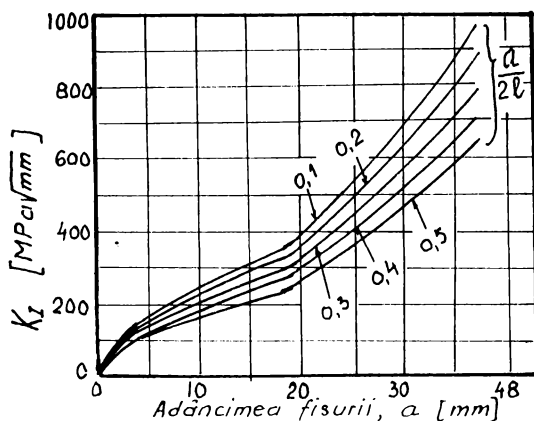


Fig.5.2-5 Caracteristica  $K_I$  pentru o fisură longitudinală aflată la suprafața exterioră a conductei

[T16], [T17].

Determinarea factorului de intensitate al tensiunii  $K_I$ , se poate face ușor și repede,

dacă se trasează diagrame de tipul celor din Fig.5.2-6 [T28].

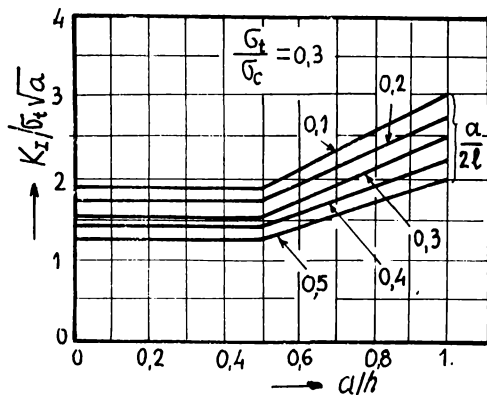


Fig.5.2-6 Diagrame pentru determinarea lui  $K_I$ , când  $\sigma_t/\sigma_c = 0,3$

calculul coeficientului de siguranță  $c_k$  față de propagarea instabilă a fisurii longitudinale dintr-o conductă de abur, supusă la presiune interioară. Cu același program, s-au trasat același tip de diagrame și pentru alte valori ale raportului  $\sigma_t/\sigma_c$ , diagrame prezentate în Anexa 5.2-2.

foarte rar întâlnită. În general, la conductele de abur, fisurile apar la suprafața interioară, acolo unde regimul de exploatare al conductei este mult mai vitreg (coroziune, eroziune, etc.).

Calculându-se  $K_I$  pentru situația în care tensiunea normală circumferențială este constantă sau variabilă pe secțiune, nu s-au constatat diferențe semnificative

Diagramele din Fig.5.2-6, sunt trasate pe baza relației 5.2-1 și pentru conducta cu dimensiunile prezentate anterior.

Diagramele din Fig.5.2-4... 5.2-6, au fost trasate cu ajutorul calculatorului, pe baza unui program întocmit de autor și a cărui schemă logică se prezintă în Fig.5.2-7.

Programul întocmit, permite și

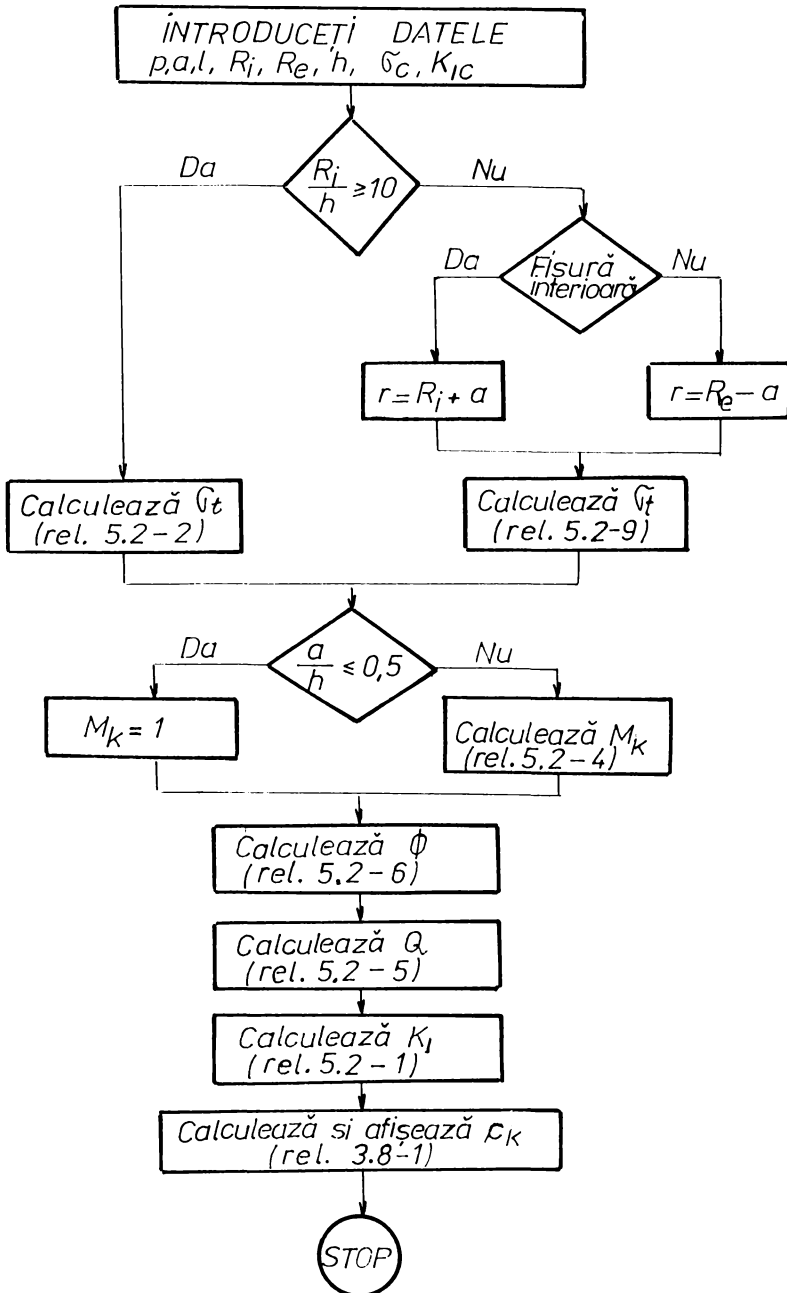


Fig 5.2-7

### 5.3 Conductă cu fisură longitudinală străpunsă, supusă la torsiune

În Fig.5.3-1, se prezintă o conductă supusă la torsiune, având o fisură longitudinală străpunsă.

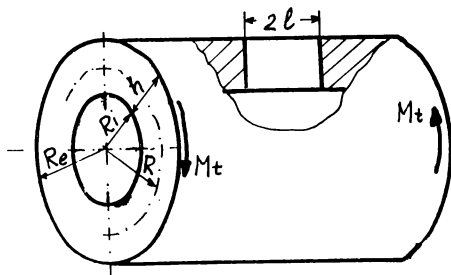


Fig.5.3-1 Conductă cu fisură longitudinală străpunsă sollicitată la torsiune

Tensiunea tangențială  $\tau$  produsă de momentul de torsiune  $M_t$  aplicat, deschide fisura după Modul II, iar valoarea ei poate fi determinată cu relația [E6]:

$$\tau = \frac{M_t}{2\pi R^2 h} \quad 5.3-1$$

Factorul de intensitate al tensiunii  $K_{II}$  se poate determina cu relația [E6]:

$$K_{II} = \tau \sqrt{l} F(\lambda) \quad 5.3-2$$

unde:

$l$  - semilungimea fisurii ,

$F(\lambda)$  - o funcție de  $\lambda$ , care are expresia:

$$\lambda = [12(1 - \mu^2)]^{1/4} \frac{1}{\sqrt{R}h} \quad 5.3-3$$

funcția  $F(\lambda)$  este prezentată grafic în Fig.5.3-2.

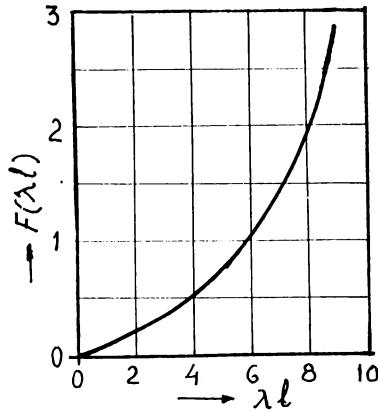


Fig.5.3-2 Funcția  $F(\lambda)$  pentru conducta cu fisură longitudinală, solicitată la torsiune

#### 5.4 Conductă supusă la presiune interioară, având o fisură circumferențială străpunsă

Elementele conductei sunt cele prezentate în Fig.4.1-1. Presiunea interioară  $p$  din conductă produce în peretele acesteia, o tensiune normală axială (dacă  $h \ll R_1$ )  $\sigma_x$  a cărei valoare este dată de relația:

$$\sigma_x = \frac{R}{2h} p \quad 5.4-1$$

Tensiunea normală axială, deschide fisura circumferențială după Modul I. Se prezintă în continuare, câteva relații de calcul ale factorului de intensitate al tensiunii  $K_I$ , pentru acest caz de conductă:

a) După [T1]:

$$K_I = \sigma_x \sqrt{\pi l} F(\lambda) \quad 5.4-2$$

unde:

$l$  - semilungimea fisurii,

$F(\lambda)$  - o funcție de parametrul geometric  $\lambda$ , exprimat prin relația:

$$\lambda = \frac{l}{\sqrt{Rh}} \quad 5.4-3$$

După [T1] și [R9], funcția  $F(\lambda)$  are expresia:

$$F(\lambda) = \sqrt{1 + 0,3225\lambda^2} \text{ pentru } 0 \leq \lambda \leq 1 \quad 5.4-4$$

$$F(\lambda) = 0,9 + 0,25\lambda \text{ pentru } 1 < \lambda \leq 5 \quad 5.4-5$$

b) După [F2], factorul de intensitate al tensiunii  $K_I$ , poate fi calculat cu relația:

$$K_I = \sigma_x \sqrt{\pi l} \quad 5.4-6$$

Între  $K_I$  determinat pe baza relațiilor 5.4-2 și 5.4-6, pentru o conductă de abur intermediară cu  $R_i = 200$  mm,  $h = 20$  mm și  $p = 3$  MPa există diferență (Fig.5.4-1) [T19].

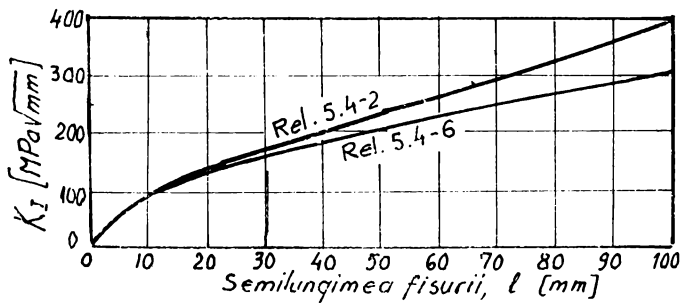


Fig.5.4-1 Caracteristica  $K_I$  pentru o fisură circumferențială străpunsă, determinată cu relații diferite

Se constată ca și în alte cazuri, că valorile pentru  $K_I$  date de cele două relații, sunt apropiate, chiar aceleași, pentru valori mici ale lungimii fisurii. Diferența crește, cu creșterea lungimii fisurii.

### 5.5 Conductă supusă la întindere și încovoiere, având o fisură circumferențială străpunsă

Relațiile pentru determinarea factorului de intensitate al tensiunii  $K_I$ , pentru o conductă supusă la întindere, respectiv încovoiere și având o fisură circumferențială străpunsă (Fig.4.4-1), au următoarea formă [A10], [T1]:

- Pentru solicitarea de întindere:

$$K_{It} = \sigma_{xt} \sqrt{\pi l} F_t(\gamma) \quad 5.5-1$$

- Pentru solicitarea de încovoiere:

$$K_{Ii} = \sigma_{xi} \sqrt{\pi l} F_i(\gamma) \quad 5.5-2$$

unde:

$\sigma_{xt}$  - tensiunea normală axială, produsă de solicitarea axială, care are expresia:

$$\sigma_{xt} = \frac{P}{2\pi R h} \quad 5.5-3$$

$P$  - forța axială care solicită la întindere conducta,

$\sigma_{xi}$  - tensiunea normală axială de încovoiere, produsă de solicitarea de încovoiere, tensiune care deschide fisura după Modul I, și a cărei valoare se determină cu relația:

$$\sigma_{xi} = \frac{M_i}{I} R \quad 5.5-4$$

unde:

$$I = \frac{\pi}{4} (R_c^4 - R_i^4) \approx \pi R^3 h \quad 5.5-4a$$

astfel încât relația 5.5-4 devine:

$$\sigma_{xi} = \frac{M_i}{\pi R^2 h} \quad 5.5-5$$

$M_i$  - momentul încovoiător, care solicită la întindere conducta în zona fisurată,

$F_t(\gamma)$ ,  $F_i(\gamma)$  - funcții adimensionale, care se determină cu relațiile:

$$F_t(\gamma) = 1 + 7,5 \left(\frac{\gamma}{\pi}\right)^{3/2} - 15 \left(\frac{\gamma}{\pi}\right)^{5/2} + 33 \left(\frac{\gamma}{\pi}\right)^{7/2} \quad 5.5-6$$

$$F_i(\gamma) = 1 + 6,8 \left(\frac{\gamma}{\pi}\right)^{3/2} - 13,6 \left(\frac{\gamma}{\pi}\right)^{5/2} + 20 \left(\frac{\gamma}{\pi}\right)^{7/2} \quad 5.5-7$$

iar, 
$$\gamma = \frac{l}{R} \quad 5.5-8$$

Momentul încovoieror, are efect de deschidere a fisurii, numai dacă aceasta este situată în zona întinsă a conductei.

În situația în care conducta este supusă în același timp atât acțiunii unei sarcini axiale de întindere  $P$ , cât și unui moment încovoietor  $M_i$ , care întinde zona în care este situată fisura, factorul total de intensitate al tensiunii  $K_{I,tot}$ , se determină cu relația:

$$K_{I,tot} = K_{Ii} + K_{Ii} \quad 5.5-9$$

Dacă această conductă, este supusă și la presiune interioară  $p$ , atunci factorul de intensitate al tensiunii rezultat  $K_{I,rez}$ , este dat de relația:

$$K_{I,rez} = K_{Ii} + K_{Ii} + K_I \quad 5.5-10$$

unde:

$K_I$  - factorul de intensitate al tensiunii, datorat acțiunii presiunii interioare, determinat cu relația 5.4-2 sau 5.4-6.

### 5.6 Conductă supusă la încovoiere și având o fisură circumferențială de suprafață

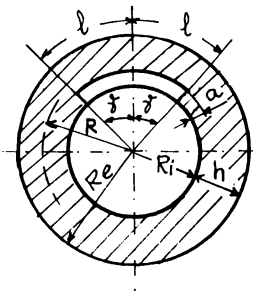


Fig.5.6-1 Secțiune într-o conductă cu fisură circumferențială de suprafață

Pentru factorul de intensitate al tensiunii, la o conductă solicitată la încovoiere și având o fisură circumferențială de suprafață în zona întinsă a conductei (Fig.5.6-1), se utilizează următoarea relație [D2]:

$$K_I = \sigma_i \sqrt{\pi a} F_b \text{ pentru } 20^0 \leq \gamma \leq 120^0 \quad 5.6-1$$

unde:

$\sigma_i$  - tensiunea normală axială, care acționează asupra fisurii și care este dată de relația 5.5-5,

$F_b$  - funcție adimensională, care are expresia:

$$F_b = 1,1 + \frac{a}{h} \left[ -0,09967 + 5,0057 \left( \frac{a\gamma}{h\pi} \right)^{0,565} - 2,8329 \left( \frac{a\gamma}{h\pi} \right) \right] \quad 5.6-2$$

Alte cazuri de conducte având fisuri circumferențiale, au fost prezentate la Capitolul 4.

### 5.7 Conductă supusă la presiune interioară și având o fisură circulară străpunsă

Tensiunile din vecinătatea vârfului fisurii dintr-o placă înfinită supusă la tracțiune monoaxială după direcția Oy (Fig.5.7-1) au expresiile [F2], [S7]:

$$\sigma_I = \frac{K_I}{4\sqrt{2\pi r}} \left[ 3 \cos \frac{\varphi}{2} + \cos \frac{3\varphi}{2} - 3M' \left( \sin \frac{\varphi}{2} + \sin \frac{3\varphi}{2} \right) \right] \quad 5.7-1$$

$$\sigma_{II} = \frac{K_{II}}{4\sqrt{2\pi r}} \left[ 5 \cos \frac{\varphi}{2} - \cos \frac{3\varphi}{2} - M' \left( 5 \sin \frac{\varphi}{2} - 3 \sin \frac{3\varphi}{2} \right) \right] \quad 5.7-2$$

$$\tau_{r\varphi} = \frac{K_I}{4\sqrt{2\pi r}} \left[ \sin \frac{\varphi}{2} + \sin \frac{3\varphi}{2} + M' \left( \cos \frac{\varphi}{2} + 3 \cos \frac{3\varphi}{2} \right) \right] \quad 5.7-3$$

unde:

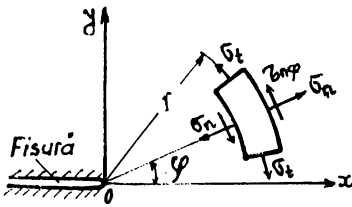
$$M' = \frac{K_{II}}{K_I} \quad 5.7-4$$

$K_I$  - factorul de intensitate al tensiunii, pentru Modul I,

$K_{II}$  - factorul de intensitate al tensiunii, pentru Modul II.

Factorul  $M'$  din relațiile 5.7-1...5.7-3, poate fi considerat ca un factor de simetrie al sollicitării.

Fig.5.7-1 Starea de tensiune la vârful fisurii



Dacă  $K_{II} = 0$ , rezultă  $M' = 0$  și câmpul de tensiune la vârful fisurii este simetric față de axa Ox. În acest caz, fisura se deschide după Modul I, iar direcția ei de propagare coincide cu direcția fisurii.

Există situații când fisura dintr-o conductă nu are direcție longitudinală, nici circumferențială, ci una oarecare.

În astfel de situație, există atât  $K_I$  cât și  $K_{II}$ , și este importantă cunoașterea direcției după care se propagă la atingerea stării critice, o astfel de fisură. Se consideră că într-o conductă supusă la presiune interioară, s-a detectat o fisură sub formă

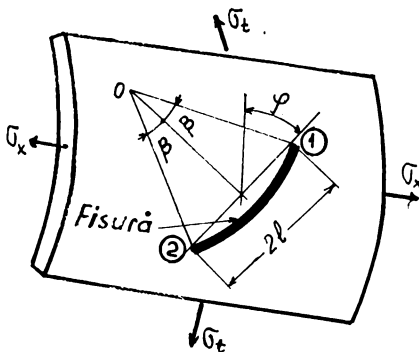


Fig.5.7-2 Fisură sub formă de arc de cerc într-o conductă



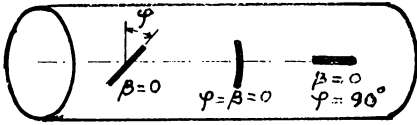


Fig.5.7-3 Cazuri particulare ale fisurii sub formă de arc de cerc

de arc de cerc străpunsă, cu orientare oarecare (Fig.5.7-2).

Dacă:

$\beta = 0$ ;  $\varphi \neq 0$  - fisura devine o fisură dreaptă înclinată (Fig.5.7-3),

$\beta = 0$ ;  $\varphi = 0$  - fisura devine o fisură circumferențială (Fig.5.7-3),

$\beta = 0$ ;  $\varphi = 90^\circ$  - fisura devine o fisură longitudinală (Fig.5.7-3).

Notăm cu  $\varphi_1$  unghiul față de axa Ox și el reprezintă unghiul sub care se propagă fisura sub formă de arc de cerc înclinată.

Pentru  $\varphi = \varphi_1$ , sunt satisfăcute condițiile:

$$\frac{\partial \sigma_t}{\partial \varphi} = 0 \quad 5.7-4a$$

pentru  $\varphi = \varphi_1$

$$\frac{\partial^2 \sigma_t}{\partial \varphi^2} < 0 \quad 5.7-4b$$

Ținând seama de relația 5.7-1, condiția 5.7-4a devine:

$$\frac{\partial \sigma_t}{\partial \varphi} = -\frac{3}{2} \sin \frac{\varphi}{2} - \frac{3}{2} \sin \frac{3\varphi}{2} - 3M' \left( \frac{1}{2} \cos \frac{\varphi}{2} + \frac{3}{2} \cos \frac{3\varphi}{2} \right) = 0$$

care după efectuarea calculelor, capătă forma:

$$\sin \varphi + M'(3 \cos \varphi - 1) = 0 \quad 5.7-5$$

Pentru  $\varphi = \varphi_1$ , relația 5.7-5 devine:

$$\sin \varphi_1 + M'(3 \cos \varphi_1 - 1) = 0 \quad 5.7-6$$

Punând acum și condiția 5.7-4b, rezultă:

$$\frac{\partial^2 \sigma_t}{\partial \varphi^2} = \frac{K_1}{4\sqrt{2\pi r}} \left( -\frac{3}{4} \cos \frac{\varphi}{2} - \frac{9}{4} \cos \frac{3\varphi}{2} + \frac{3}{4} M' \sin \frac{\varphi}{2} + \frac{27}{4} M' \sin \frac{3\varphi}{2} \right) < 0$$

iar, după efectuarea calculelor, se obține:

$$K_I \cos \frac{\varphi}{2} \left[ 1 - 3 \cos \varphi + M' \left( 9 \sin \varphi - 4tg \frac{\varphi}{2} \right) \right] < 0 \quad 5.7-7$$

Pentru  $\varphi = \varphi_1$ , relația 5.7-7, devine:

$$K_I \cos \frac{\varphi_1}{2} \left[ 1 - 3 \cos \varphi_1 + M' \left( 9 \sin \varphi_1 - 4tg \frac{\varphi_1}{2} \right) \right] < 0 \quad 5.7-8$$

Centralizând, condițiile 5.7-4a și 5.7-4b, au forma:

$$\sin \varphi_1 + M'(3 \cos \varphi_1 - 1) = 0 \quad 5.7-9a$$

$$K_I \cos \frac{\varphi_1}{2} \left[ 1 - 3 \cos \varphi_1 + M' \left( 9 \sin \varphi_1 - 4tg \frac{\varphi_1}{2} \right) \right] < 0 \quad 5.7-9b$$

Din relația 5.7-9a, se determină valoarea unghiului  $\varphi_1$  sub care se propagă fisura. Rezolvând ecuația 5.7-9a, se obține:

$$\sin \varphi_1 = \frac{M'}{1+9(M')^2} \left( 1 \pm 3\sqrt{1+8(M')^2} \right) \quad 5.7-10$$

de unde:

$$\varphi_1 = \arcsin \left[ \frac{M'}{1+9(M')^2} \left( 1 \pm 3\sqrt{1+8(M')^2} \right) \right] \quad 5.7-11$$

Ținând seama de relația 5.7-9b, rezultă că pentru  $K_I > 0$ , în relația 5.7-11, se va lua semnul (-). Așadar, unghiul sub care se propagă fisura sub formă de arc de cerc cu orientare oarecare, se determină cu relația:

$$\varphi_1 = \arcsin \left[ \frac{M'}{1+9(M')^2} \left( 1 - 3\sqrt{1+8(M')^2} \right) \right] \quad 5.7-12$$

Din relația 5.7-12, rezultă că pentru  $M' = 0$ , (adică  $K_{II}=0$ ), când fisura se deschide după Modul I, rezultă  $\varphi_1 = 0$ , adică, direcția de propagare, coincide cu direcția fisurii, fapt cunoscut de altfel. Cum se aplică în acest caz, principiile Mecanicii Ruperii la determinarea stabilității propagării unei fisuri?

Pentru a răspunde la această întrebare, se aplică criteriul tensiunilor normale maxime, conform căruia, o fisură devine instabilă, atunci când valoarea medie a tensiunii normale maxime ce acționează asupra lungimii echivalente  $l$  a fisurii, atinge o valoare critică  $\sigma_{cr}$  :

$$\sigma_{\text{imax}} = \sigma_{\text{cr}} \quad 5.7-13$$

Înlocuind relația 5.7-12 în 5.7-1, se obține valoarea tensiunii normale maxime  $\sigma_{\text{imax}}$

$$\sigma_{\text{imax}} = \sigma_{1, \varphi = \varphi_1} = \frac{K_1}{4\sqrt{2\pi r}} \left[ 3 \cos \frac{\varphi_1}{2} + \cos \frac{3\varphi_1}{2} - 3M' \left( \sin \frac{\varphi_1}{2} + \sin \frac{3\varphi_1}{2} \right) \right] \quad 5.7-14$$

După efectuarea calculelor, rezultă:

$$\sigma_{\text{imax}} = \frac{K_1}{4\sqrt{2\pi r}} 2 \cos \frac{\varphi_1}{2} (1 + \cos \varphi_1 - 3M' \sin \varphi_1) \quad 5.7-15$$

Tensiunea normală maximă (perpendiculară pe direcția de propagare a fisurii), de la vârful fisurii de lungime  $2l$ , este:

$$\sigma_{\text{imax}} = \frac{K_1}{\sqrt{2\pi l}} \frac{1}{2} \cos \frac{\varphi_1}{2} (1 + \cos \varphi_1 - 3M' \sin \varphi_1) \quad 5.7-16$$

Dacă se notează:

$$m' = \frac{1}{2} \cos \frac{\varphi_1}{2} (1 + \cos \varphi_1 - 3M' \sin \varphi_1) \quad 5.7-17$$

relația 5.7-16, capătă forma:

$$\sigma_{\text{imax}} = \frac{K_1}{\sqrt{2\pi l}} m' \quad 5.7-18$$

Știind că:

$$K_{1C} = \sigma_{\text{cr}} \sqrt{2\pi l} \quad 5.7-19$$

rezultă tensiunea normală critică:

$$\sigma_{\text{cr}} = \frac{K_{1C}}{\sqrt{2\pi l}} \quad 5.7-20$$

care înlocuită în relația 5.7-13, conduce la:

$$\frac{K_I}{\sqrt{2\pi l}} m' = \frac{K_{IC}}{\sqrt{2\pi l}} \quad 5.7-21$$

de unde:

$$K_I m' = K_{IC} \quad 5.7-22$$

Relația 5.7-22, exprimă *criteriul propagării instabile a fisurii*:

Dacă:  $K_I m' < K_{IC}$ , *fisura este stabilă* (nu se propagă), 5.7-23a

$K_I m' > K_{IC}$ , *fisura este instabilă* (se propagă). 5.7-23b

Relația 5.7-23a, permite reducerea unui caz general, la unul simetric, prin introducerea coeficientului  $m'$ . În acest caz, coeficientul  $m'$ , caracterizează abaterea de la cazul simetric.

Se poate constata ușor, că în cazul încărcării simetrice, când  $K_{II} = 0$ ,  $M' = 0$  și  $\varphi_1 = 0$ , din relația 5.5-17, rezultă  $m' = 1$ , ceea ce conduce la concluzia cunoscută de stabilitate a fisurii:

$$K_I < K_{IC} \quad 5.7-24$$

Se aplică criteriul de stabilitate prezentat, pentru cazul din Fig.5.7-2. Conducta este supusă la presiune interioară  $p$  și are o fisură străpunsă, sub forma unui arc de cerc. Conducta este într-o stare plană de tensiune, pentru care tensiunile normale principale din peretele său, se determină cu relațiile cunoscute:

$$\sigma_t = \frac{R}{h} p \quad 5.7-25$$

$$\sigma_x = \frac{R}{2h} p = \frac{\sigma_t}{2} \quad 5.7-26$$

unde:

$R$  - raza medie a grosimii peretelui conductei,

$h$  - grosimea peretelui conductei.

Acest tip de fisură, este deschis atât după Modul I, cât și după Modul II.

Pentru vârful 1 al fisurii, factorii de intensitate ai tensiunii, pentru cele două moduri de deschidere a fisurii, sunt [F2]:

$$K_I = \sigma_t \frac{\sqrt{\pi l}}{4} F_I(\varphi, \beta) \quad 5.7-27a$$

$$K_{II} = \sigma_t \frac{\sqrt{\pi l}}{4} F_{II}(\varphi, \beta) \quad 5.7-27b$$

unde:

$l$  - semilungimea coardei fisurii,

$F_I(\varphi, \beta)$ ,  $F_{II}(\varphi, \beta)$  - două funcții de unghiurile  $\varphi$  și  $\beta$ , de forma:

$$F_I(\varphi, \beta) = \frac{3+0,25 \sin^2 \beta \cos 2\varphi}{1+\sin^2 \frac{\beta}{2}} \cos \frac{\beta}{2} - \sin^2 \frac{\beta}{2} \cos 2\varphi - \cos \left( 2\varphi - \frac{3\beta}{2} \right) \quad 5.7-28a$$

$$F_{II}(\varphi, \beta) = \frac{3+0,25 \sin^2 \beta \cos 2\varphi}{1+\sin^2 \frac{\beta}{2}} \sin \frac{\beta}{2} + \sin^2 \frac{\beta}{2} \cos \frac{\beta}{2} \sin 2\varphi + \sin \left( 2\varphi - \frac{3\beta}{2} \right) \quad 5.7-28b$$

$\varphi$  - unghiul făcut de coarda fisurii cu direcția tensiunii normale circumferențiale  $\sigma_t$  [rad].

Pentru vârful 2 al fisurii, în relațiile 5.7-28a și 5.7-28b se înlocuiește unghiul  $\beta$  cu  $(-\beta)$ .

Factorul de asimetrie  $M'$  al solicitării, este:

$$M' = \frac{K_{II}}{K_I} = \frac{\sigma_t \frac{\sqrt{\pi l}}{4} F_{II}(\varphi, \beta)}{\sigma_t \frac{\sqrt{\pi l}}{4} F_I(\varphi, \beta)} = \frac{F_{II}(\varphi, \beta)}{F_I(\varphi, \beta)} \quad 5.7-29$$

și nu depinde de starea de tensiune, ci numai de poziția și orientarea fisurii.

Aplicând criteriul de stabilitate la limită (rel.5.7-24), rezultă:

$$\sigma_t \frac{\sqrt{\pi l}}{4} F_I(\varphi, \beta) m' = K_{IC} \quad 5.7-30a$$

sau:

$$p \frac{R}{h} \frac{\sqrt{\pi l}}{4} F_I(\varphi, \beta) m' = K_{IC} \quad 5.7-30b$$

Relația 5.7-30b, are o aplicabilitate practică deosebită, deoarece, permite pentru o fisură dată, să se determine valoarea presiunii interioare la care are loc propagarea instabilă a fisurii, sau, cunoscând presiunea interioară de lucru, se poate determina semilungimea  $l$  a fisurii, la care în conductă se atinge starea critică.

Separând mărimile care intervin în relația 5.7-30b, se obține:

$$\rho \frac{R}{h} \sqrt{l} = \frac{4}{\sqrt{\pi} F_{I(\varphi, \beta)} m'} K_{IC} \quad 5.7-31a$$

sau,

$$\frac{\rho \frac{R}{h} \sqrt{l}}{K_{IC}} = \frac{4}{\sqrt{\pi} F_{I(\varphi, \beta)} m'} \quad 5.7-31b$$

Scrierea condiției 5.7-30a sub forma 5.7-31b, permite o reprezentare grafică a membrului drept al relației 5.7-31b, ceea ce ușurează foarte mult determinarea mărimilor critice (presiune, respectiv lungime fisură).

În Fig.5.7-4, se prezintă două astfel de diagrame particulare.

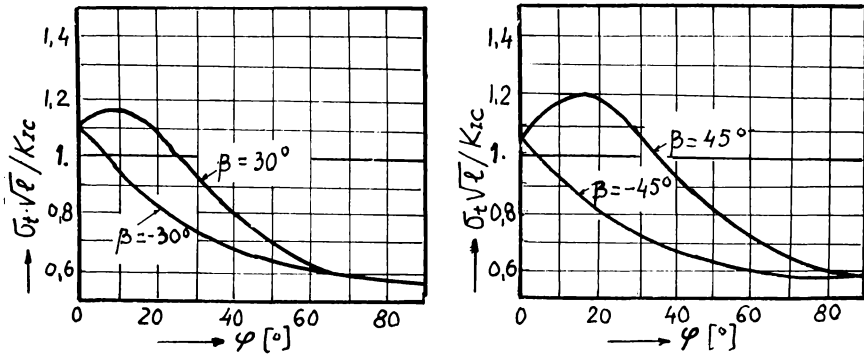


Fig.5.7-4 Diagrame pentru determinarea rapidă a mărimilor critice, în cazul fisurilor sub formă de arc de cerc

Pentru alte valori ale unghiului  $\beta$ , diagramele de acest tip, sunt prezentate în Anexa 5.7-1.

Analizând aceste diagrame, se constată că vârful 2 al fisurii, este mai periculos decât vârful 1. La atingerea stării critice, propagarea fisurii va începe din vârful 2.

Dacă se dorește și cunoașterea unghiului  $\varphi_1$  sub care are loc propagarea fisurii atunci când se atinge starea critică, se folosește relația 5.7-12. Pentru cazul analizat, unghiul  $\varphi_1$  depinde numai de  $M'$ , deci numai de unghiurile  $\varphi$  și  $\beta$ , ceea ce permite ca relația 5.7-12 să fie reprezentată grafic. Reprezentarea grafică a variației unghiului  $\varphi_1$  pentru diferite valori ale lui  $\varphi$  și  $\beta$ , permite determinarea rapidă a acestuia.

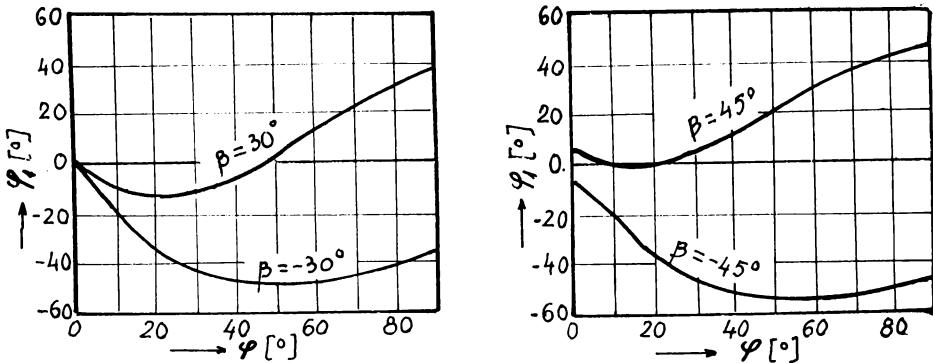


Fig.5.7-5 Diagrame pentru determinarea unghiului de propagare a unei fisuri sub formă de arc de cerc

În Fig.5.7-5, se prezintă variația unghiului sub care se propagă fisura, pentru două cazuri particulare. Pentru alte valori ale unghiului  $\beta$ , diagrame de acest tip, sunt prezentate în Anexa 5.7-2.

Toate diagramele prezentate în acest paragraf, au fost trasate cu ajutorul calculatorului, utilizând un program conceput de autor.

Pentru determinarea stabilității propagării unei fisuri străpunse având forma unui arc de cerc, după metoda prezentată, trebuie parcurse următoarele etape:

- Se definitivează elementele fisurii și a solicitării.
- Se calculează factorii de intensitate ai tensiunii  $K_I$ ,  $K_{II}$  (rel.5.7-27a și 5.7-27b),
- Se calculează factorul de simetrie al solicitării  $M'$  (rel.5.7-29),
- Se determină direcția de propagare a fisurii (rel.5.7-12),
- Se calculează coeficientul  $m'$  (rel.5.7-17),
- Se determină mărimea de comparație  $K_1 m'$ ,
- Se aplică relațiile de apreciere a stabilității propagării fisurii (rel. 5.7-23a și 5.7-23b) și se trag concluziile corespunzătoare.

Trasarea diagramei de tipul celor din Fig.5.7-4 și Fig.5.7-5, simplifică mult calculele și conduc la obținerea rezultatelor într-un timp scurt.

## 5.8 Conductă supusă la șoc termic

Datorită variației presiunii aburului din interiorul conductei, temperatura acestuia se modifică. Dacă variația temperaturii aburului are loc într-un timp scurt, conducta este supusă la șoc termic. Efectul șocului termic se suprapune peste efectul sarcinilor mecanice, supunând astfel conducta la solicitări suplimentare. În cazul șocurilor termice, trebuie

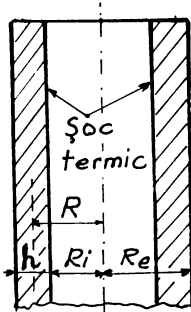


Fig.5.8-1 Conductă supusă la șoc termic

luate în considerare neomogenitatea solicitărilor termice tranzitorii de-a lungul unei fisuri, dependența de timp a factorului de intensitate al tensiunii și dependența față de temperatură a proprietăților mecanice ale materialului conductei.

Se consideră o conductă de abur, care a suferit la interior un șoc termic de răcire cu amplitudinea  $\Delta\theta_s$  (Fig.5.8-1).

Distribuția temperaturii în peretele conductei este o funcție da rază și timp, având ca lege da variație relația 4.1 -6.

În Fig.5.8-2, se prezintă variația temperaturii pe grosimea peretelui conductei (oțel X20CrMoV121) în funcție de valoarea șocului termic  $\Delta\theta_s$ , la diferite valori ale timpului  $t$ , pentru o conductă de abur, care prezintă  $R_i=120$  mm,  $h=38$  mm,  $\mu=0,32$ ,  $k=4,38 \cdot 10^6$  m<sup>2</sup>/s,  $E=190000$  MPa [T23].

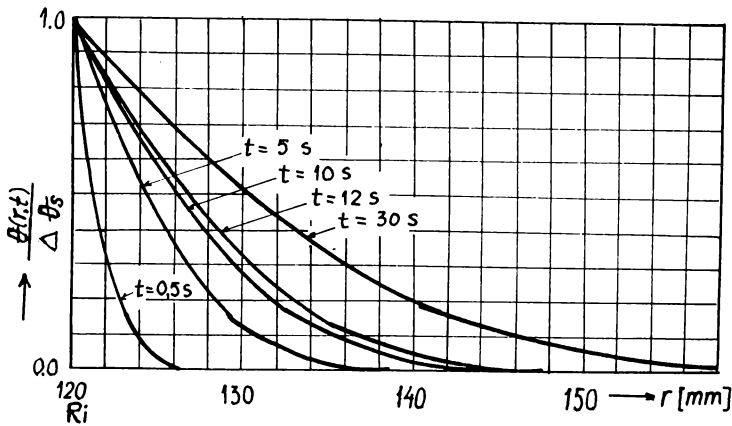


Fig.5.8-2 Variația temperaturii pe peretele unei conducte, la un șoc termic de răcire, fisură longitudinală de suprafață



Șocul termic produce în peretele conductei tensiuni normale. Fisurile longitudinale, respectiv cele circumferențiale, sunt deschise după Modul I, de către tensiunile normale circumferențiale  $\sigma_t$ , respectiv  $\sigma_x$ . Acestea la rândul lor, sunt funcții de  $r$  și  $t$ .

Tensiunile normale circumferențiale și cele axiale care apar în peretele conductei în urma șocului termic, sunt date de relațiile 4.1-7 și 4.1-9.

În Fig.5.8-3 se prezintă variația tensiunii normale circumferențiale  $\sigma_t(r,t)$  iar în Fig.5.8-4 tensiunea  $\sigma_x(r,t)$ , rezultate în urma unui șoc termic de răcire, la interiorul conductei [T23],

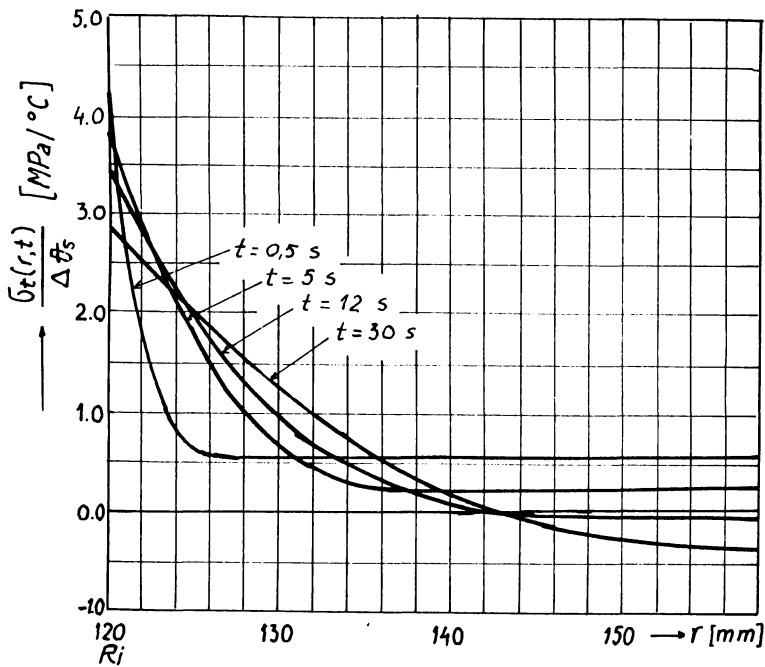


Fig.5.8-3 Variația tensiunii  $\sigma_t$  la un șoc termic de răcire la interiorul conductei

Ținând seama de relația 3.3.1-4, factorii de intensitate ai tensiunii pentru fisura longitudinală, respectiv circumferențială de suprafață, se determină cu relațiile [B20], [G17]:

- pentru fisura longitudinală:

$$K_I(a, t) = 1, 12 \frac{2\sqrt{a}}{\sqrt{\pi}} \int_{R_i}^{R_i+a} \frac{\sigma_t(r,t)}{\sqrt{a^2-(r-R_i)^2}} dr$$

5.8-1

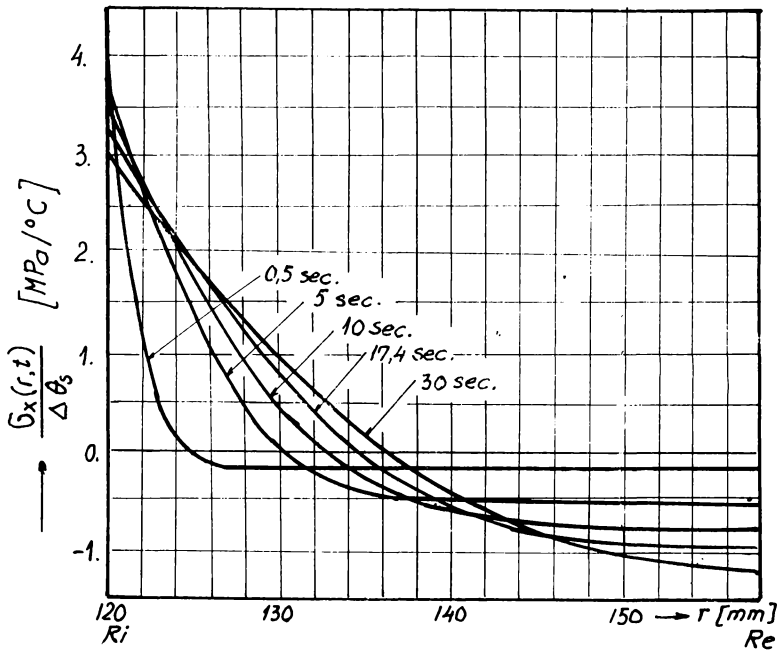


Fig.5.8-4 Variația tensiunii  $\sigma_x$  la un șoc termic de răcire la suprafața interioară a conductei

- pentru fisura circumferențială:

$$K_I(a, t) = 1, 12 \frac{2\sqrt{a}}{\sqrt{\pi}} \int_{R_i}^{R_i+a} \frac{\sigma_x(r, t)}{\sqrt{a^2 - (r - R_i)^2}} dr \quad 5.8-2$$

Pe baza relațiilor 5.8-1 și 5.8-2, s-au trasat diagramele de variație ale factorului de intensitate al tensiunii în funcție de amplitudinea șocului termic, pentru conducta de abur prezentată anterior, având o fisură de suprafață longitudinală, respectiv circumferențială (Fig.5.8-5, respectiv Fig.5.8-6) [T23].

În Fig.5.8-7 și Fig.5.8-8, se prezintă diagramele de variație ale raportului  $K_I / \Delta\theta_s$  în funcție de timpul  $t$ , considerând constantă dimensiunea fisurii, pentru aceeași conductă, având fisură longitudinală, respectiv circumferențială de suprafață.

Toate diagramele prezentate în acest paragraf, au fost trasate cu ajutorul calculatorului, utilizând programul MathCAD.

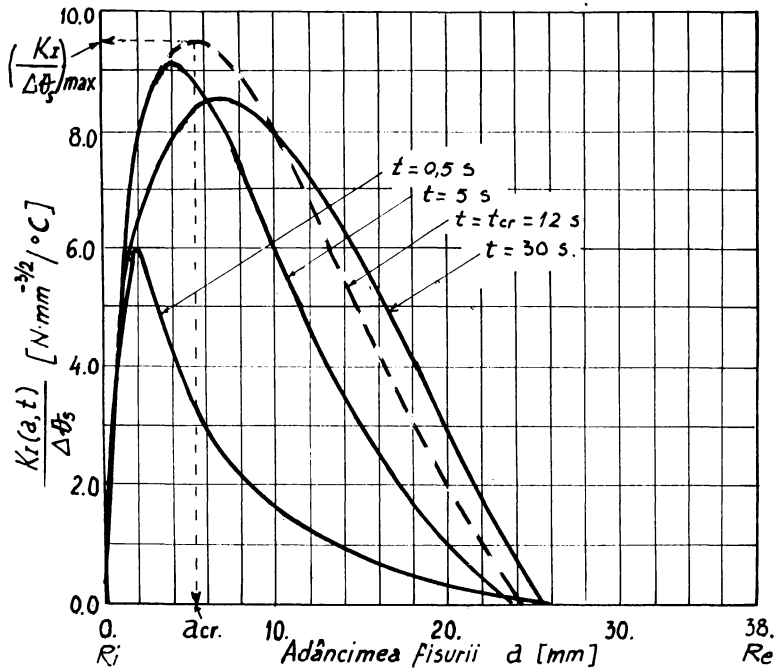


Fig.5.8-5 Variația raportului  $K_I / \Delta\theta_s$  la un șoc termic pentru fisura longitudinală

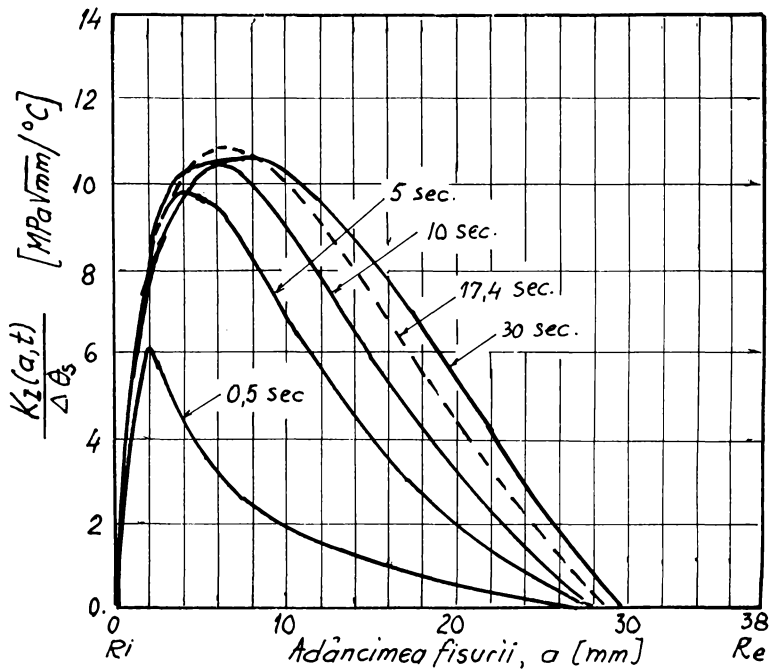


Fig.5.8-6 Variația raportului  $K_{II} / \Delta\theta_s$  la un șoc termic pentru fisura circumferențială

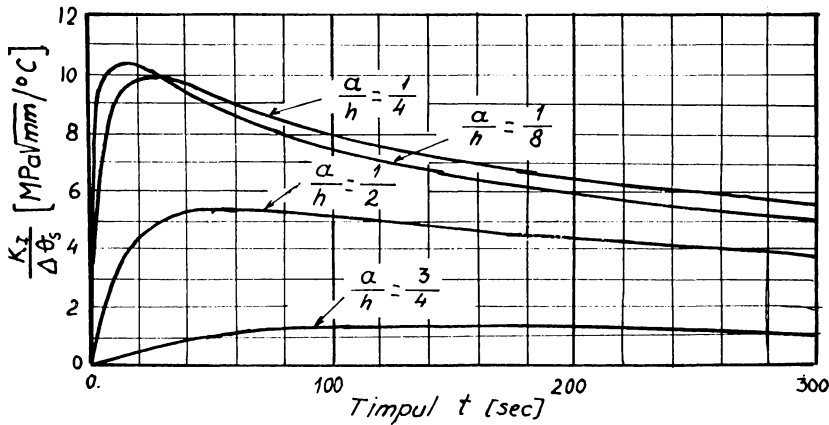


Fig.5.8-7 Variația raportului  $K_I / \Delta\theta_s$ , în funcție de  $t$ , pentru conducta cu fisură longitudinală supusă la șoc termic

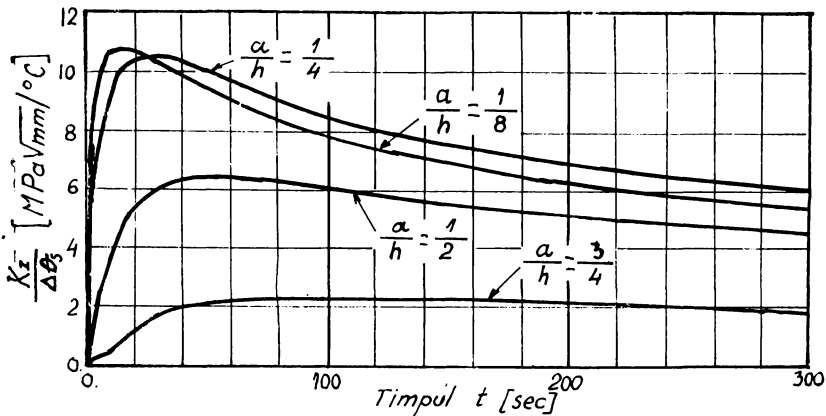


Fig.5.8-8 Variația raportului  $K_{II} / \Delta\theta_s$ , în funcție de  $t$ , pentru conducta cu fisură circumferențială supusă la șoc termic

Analizând diagramele din Fig.5.8-5 și Fig.5.8-6, se constată că există un timp  $t=t_1$  pentru care  $K_I$  are valoare maximă (curba trasată cu linie întreruptă). La conducta cu fisură longitudinală studiată  $t_1=12$  sec., iar pentru conducta cu fisură circumferențială,  $t_1=17,4$  sec. Aceasta ne permite determinarea dimensiunii (adâncimii) fisurii pentru care în cazul șocului, factorul de intensitate al tensiunii  $K_I$  are valoare maximă. În Fig.5.8-9, se prezintă diagramele de variație ale raportului  $K_I / \Delta\theta_s$ , corespunzătoare timpului  $t_1$ , pentru cele două tipuri de fisură. Din Fig.5.8-9, rezultă că în cazul aceleiași conduite, fisura

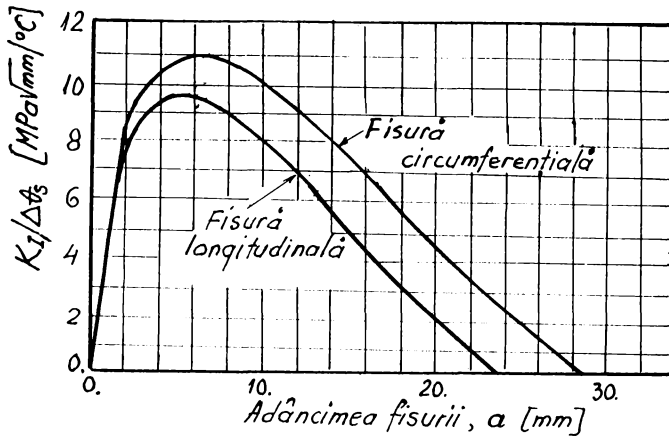


Fig.5.8-9 Valorile maxime ale raportului  $K_I / \Delta t_0$  (la  $t_1$ ) pentru fisura longitudinală, respectiv circumferențială

circumferențială dă o valoare mai mare pentru factorul de intensitate al tensiunii, în cazul unui șoc termic de răcire la interior. Fisura circumferențială în cazul șocului termic de răcire la interiorul conductei, este mai periculoasă decât fisura longitudinală. Șocul termic de răcire la interiorul conductei, după cum se poate vedea, are efect numai asupra fisurilor pornite de la suprafața interioară a conductei.

Așa cum s-a studiat șocul termic de răcire la interiorul conductei (cel mai posibil caz la conductele de abur), se poate studia și șocul termic de încălzire la interior, sau cel de răcire, încălzire la suprafața exterioară a conductei de abur.

### 5.9 Factorul de intensitate al tensiunii $K_I$ , datorat variației temperaturii, pe grosimea peretelui conductei

În Capitolul 4 s-au prezentat condițiile în care între suprafața interioară și cea exterioară a conductei, poate să apară o diferență de temperatură  $\Delta\theta$ . În acest caz, tensiunile normale care apar în peretele conductei se calculează cu relațiile 4.1-10; 4.1-11; 4.1-12..

Tensiunile normale circumferențiale, respectiv axiale ( $\sigma_r$ ,  $\sigma_x$ ), deschid fisura după Modul I.

Factorul de intensitate al tensiunii  $K_I$ , se determină cu relațiile:

- pentru fisura longitudinală:

$$K_I = 1,12 \frac{2\sqrt{a}}{\sqrt{\pi}} \int_{R_i}^{R_i+a} \frac{\sigma_r(\theta)}{\sqrt{a^2-(r-R_i)^2}} dr \quad 5.9-1$$

- pentru fisura circumferențială:

$$K_I = 1,12 \frac{2\sqrt{a}}{\sqrt{\pi}} \int_{R_i}^{R_i+a} \frac{\sigma_x(\theta)}{\sqrt{a^2-(r-R_i)^2}} dr \quad 5.9-2$$

unde:

$a$  - adâncimea fisurii,

$\sigma_r(\theta)$ ,  $\sigma_x(\theta)$  - tensiunea normală circumferențială, respectiv axială, produsă de diferența de temperatură dintre suprafața exterioară și cea interioară a conductei, calculate cu relațiile 4.1-10 și 4.1-11.

Pentru variația temperaturii pe grosimea peretelui conductei, se adoptă legea dată de relația 4.1-13.

Se studiază aceeași conductă care a fost studiată și la șoc termic de răcire, în două cazuri:

a) Cazul  $\theta_i > \theta_c$ . Acest caz se întâlnește atunci când conducta nu este izolată termic, sau izolația este necorespunzătoare și la suprafața exterioară acționează un agent oarecare de răcire (curenți de aer rece, conducta se află afară unde temperatura este scăzută, etc.). Din Fig.4.1-3a, rezultă că tensiunile normale circumferențiale și axiale, sunt pozitive înspre suprafața exterioară a conductei, deci, numai în această zonă au efect de

deschidere a fisurii; spre interiorul conductei, ele închid fisura. Ca urmare a acțiunii tensiunilor normale circumferențiale și axiale produse de variația temperaturii pe grosimea peretelui conductei, factorul de intensitate al tensiunii în acest caz, are sens numai în zona dinspre suprafața exterioară a conductei.

În Fig.5.9-1 se prezintă pentru conducta cercetată având fisură longitudinală, respectiv circumferențială, variația raportului  $K_I / \Delta\theta$  cu dimensiunea fisurii.

În Fig.5.9-2, se prezintă pentru conducta cercetată, numai domeniul pentru care  $K_I$

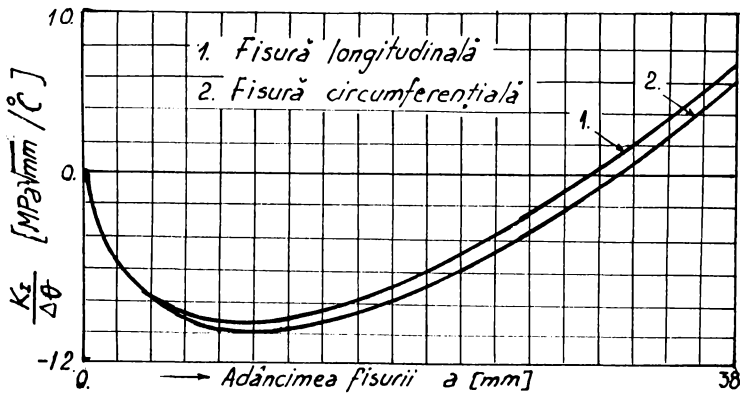


Fig.5.9-1 Variația raportului  $K_I / \Delta\theta$  cu adâncimea fisurii, în cazul variației temperaturii pe grosimea peretelui conductei,  $\theta_1 > \theta_2$ .

are sens.

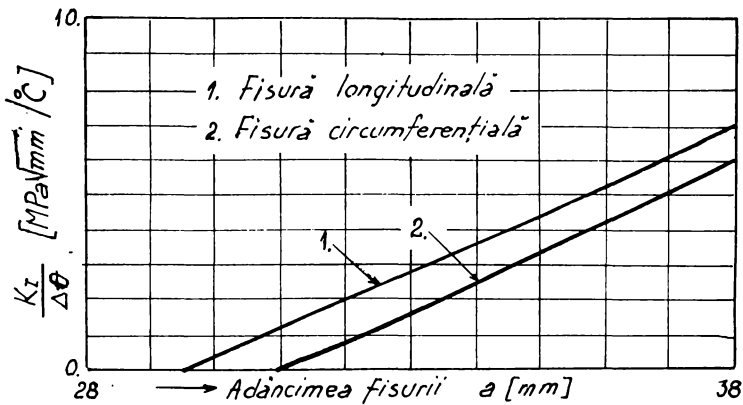


Fig.5.9-2 Variația raportului  $K_I / \Delta\theta$  pe domeniul pe care are sens,  $\theta_1 > \theta_2$ .

b) Cazul  $\theta_i < \theta_e$ . În acest caz, tensiunile normale  $\sigma_r(\theta)$ ,  $\sigma_x(\theta)$  sunt pozitive la suprafața interioară a conductei.

În Fig.5.9-3, se prezintă variația raportului  $K_I / \Delta\theta$  pe grosimea peretelui conductei, iar în Fig.5.9-4, numai pe domeniul pentru care are sens.

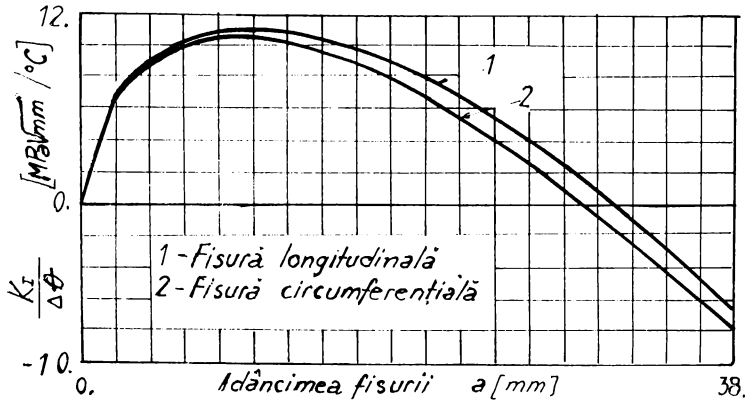


Fig.5.9-3 Variația raportului  $K_I / \Delta\theta$ , cu adâncimea fisurii;  $\theta_i < \theta_e$ .

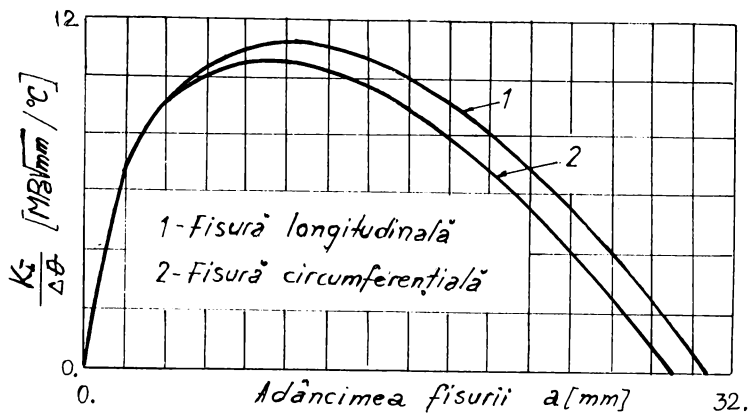


Fig.5.9-4 Variația raportului  $K_{II} / \Delta\theta$ , pe domeniul pe care are sens;  $\theta_i < \theta_e$ .

Analizând Fig.5.9-1 și Fig.5.9-3, se constată că în cazul existenței unei diferențe de temperatură între suprafața interioară și cea exterioară a conductei, fisura longitudinală este mai periculoasă decât cea circumferențială. Diagramele prezentate în acest paragraf, au fost trasate cu ajutorul calculatorului, utilizând programul MathCAD.



Valoarea factorului de intensitate al tensiunii rezultat ca urmare a diferenței de temperatură  $\Delta\theta$  dintre suprafața interioară și cea exterioară a conductei de abur, se adaugă valorilor factorului de intensitate al tensiunii rezultat în urma solicitărilor mecanice și a șocului termic.

În Fig.5.9-5, se prezintă sub formă centralizată, diagramele de variație ale raportului  $K_I / \Delta\theta$  cu adâncimea fisurii, pentru cazurile: șoc termic;  $\theta_i > \theta_e$ ;  $\theta_i < \theta_e$ .

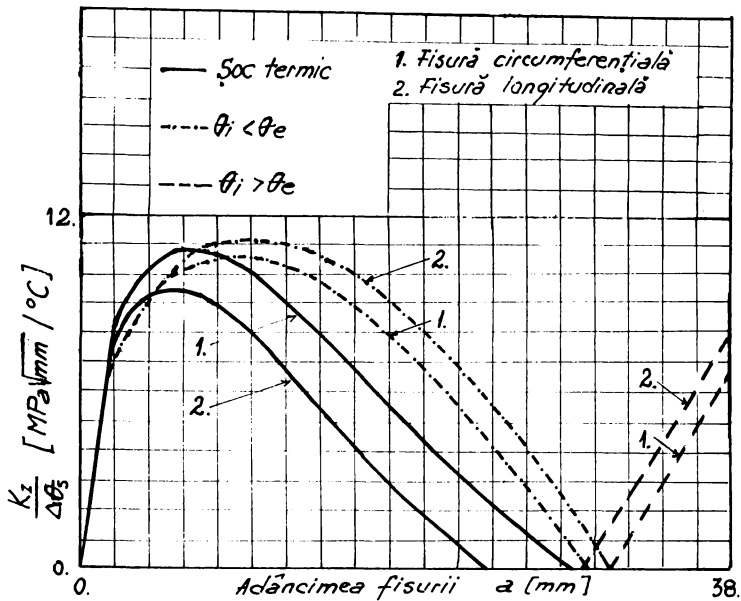


Fig.5.9-5 Variația raportului  $K_I / \Delta\theta$  cu adâncimea fisurii la: șoc termic ;  $\theta_i > \theta_e$  ;  $\theta_i < \theta_e$ .

## CAPITOLUL 6: CERCETĂRI EXPERIMENTALE PENTRU APRECIEREA COMPORTĂRII LA RUPERE A UNOR OȚELURI TERMOREZISTENTE

### 6.1 Considerații generale

Pentru a putea aprecia siguranța în exploatare a conductelor de abur din centralele termoelectrice, este necesară cunoașterea cât mai reală a comportării mecanice a materialului din care sunt confecționate aceste conducte. În acest scop sunt necesare încercări experimentale, în condiții cât mai apropiate de cele din exploatare. De cele mai multe ori, aceste încercări au ca scop, determinarea tenacității materialului.

Cercetările experimentale efectuate în cadrul lucrării, asupra unor oțeluri termorezistente din care sunt confecționate conductele de abur din centralele termoelectrice românești, au fost orientate în special, spre determinarea caracteristicilor mecanice care evidențiază capacitatea de deformare și tenacitatea acestora.

Cercetările experimentale au avut la bază normele românești [C1], care reglementează natura cercetărilor, precum și metodele de apreciere a comportării mecanice a oțelurilor prezentate în Fig.2.1 și Fig.2.2-1.

Un prim grup de cercetări s-a bazat pe determinarea acelor caracteristici mecanice care evidențiază capacitatea de deformare și tenacitatea oțelurilor.

Alte cercetări, au fost orientate asupra acelor caracteristici, care pun în evidență tenacitatea la rupere a oțelurilor. Aceste caracteristici, sunt specifice Mecanicii Ruperii.

Ca factori de influență asupra caracteristicilor mecanice și de tenacitate ale oțelurilor termorezistente cercetate, s-au considerat, *temperatura și durata de funcționare a conductei*.

Concluziile rezultate în urma determinării caracteristicilor mecanice și de tenacitate, sunt comparate cu cele rezultate în urma cercetărilor metalografice.

Cercetările experimentale s-au efectuat asupra celor mai utilizate oțeluri termorezistente în confecționarea conductelor de abur din centralele termoelectrice românești.

## 6.2 Cercetări experimentale efectuate

### 6.2.1 Cercetări privind deformabilitatea și tenacitatea

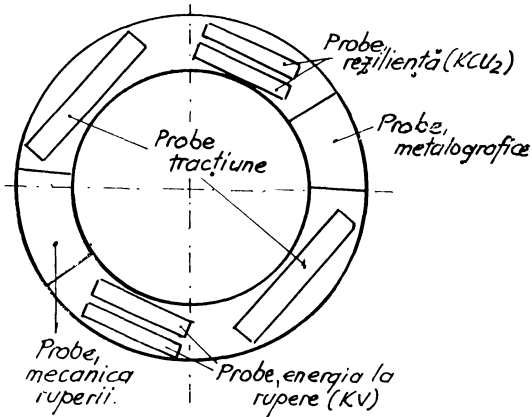


Fig.6.2.1-1 Modul de prelevare al probelor pentru confecționarea epruvetelor

Aceste cercetări, s-au efectuat conform normelor românești [C1].

Modul de prelevare din conducte al eșantioanelor din care s-au confecționat epruvetele utilizate la încercările experimentale, este prezentat în Fig.6.2.1-1.

a) *Aprecierea tenacității pe baza diagramei caracteristice la tracțiune*

După cum s-a mai prezentat (paragraful 1.2), în general,

tenacitatea unui material, este definită de aria suprafeței de sub diagrama caracteristică la tracțiune.

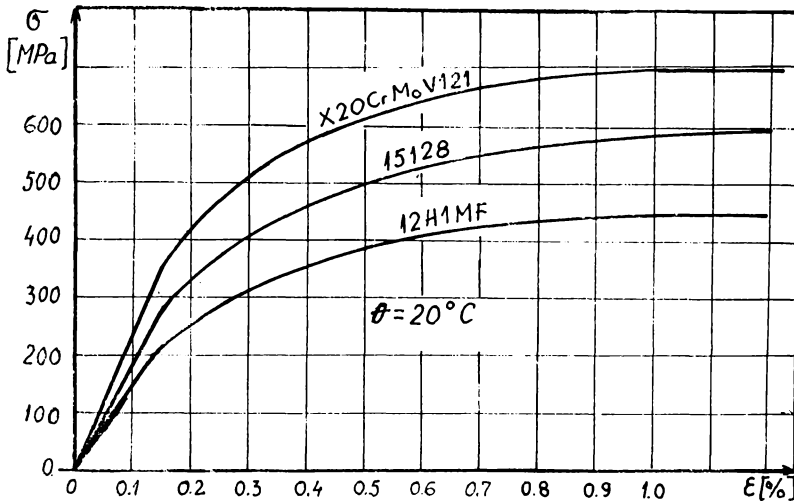


Fig.6.2.1-2 Diagramele  $\sigma$ - $\epsilon$  pentru trei oțeluri termorezistente,  $\theta=20^\circ\text{C}$

Rezultă atunci că, diagramele caracteristice la tracțiune  $\sigma - \epsilon$ , pot caracteriza tendința de modificare a tenacității, în funcție de diferite mărimi.

În Fig.6.2.1-2, se prezintă forma diagramei caracteristice la tracțiune, pentru trei oțeluri termorezistente, neutilizate, încercate la temperatură ambiantă [T12].

Având în vedere că tenacitatea unui material este strâns legată de aria suprafeței de sub diagrama caracteristică la tracțiune  $\sigma - \epsilon$ , din Fig.6.2.1-2, rezultă că oțelul termorezistent X20CrMoV121 prezintă la temperatură ambiantă cea mai bună tenacitate.

Temperatura de încercare, influențează diagrama caracteristică la tracțiune. În Fig.6.2.1-3, se prezintă diagramele caracteristice la tracțiune obținute pentru oțelul X20CrMoV121 neutilizat, pentru trei valori ale temperaturii de încercare [T13].

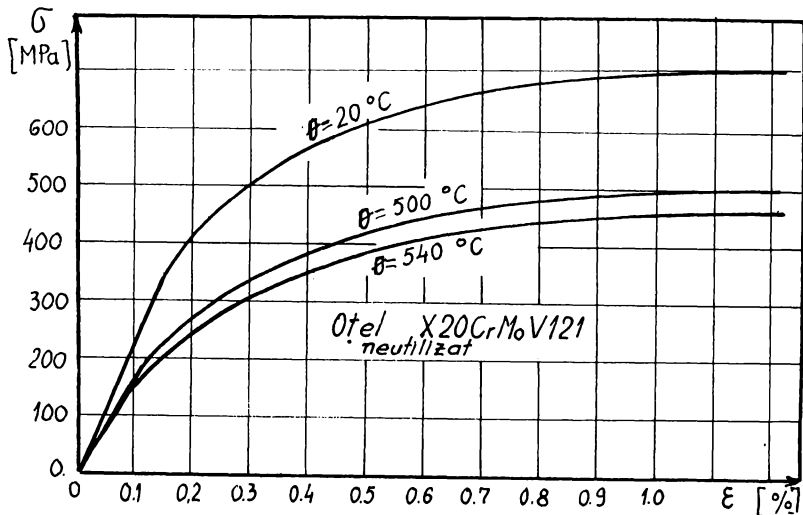


Fig.6.2.1-3 Diagramele  $\sigma - \epsilon$  pentru oțelul X20CrMoV121 la trei temperaturi

Rezultă că, creșterea temperaturii materialului are ca efect micșorarea tenacității sale.

Durata de funcționare, modifică și ea comportarea oțelurilor termorezistente. În Fig.6.2.1-4, sunt prezentate diagramele caracteristice  $\sigma - \epsilon$  (oțel 15128) obținute la temperatura de  $540^\circ\text{C}$ , conducta funcționând un anumit număr de ore la temperatura de  $540^\circ\text{C}$  și presiune interioară,  $p=14$  MPa, [T14].

Analizând aceste diagrame, rezultă că tenacitatea acestui oțel, scade cu creșterea numărului de ore de funcționare a conductei. Tenacitatea oțelurilor termorezistente cercetate, determinată pe baza diagramei caracteristice la tracțiune, scade cu creșterea

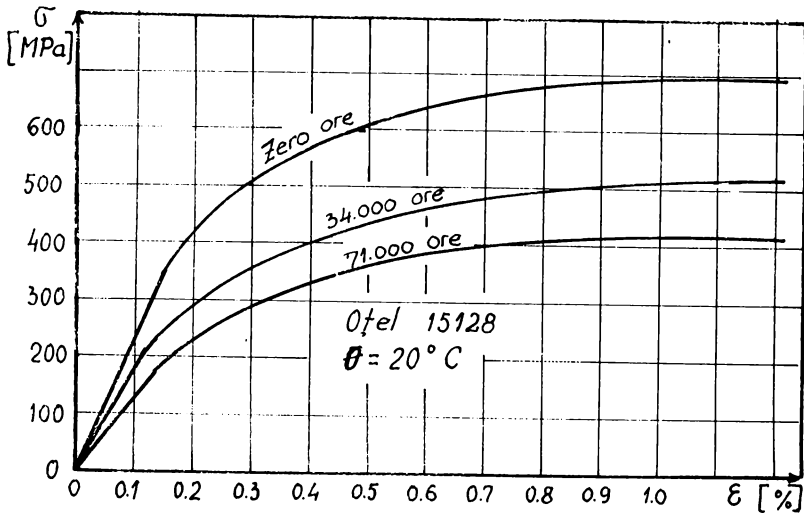


Fig.6.2.1-4 Diagramele  $\sigma$ - $\epsilon$  pentru oțelul 15128, utilizat un număr de ore diferit

temperaturii și duratei de funcționare a conductei, ceea ce conduce la creșterea tendinței spre rupere fragilă a acestora.

Aceleași concluzii rezultate pentru cazurile prezentate, au reieșit și pentru celelalte mărci de oțeluri termorezistente cercetate.

b) *Aprecierea capacității de deformare, pe baza alungirii și găturii la rupere*

Alungirea și găturirea la rupere s-a determinat conform [S16]. În Tabelul 6.2.1-1, sunt prezentate valorile medii (5 determinări) ale alungirii și găturii la rupere, pentru câteva oțeluri termorezistente cercetate, material neutilizat, iar în Fig.6.2.1-5, variația acestor mărimi cu temperatura de încercare, pe intervalul 520...580°C [T13].

Tabelul 6.2.1-1 Valorile medii ale alungirii ( $A_5$ ) și găturii (Z), la rupere

Marcă oțel	Alungirea la rupere, $A_5$ [%]					Găturirea la rupere, Z [%]				
	20°C	520°C	550°C	565°C	580°C	20°C	520°C	550°C	565°C	580°C
X20CrMoV121	19,2	22,7	25,5	26,8	30,3	55,2	74,3	82,4	85,9	88,7
12H1MF	26	27,4	29,7	31,6	32,2	69,7	75,5	78,2	79,4	80,2
15,128	25,3	25,6	28,3	29,3	30,9	67,7	77	79,5	81	82

Pe baza alungirii la rupere  $A_5$ , în jurul temperaturii de exploatare a conductei, (540°C), cel mai ductil este oțelul 12H1MF, urmat în ordine de oțelurile 15128 și X20CrMoV121. După criteriul găturii la rupere Z, în jurul aceleiași temperaturi, cea mai

bună ductilitate o prezintă oțelul X20CrMoV121, urmat în ordine de oțelurile 15128 și 12H1MF.

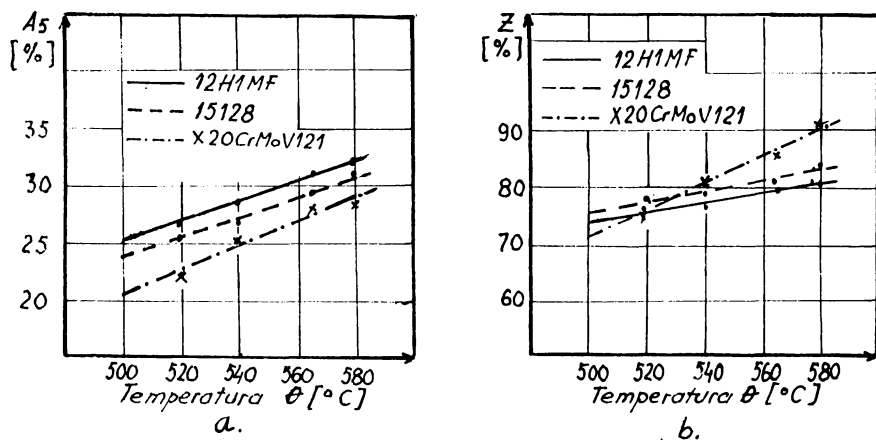


Fig.6.2.1-5 a) Alungirea la rupere,  $A_5$ ; b) Gâtuirea la rupere,  $Z$

Cele două criterii, nu conduc la aceeași concluzie, însă ambele arată că ductibilitatea oțelurilor cercetate, crește cu creșterea temperaturii, deci tendința spre rupere fragilă, scade cu creșterea temperaturii.

În Fig.6.2.1-5, alungirea și gâtuirea la rupere, s-au reprezentat numai pe intervalul 520...580°C, interval care acoperă temperatura de funcționare normală a conductelor.

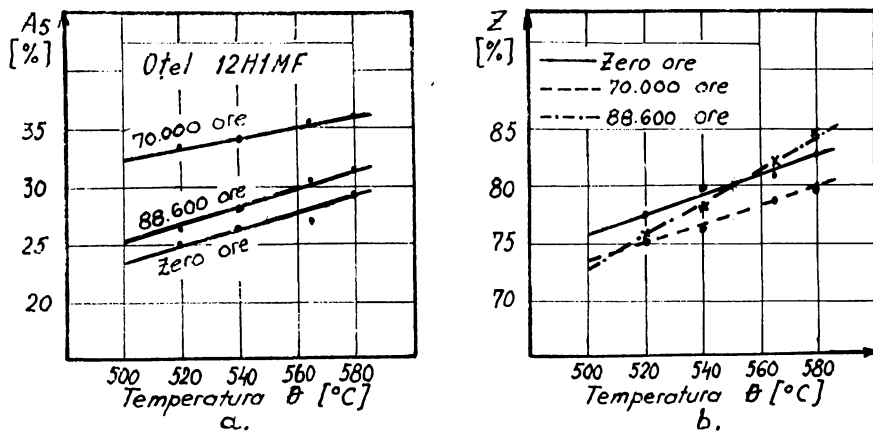


Fig.6.2.1-6 Variația alungirii și gâtuirii la rupere, cu durata de funcționare a conductei

În Fig.6.2.1-6, se prezintă variația alungirii, respectiv găturii la rupere, în funcție de temperatura de încercare, pentru oțelul termorezistent 12H1MF, rezultat din conducte care au funcționat un număr diferit de ore, la  $\theta=540^{\circ}\text{C}$  și  $p=14\text{ MPa}$  [T14].

Din analiza diagramelor prezentate în Fig.6.2.1-6, nu rezultă clar o dependență între durata de funcționare a conductei și alungirea respectiv, găturii la rupere. Aceeași concluzie a rezultat și din studiul făcut asupra celorlalte mărci de oțeluri termorezistente cercetate.

Se evidențiază faptul că și după un anumit număr de ore de funcționare a conductei la parametri normali de temperatură și presiune, atât alungirea cât și găturii la rupere, păstrează tendința de creștere a ductilității, cu creșterea temperaturii.

c) *Aprecierea tendinței spre rupere fragilă pe baza limitei de curgere convenționale și a rezistenței la rupere*

Limita de curgere aparentă ( $\sigma_c$ ) sau convențională ( $R_{p0,2}$ ) și rezistența la rupere ( $\sigma_r$ ;  $R_m$ ), sunt caracteristici mecanice de bază, pentru aprecierea oțelurilor termorezistente. La încercările experimentale efectuate, pentru determinarea limitei de curgere convenționale și a rezistenței la rupere, s-a folosit metoda recomandată în [S16], [S17].

În Fig.6.2.1-7, se prezintă variația limitei de curgere convenționale și a rezistenței la rupere, în funcție de temperatură, pentru trei oțeluri termorezistente, rezultate din conducte neutilizate [T13].

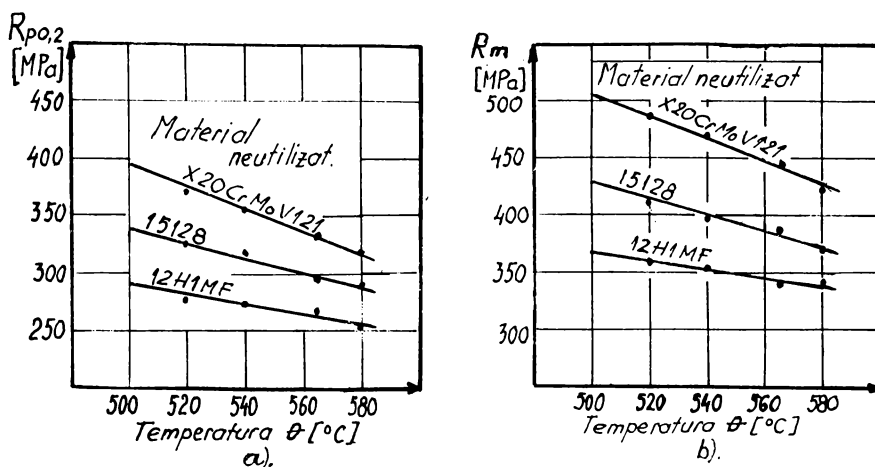


Fig.6.2.1-7 Variația cu temperatura: a) limita de curgere  $R_{p0,2}$ ; b) Rezistența la rupere,  $R_m$

Oțelul termorezistent X20CrMoV121, prezintă valori mai ridicate pentru  $R_{p0,2}$ , respectiv  $R_m$ , decât celelalte mărci, având o tendință mai mare spre rupere fragilă.

Pentru toate mărcile de oțel termorezistent cercetate, se constată că atât limita de curgere cât și rezistența la rupere, scad cu creșterea temperaturii, ceea ce determină micșorarea tendinței spre rupere fragilă.

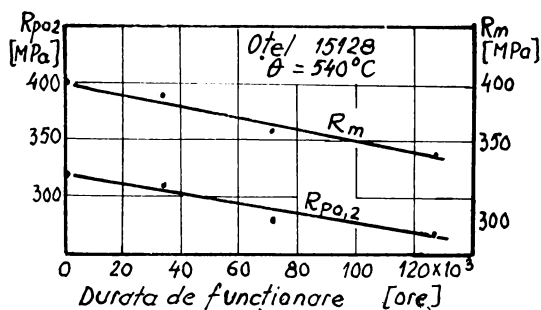


Fig.6.2.1-8 Variația lui  $R_{p0.2}$  și  $R_m$  cu durata de funcționare a conductei, pentru  $\theta=540^\circ\text{C}$

convenționale și a rezistenței la rupere. Creșterea duratei de funcționare conduce spre o

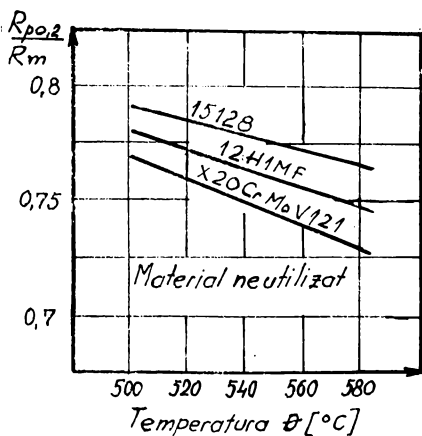


Fig.6.2.1-9 Variația raportului  $R_{p0.2} / R_m$  cu temperatura

pentru oțelul termorezistent 15128, variază ca în Fig.6.2.1-10 [T15].

În Fig.6.2.1-11, se prezintă variația limitei de curgere convenționale  $R_{p0.2}$  și a rezistenței la rupere  $R_m$  în funcție de temperatură, pentru diferite durate de funcționare a conductei confecționată din oțel termorezistent 15128. Din diagramele prezentate în Fig.6.2.1-11, nu se pot trage concluzii cu privire la modul de influență a duratei de funcționare a conductei asupra limitei de curgere convenționale sau a rezistenței la rupere.

Dacă se reprezintă  $R_{p0.2}$  și  $R_m$  pentru temperatura de funcționare a conductei ( $540^\circ\text{C}$ ) în funcție de durata de funcționare, pentru oțelul termorezistent 15128, se obțin diagramele din Fig.6.2.1-8. Pentru o temperatură constantă, creșterea duratei de funcționare a conductei, conduce la micșorarea limitei de curgere

apropiere a valorilor  $R_{p0.2}$  de  $R_m$ , ceea ce mărește tendința de fragilizare a oțelului.

Apropierea raportului  $R_{p0.2} / R_m$  de unitate, indică tendința spre o rupere fragilă, de aceea în Fig.6.2.1-9, se prezintă variația acestuia în funcție de temperatură, pentru trei mărci de oțel termorezistent neutilizat [T14].

Raportul  $R_{p0.2} / R_m$  scade cu creșterea temperaturii, ceea ce indică micșorarea tendinței spre rupere fragilă.

La  $540^\circ\text{C}$ , raportul  $R_{p0.2} / R_m$  în funcție de durata de funcționare a conductei,



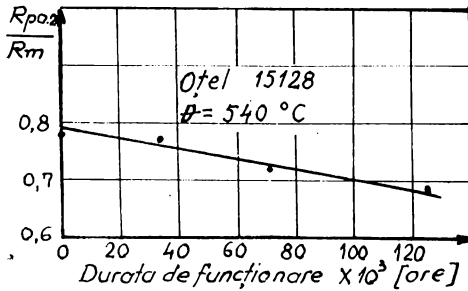


Fig.6.2.1-10 Variația raportului  $R_{p0,2} / R_m$  cu durata de funcționare pentru  $\theta = 540^\circ\text{C}$

Totuși, chiar și după un anumit număr de ore de funcționare, se menține tendința de micșorare a limitei de curgere convenșionale și a rezistenței la rupere, cu creșterea temperaturii.

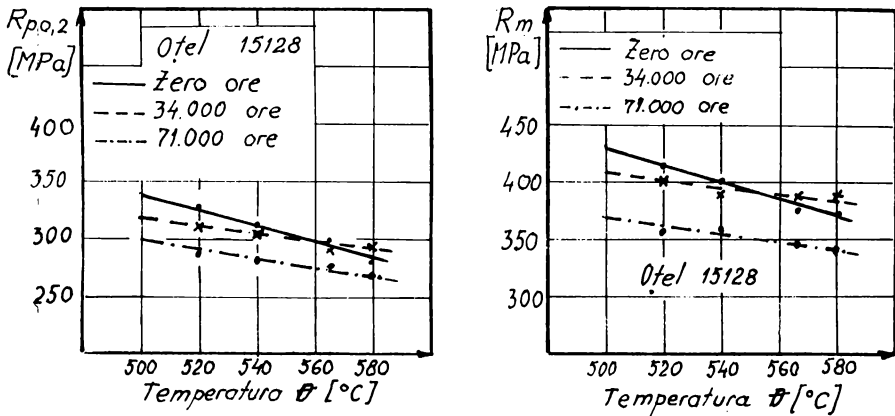


Fig.6.2.1-11 Variația lui  $R_{p0,2}$  și  $R_m$  cu durata de funcționare a conductei

#### d) Aprecierea tenacității prin încercări dinamice

Încercările dinamice, prin caracteristicile determinate, oferă posibilitatea unei aprecieri mai corecte privind tendința spre un anumit fel de rupere.

Încercările dinamice efectuate pentru aprecierea tenacității unor oțeluri termorezistente, au fost orientate spre determinarea rezilienței (KCU2) și a energiei de rupere (KV). Cu această ocazie, s-au efectuat cercetări și asupra cristalinității, fibrozității și contracției transversale specifice. Normele [C1], pentru aprecierea comportării materialului conductelor de abur, nu prevăd și determinarea acestor caracteristici. Din acest motiv, rezultatele obținute asupra acestor caracteristici, nu vor fi prezentate în lucrare. Încercările privind determinarea rezilienței și a energiei de rupere, s-au efectuat conform [S18], [S19], [S20], [S21].

Reziliența KCU, evidențiază capacitatea unui oțel de a se opune inițierii fisurării acestuia, iar energia de rupere KV, evidențiază capacitatea oțelului de a se opune propagării unei fisuri deja existente. Cum pentru conductele de abur din centralele termoelectrice, de importanță mai mare este cunoașterea comportării oțelului

termorezistent la inițierea unei fisuri, cercetările au fost orientate mai mult spre determinarea rezilienței KCU2.

În Fig.6.2.1-12, se prezintă variația rezilienței KCU2 cu temperatura, pentru trei mărci de oțel termorezistent, provenite din conducte neutilizate [T14].

Oțelurile termorezistente 12H1MF și 15128, manifestă o tendință spre rupere fragilă cu creșterea temperaturii. La oțelul X20CrMoV121, această tendință scade cu creșterea temperaturii. Oțelul 15128, prezintă cele mai mici valori pentru reziliența KCU2.

Cercetând pentru oțelul termorezistent X20CrMoV121 și energia de rupere KV, au rezultat diagramele din Fig.6.2.1-13 [T14].

Analizând, comparativ, caracteristicile de tenacitate KCU2 și KV pentru oțelul termorezistent X20CrMoV121, se constată că se ajunge la concluzii contrare. Reziliența KCU2 indică scăderea tendinței spre rupere fragilă, iar energia de rupere KV, spre creșterea acestei tendințe cu creșterea

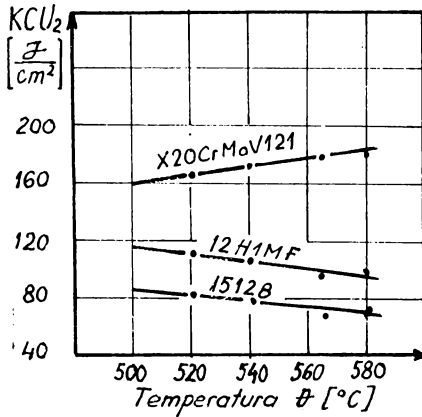


Fig.6.2.1-12 Variația rezilienței KCU2 cu temperatura

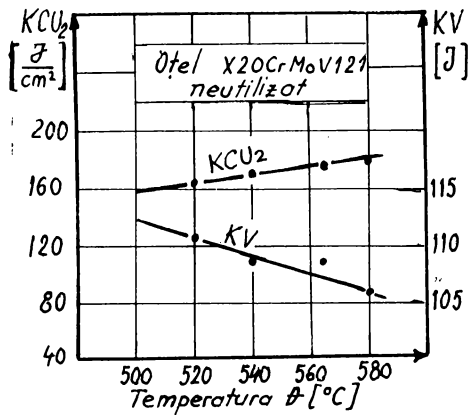


Fig.6.2.1-13 Variația KCU2 și KV cu temperatura pentru oțelul X20CrMoV121

temperaturii.

Durata de funcționare a conductei are influență și asupra caracteristicilor de tenacitate KCU2 și KV ale materialului din care sunt confecționate. În Fig.6.2.1-14, se

prezintă variația rezilienței KCU2 în funcție de temperatură, pentru două mărci de oțel termorezistent, rezultat din conducte cu durate diferite de funcționare [T14], [T15].

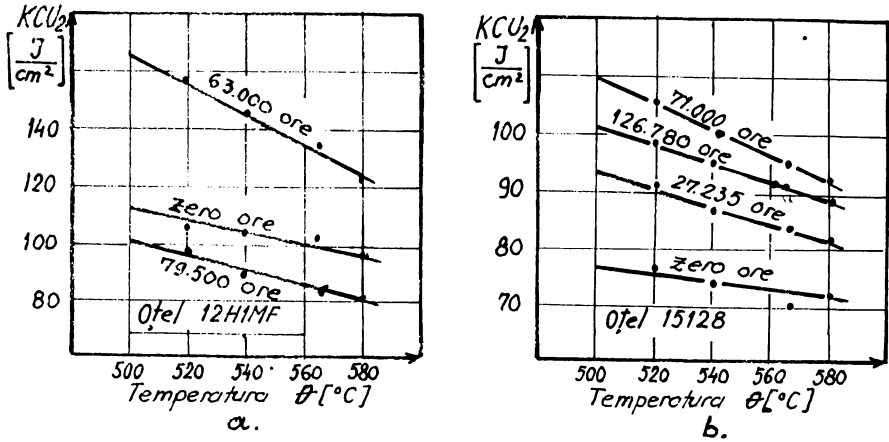


Fig.6.2.1-14 Variația KCU2 cu durata de funcționare pentru oțelul: a) 12H1MF ; b) 15128

După cum se observă din diagramele prezentate în Fig.6.2.1-14, nu se poate trage o concluzie clară pe baza rezilienței, cum durata de funcționare a conductei influențează tendința oțelului spre rupere fragilă.

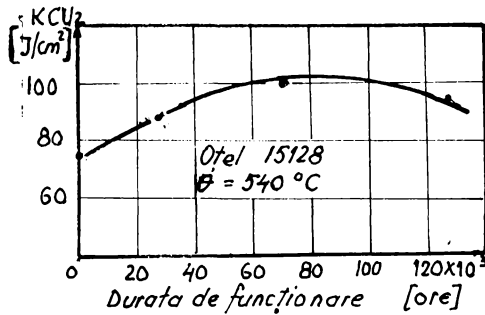


Fig.6.2.1-15 Variația KCU2 cu durata de funcționare la  $\theta=540^\circ\text{C}$  pentru oțelul 15128

Dacă se reprezintă reziliența KCU2 în funcție de durata de funcționare a conductei, ( $\theta=540^\circ\text{C}$ ), pentru oțelul termorezistent 15128, se obține o diagramă ca cea din Fig.6.2.1-15 [T15]. Pentru acest oțel rezultă că, în jurul a 80.000 ore de funcționare, reziliența KCU2 are un maxim.

Pentru toate oțelurile termorezistente cercetate și în toate condițiile de încercare, valorile determinate pentru KCU2 și KV, au fost superioare celor minime prescrise în normele [C1]. Această constatare conduce la concluzia că oțelurile termorezistente cercetate, prezintă încă o bună tenacitate. De asemenea, nu s-au constatat diferențe semnificative ale valorilor KCU2 și KV, pentru epruvete având creștătura spre interiorul sau exteriorul conductei.

c) *Aprecierea comportării oțelurilor termorezistente pe baza cercetărilor metalografice*

Cercetările metalografice au fost efectuate pentru toate cele trei mărci de oțel termorezistent, studiate la temperatură ambiantă. Se vor prezenta doar rezultatele obținute pentru oțelul termorezistent 15128.

Pentru conducta neutilizată, la microscopul optic (Fig.6.2.1-16a), se observă că structura este formată din ferită, bainită și mici cantități de perlită [S24]. Granulația oțelului este fină. La microscopul electronic (Fig.6.2.1-16b) se observă mai bine prezența feritei și a cantităților mici de perlită.

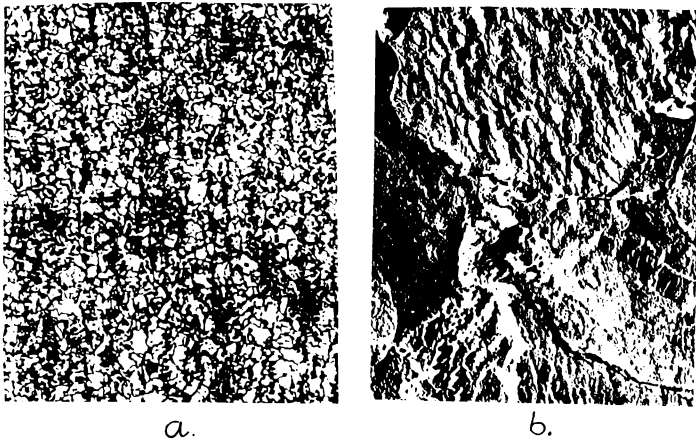


Fig.6.2.1-16 Structura oțelului 15128 neutilizat, a) MOx126 ; b) MEx4700

La conducta care a funcționat 34.408 ore, la microscopul optic (Fig.6.2.1-17a) se observă prezența feritei, bainitei și a micilor cantități de perlită. La microscopul electronic (Fig.6.2.1-17b) se observă că apar precipitări de carburi, localizate mai ales pe limita grăunților [S24].

La conducta care a funcționat 71.000 ore, la microscopul optic (Fig.6.2.1-18a), se constată aceeași prezență a feritei, bainitei și a micilor cantități de perlită [S24]. La microscopul electronic (Fig.6.2.1-18b) se constată prezența carburilor pe limitele grăunților. Însă îngroșarea limitelor de grăunte datorită precipitării de carburi, este mult mai pronunțată [S24].

Prezența carburilor pe limita grăunților, conduce la creșterea tendinței spre fragilizare. Pe baza cercetărilor metalografice, se poate conchide că mărirea duratei de

funcționare a conductelor, mărește tendința spre rupere fragilă a oțelului cercetat. Aceeași concluzie a rezultat și din cercetarea celorlalte oțeluri termorezistente.

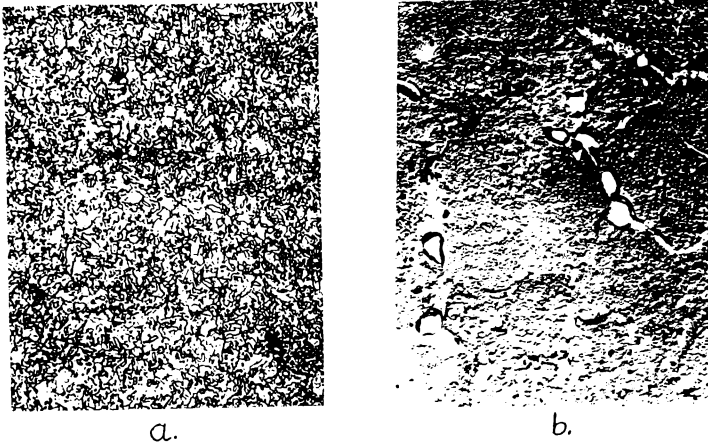


Fig.6.2.1-17 Structura oțelului 15128 după 34.408 ore ; a) MOx126 ; MEx4700

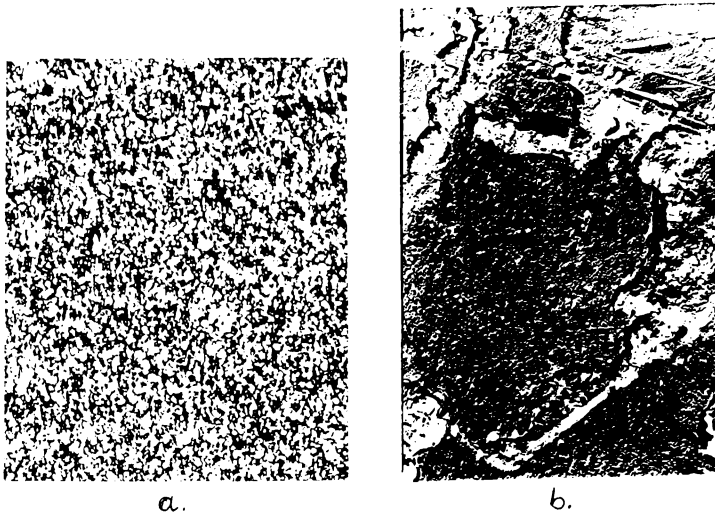


Fig.6.2.1-18 Structura oțelului 15128 după 71.000 ore ; a) MOx126 ; b) MEx4700

### Concluzii

În urma determinării acestui prim grup de caracteristici mecanice pe baza cărora se pot trage concluzii cu privire la tendința spre un anumit tip de rupere, se constată că ele nu conduc la același rezultat , pentru aceiași parametri utilizați (temperatura de încercare și durata de funcționare a conductei).

Pentru a avea o imagine mai generală centralizată, concluziile rezultate în urma acestor cercetări experimentale, sunt prezentate în Tabelul 6.2.1-1.

**Tabelul 6.2.1-1 Tendința spre fragilizare a oțelurilor termorezistente cercetate**

Criteriul de apreciere	Creșterea parametrului:	Tendința spre fragilizare:
Diagrama caracteristică la tracțiune	Temperatură	crește
	Durata de funcționare	crește
Alungirea și gătuirea la rupere	Temperatură	scade
	Durata de funcționare	fără concluzie
Limita de curgere și rezistența la rupere	Temperatură	scade
	Durata de funcționare	scade
Raportul $R_{T0,2} / R_m$	Temperatură	scade
	Durata de funcționare	scade
Reziliența KCU2	Temperatură	în general crește
	Durata de funcționare	fără concluzie
Energia la rupere KV	Temperatură	crește
	Durata de funcționare	fără concluzie

Dificultatea obținerii unor aprecieri clare atunci când variază și temperatura, asupra influenței duratei de funcționare a conductei, trebuie pusă pe faptul că, cercetările nu s-au putut efectua pe aceeași conductă care să fi funcționat un număr diferit de ore. Epruvetele au provenit din același oțel termorezistent, dar conductele din care s-au realizat sînt din șarje diferite. Compoziția chimică a oțelurilor cercetate, pentru toate conductele, chiar din șarje diferite, s-a încadrat bine în limitele stabilite de producător. Însă, modul de elaborare al șarjei, are o influență însemnată asupra caracteristicilor mecanice ale oțelurilor.

În urma cercetărilor efectuate și a rezultatelor obținute, rezultă că aprecierea comportării oțelurilor pe baza unei singure sau a unui număr mic de caracteristici mecanice determinate, poate conduce la rezultate nereale. De fapt toate aceste caracteristici mecanice ale oțelurilor, nu au o bază teoretică. Ele s-au impus în cercetare în urma observațiilor, în decursul multor ani, asupra comportării materialelor în diferite condiții de mediu și solicitare. De asemenea, menținerea lor în cercetare se datorează și simplității lor de determinare. Normele românești [C1] pe baza cărora în prezent se apreciază comportarea oțelurilor termorezistente utilizate în confecționarea conductelor de abur din centralele termoelectrice românești, prevăd determinarea unui număr mic de caracteristici mecanice. Se consideră că aceste norme, la ora actuală nu sunt corespunzătoare, putându-se trage concluzii greșite cu privire la comportarea oțelurilor termorezistente.

## **6.2.2 Cercetări pentru determinarea tenacității la rupere. Încercări de mecanica ruperii**

### **6.2.2.1 Considerații generale**

Caracteristicile mecanice ale oțelurilor prezentate la punctul 6.2.1 nu sunt satisfăcătoare, deoarece ele nu pot prezice care este comportarea oțelului în condițiile existenței unei fisuri. Prezența fisurilor în conductele de abur este posibilă și de multe ori reală. Aprecierea comportării oțelurilor în condițiile existenței unei fisuri, se face pe baza **tenacității la rupere** a acestuia.

Tenacitatea la rupere se poate exprima prin factorul critic de intensitate al tensiunii  $K_{Ic}$ , deplasarea critică la vârful fisurii  $\delta_c$  sau integrala critică de contur  $J_c$ . Datorită unei metodologii mai simple de determinare și a faptului că cercetarea diagramelor de evaluare a ruperii (curbele R6) pentru conductele de abur (vezi punctul 3.5) a permis acest lucru, ca și caracteristică de bază pentru aprecierea tenacității la rupere a oțelurilor termorezistente, s-a utilizat factorul critic de intensitate al tensiunii, determinat după Modul I ( $K_{Ic}$ ). Si pentru această caracteristică de tenacitate la rupere, ca parametri de bază s-au considerat temperatura ( $\theta$ ) și durata de funcționare a conductei. Pe baza legăturii dintre  $K_{Ic}$  și celelalte caracteristici de apreciere a tenacității la rupere, s-au determinat și deplasarea critică la vârful fisurii și integrala critică de contur.

### **6.2.2.2 Mașini, dispozitive și aparatura utilizată**

Pentru determinarea tenacității la rupere  $K_{Ic}$  a oțelurilor termorezistente cercetate, a fost necesară o mașină care să permită efectuarea acestor încercări. În acest scop s-a realizat o mașină de tracțiune care să permită determinarea caracteristicilor de tenacitate la rupere.

În Fig.6.2.2.2-1 este prezentată în vedere generală, mașina de tracțiune pentru încercări de mecanica ruperii (MTMR), realizată.

MTMR permite determinarea caracteristicilor de tenacitate la rupere pe epruvete de tracțiune, atât la temperatură normală (20° C) cât și la temperaturi ridicate. Valoarea maximă a temperaturii de încercare, este limitată în prezent la 800° C care este temperatura maximă de funcționare a regulatorului de temperatură de care se dispune. Solicitarea epruvetei se realizează manual, prin intermediul unei roți de acționare și a unui reductor. Înregistrarea forței de tracțiune se face de către o doză de măsurare de 100 KN, iar valoarea acesteia este citită la o punte digitală.

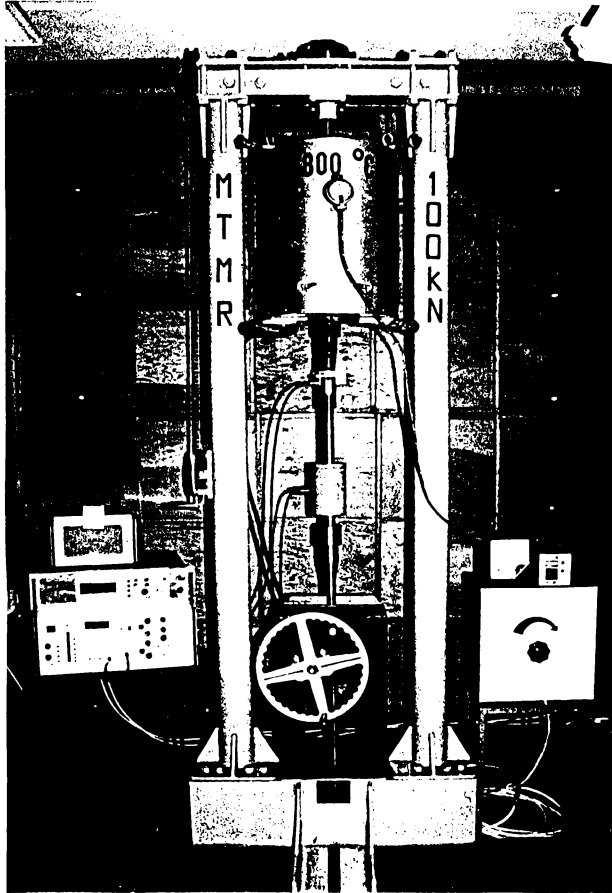
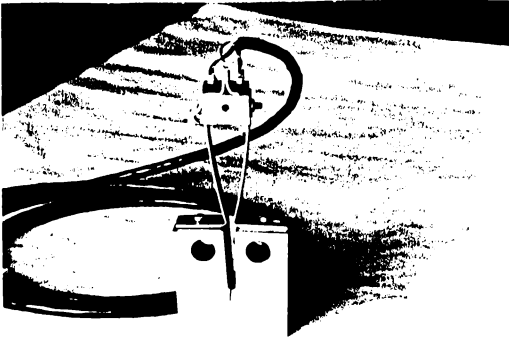


Fig.6.2.2.2-1 Mașina de tracțiune pentru încercări de mecanica ruperii (MTMR), vedere generală

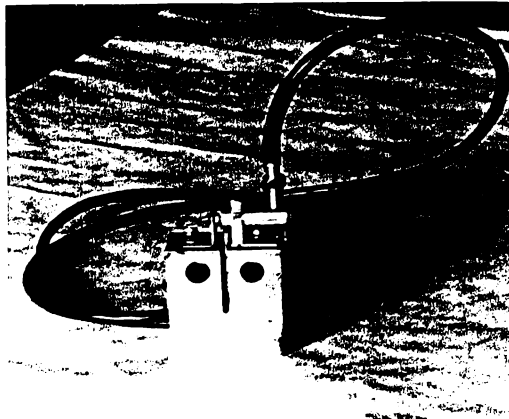
MTMR este prevăzută cu un mecanism care permite apropierea urechilor în vederea fixării epruvetei. Citirea temperaturii din interiorul cuptorului, se face cu ajutorul unui termometru, iar menținerea constantă a temperaturii din cuptor, se realizează cu ajutorul regulatorului de temperatură, menționat anterior.



Pentru determinarea tenacității la rupere  $K_{Ic}$ , este nevoie de măsurarea deplasării flancurilor fisurii. Pentru aceasta, în condițiile încercărilor la temperatură ambiantă, conform [S22], s-a realizat un traductor de deplasare (Fig.6.2.2.2-2), format din două lamele elastice pe care sunt fixați doi traductori tensometrici rezistivi. Acest tip de traductor nu a dat rezultate satisfăcătoare, motiv pentru care s-a recurs la realizarea unui dispozitiv prevăzut cu un traductor inductiv de deplasare. Acesta este prezentat în

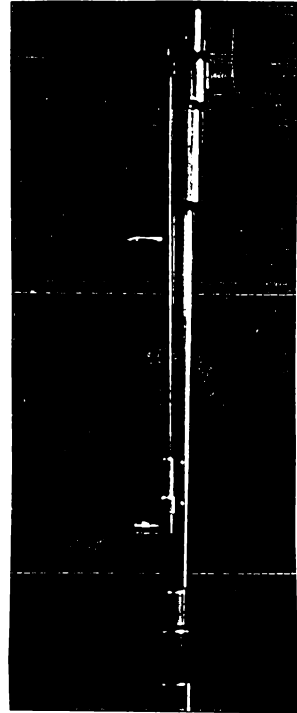


**Fig.6.2.2.2-2 Traductor de deplasare cu lamele elastice montat pe cpruvetă**



**Fig.6.2.2.2-3 Traductor de deplasare inductiv, montat pe cpruvetă**

Fig.6.2.2.2-3. Dispozitivul realizat și prevăzut cu traductor inductiv de deplasare, permite măsurarea directă a deplasării flancurilor fisurii, lucru care nu este posibil în cazul traductorului de deplasare cu lamele elastice.



**Fig.6.2.2.2-4 Dispozitiv cu traductor inductiv de deplasare pentru temperaturi ridicate, montat pe cpruvetă**

Pentru încercări la temperaturi ridicate, pentru măsurarea deplasării flancurilor fisurii, dispozitivul cu traductor inductiv de deplasare nu a mai putut fi utilizat. S-a recurs atunci la realizarea unui alt dispozitiv, care să permită măsurarea deplasării flancurilor fisurii (care sunt în interiorul cuptorului), dar citirea acestora să se facă în afara cuptorului. Acest dispozitiv utilizează tot un traductor inductiv de deplasare și el este prezentat în Fig.6.2.2.2-4. Deplasarea flancurilor fisurii înregistrată de traductorul inductiv de deplasare, este citită la o punte de măsură.

### 6.2.2.3 Epruvete utilizate pentru determinarea tenacității la rupere

Pentru determinarea tenacității la rupere a oțelurilor termorezistente cercetate, în funcție de metoda și caracteristica de tenacitate aleasă, s-au utilizat mai multe tipuri de epruvete. Unele au fost solicitate la tracțiune, iar altele la încovoiere cu șoc.

În Fig.6.2.2.3-1, sunt arătate tipurile și forma epruvetelor utilizate pentru determinarea tenacității la rupere.

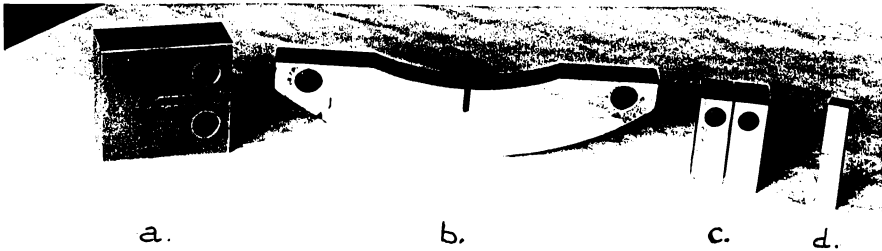


Fig.6.2.2.3-1 Tipuri de epruvete utilizate : a) Compact (de tracțiune), b)Tip C, c) Chevron, d) Speciale (Cioclov)

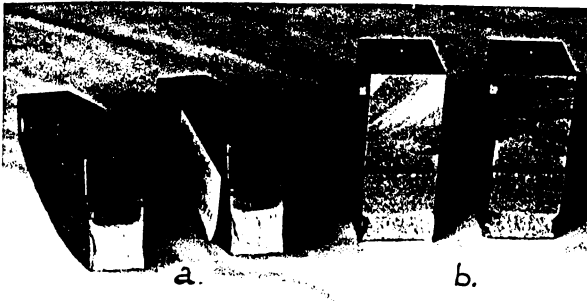


Fig.6.2.2.3-2 Fisură de oboseală, epruvete: a) Tip C, b) Compact

La tipurile din Fig.6.2.2.3-1a,b fisura de oboseală a fost realizată cu ajutorul unui pulsator. În Fig.6.2.2.3-2 este arătată fisura de oboseală pentru cele două tipuri de epruvete. Utilizarea epruvetelor de reziliență

speciale, sunt propuse de Cioclov [C3] pentru determinarea tenacității la rupere . Cu aceste

epruvete, se determină deplasarea critică la vârful  $\delta_c$ , iar pe baza legăturii care există între aceasta și factorul critic de intensitate al tensiunii, se determină tenacitatea la rupere  $K_{IC}$ . La epruvetele de reziliență nu se realizează o creștătură U sau V, ci se execută o tăietură de 0,2 mm, pe o adâncime de 2 mm. S-au încercat mai multe tehnici de realizare a acestei tăieturi: prelucrare mecanică cu freză disc de grosime 0,1 mm; electroeroziune cu fir de diametru 0,1 mm și electroeroziune cu tablă de cupru de grosime 0,1 mm. Cele mai bune rezultate, s-au obținut pentru epruvetele la care tăietura a fost realizată prin electroeroziune cu tablă de cupru.

#### 6.2.2.4 Determinarea tenacității la rupere $K_{IC}$

a) Pe epruvete compact de tracțiune (Fig.6.2.2.3-1a)

Determinarea tenacității la rupere  $K_{IC}$ , utilizând epruvete compact de tracțiune, s-a făcut conform [S22]. S-au folosit epruvete compact de tracțiune (CT25), pentru care  $B=25$  mm,  $W=50$  mm.

La temperatura ambiantă, pentru oțelul termorezistent X20CrMoV121, s-a determinat valoarea medie  $K_{IQ} = 80,32 \text{ MPam}^{0,5}$ . Pentru ca valoarea  $K_{IQ}$  să reprezinte tenacitatea la rupere  $K_{IC}$ , trebuie îndeplinită condiția:

$$B, a > 2,5 \left( \frac{K_{IQ}}{R_{p0,2}} \right)^2 \quad 6.2.2.4-1$$

Pentru cazul cercetat, relația 6.2.2.4-1 nu este satisfăcută, nici pentru temperaturi ridicate. Rezultă că valoarea determinată  $K_{IQ}$  nu poate fi acceptată ca tenacitate la rupere

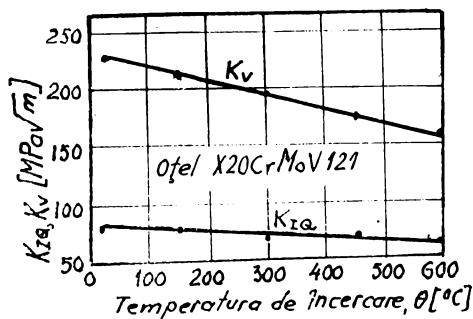


Fig.6.2.2.4-1 Variația lui  $K_{IQ}$  pentru oțelul X20CrMoV121

$K_{IC}$ .

În Fig.6.2.2.4-1, este prezentată variația lui  $K_{IQ}$  cu temperatura, pentru oțelul termorezistent X20CrMoV121, provenit dintr-o conductă neutilizată. Se poate constata scăderea acestei caracteristici, cu creșterea temperaturii de încercare. Oțelul are tendință de fragilizare cu creșterea temperaturii.

În acest caz, [S22], prevede utilizarea unor epruvete de dimensiuni mai mari, care să asigure existența unei stări plane de deformare, sau altui tip de epruvetă (exemplu,

epruvă Chevron). În cazul conductelor de abur din centralele termoelectrice, realizarea unor epruvete cu astfel de dimensiuni, nu a fost posibilă. Atunci s-a apelat la epruvete de tracțiune tip Chevron [B6], [B22], [D9], [K5], [N4], [S9] sau Tip C.

b) Pe epruvete sub formă de arc de cerc (Tip C) de tracțiune (Fig.6.2.2.3-1b)

În cazul utilizării epruvetelor Tip C de tracțiune, a rezultat pentru oțelul 12H1MF, la temperatura ambiantă,  $K_{IQ} = 52,25 \text{ MPam}^{0.5}$ . Nici în acest caz, relația 6.2.2.4-1 nu a fost satisfăcută. Și acest tip de epruvă, impune utilizarea epruvetelor Chevron, pentru determinarea tenacității la rupere.

c) Pe epruvete Chevron, (Fig.6.2.2.3-1c)

Utilizarea epruvetelor Chevron, pe lângă faptul că nu sunt impuse condiții de validare a rezultatelor, prezintă și avantajul că valoarea tenacității la rupere  $K_V$  nu este influențată de mărimea epruvetei. Convertirea tenacității la rupere  $K_V$  în  $K_{IC}$  se face ușor pe baza diagramei din Fig.3.3.1-4, [K5], [N4]. Diferența dintre cele două tenacități este mică, motiv pentru care de cele mai multe ori, tenacitatea la rupere este considerată chiar

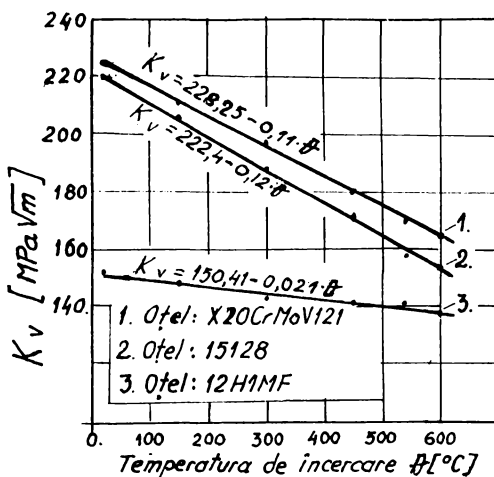


Fig.6.2.2.4-2 Tenacitatea la rupere  $K_V$ , oțeluri neutilizate

X20CrMoV121. După acest criteriu, oțelul termorezistent 12H1MF, este cel mai susceptibil la rupere fragilă. Pe diagrame sunt trecute și relațiile pentru determinarea tenacității la rupere  $K_V$  exprimate funcție de temperatura de încercare [ $^{\circ}\text{C}$ ].

Tenacitatea la rupere  $K_V$ , este influențată de durata de funcționare a conductei. În Fig.6.2.2.4-3, se prezintă variația tenacității la rupere  $K_V$  funcție de temperatură, pentru oțelul termorezistent 12H1MF iar în Fig.6.2.2.4-4, pentru oțelul 15128, provenite din

valoarea  $K_V$ . În Fig.6.2.2.4-2 este prezentată variația tenacității la rupere  $K_V$  în funcție de temperatura de încercare, pentru trei mărci de oțel termorezistent, provenite din conducte neutilizate [T.20]. Rezultă că tenacitatea la rupere, scade cu creșterea temperaturii. Creșterea temperaturii, mărește tendința spre rupere fragilă a oțelurilor cercetate. Tenacitatea la rupere este mai mică la oțelul 12H1MF, urmat de oțelul 15128, respectiv

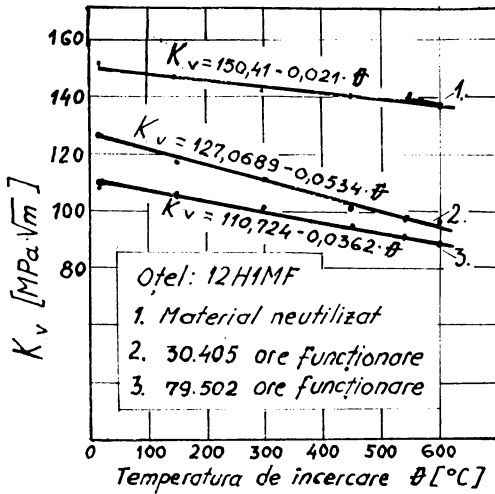


Fig.6.2.2.4-3 Variația  $K_v$  cu durata de funcționare, oțel 12H1MF

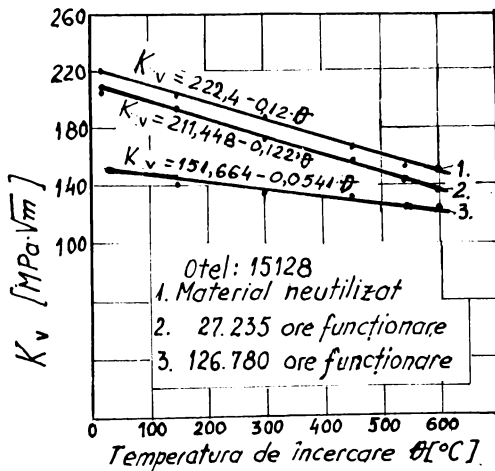


Fig.6.2.2.4-4 Variația  $K_v$  cu durata de funcționare, oțel 15128

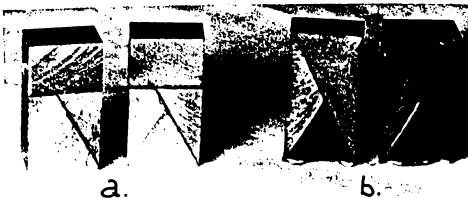


Fig.6.2.2.4-5 Aspectul suprafeței de rupere, epruvetă Chevron

conduce cu durate de funcționare diferite.

Pentru ambele mărci de oțel termorezistent, tenacitatea la rupere  $K_v$ , scade cu creșterea duratei de funcționare a conductei, deci creșterea duratei de funcționare a conductei, conduce la mărirea tendinței spre rupere fragilă a oțelurilor termorezistente cercetate. Chiar dacă materialul provine dintr-o conductă care a funcționat un anumit număr de ore, se menține tendința de micșorare a tenacității la rupere  $K_v$ , cu creșterea temperaturii.

Rezultatele obținute pentru tenacitatea la rupere  $K_v$ , sunt confirmate de cele rezultate prin cercetări metalografice, diagrama caracteristică la tracțiune și reziliența KCU2.

De asemenea, aspectul suprafeței de rupere este în concordanță cu rezultatele obținute pe baza tenacității la rupere  $K_v$ .

În Fig.6.2.2.4-5, se prezintă aspectul suprafeței de rupere, pentru epruveta Chevron utilizată.

În Fig.6.2.2.4-1, se prezintă în comparație, pentru oțelul termorezistent X20CrMoV121, variația tenacității  $K_{I0}$  determinată pe epruvete compact de tracțiune,

respectiv tenacitatea la rupere  $K_V$ , determinată pe epruvete Chevron. Tenacitatea  $K_{IQ}$  este mai mică decât tenacitatea la rupere  $K_V$ . Explicația constă în faptul că  $K_{IQ}$  este influențată

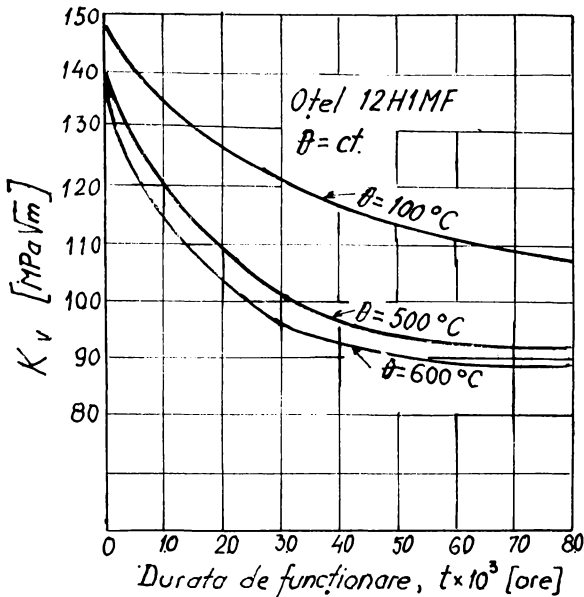


Fig.6.2.2.4-6 Variația lui  $K_V$  cu durata de funcționare la temperatură constantă, oțel 12H1MF

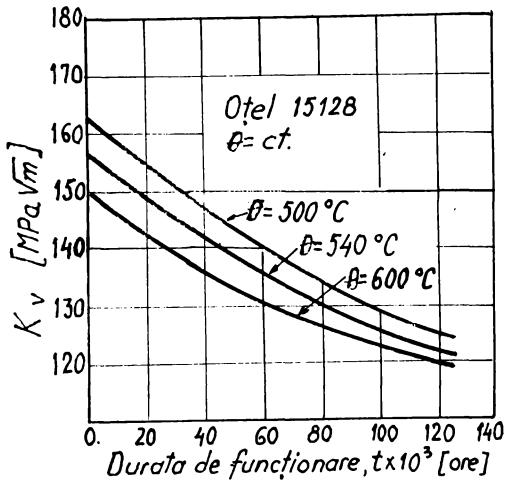


Fig.6.2.2.4-7 Variația lui  $K_V$  cu durata de funcționare la temperatură constantă, oțel 15128

de dimensiunile epruvetei utilizate și nu reprezintă exact tenacitatea la rupere  $K_{IC}$ .

Pentru aceeași temperatură de încercare, în funcție de durata de funcționare a conductei, tenacitatea la rupere  $K_V$ , variază ca în Fig.6.2.2.4-6, respectiv Fig.6.2.2.4-7.

Se observă că tenacitatea la rupere  $K_V$  scade cu creșterea temperaturii de încercare. La durate foarte mari de funcționare a conductei, tenacitatea la rupere  $K_V$ , tinde spre aceeași valoare, indiferent de temperatura de încercare.

d) Pe epruvete de reziliență (Fig.6.2.2.3-1d)

Pe epruvete de reziliență [C3], s-a determinat deplasarea critică la vârful fisurii,  $\delta_c$ . Determinarea deplasării la vârful fisurii, s-a făcut prin măsurarea unor dimensiuni pe cale optică, cu ajutorul unui micrometru cu lupă.

având o putere de mărire de 50 de ori. Cu notațiile din Fig.6.2.2.4-8, deplasarea la vârful fisurii  $\delta$ , este dată de relația:

$$\delta = (u_1 - \delta_0) - \frac{a}{v}(u_1 - u_2) \quad 6.2.2.4-1$$

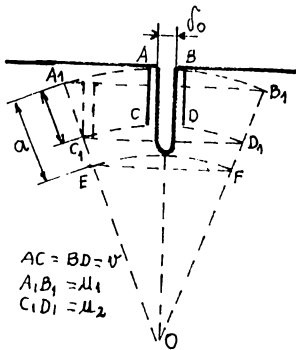


Fig.6.2.2.4-8 Deplasarea la vârful fisurii,  $\delta$

Deplasarea critică la vârful fisurii  $\delta_c$ , s-a considerat aceea valoare a lui  $\delta$ , pentru care fisura devine vizibilă pe fețele laterale ale epruvetei. În Fig.6.2.2.4-9, se prezintă variația deplasării critice la vârful fisurii  $\delta_c$ , funcție de temperatura de încercare, pentru oțelul termorezistent

X20CrMoV121, rezultat dintr-o conductă neutilizată [15], iar în Fig.6.2.2.4-10, aceeași caracteristică dar numai pe intervalul de temperatură 500...600° C, interval ce acoperă și domeniul normal de funcționare al conductei.

Utilizând relația de legătură dintre  $K_{IC}$  și  $\delta_c$  (rel.3.4-3), s-a determinat tenacitatea la rupere  $K_{IC}$ .

Variația tenacității la rupere  $K_{IC}$ , determinată pe baza relației 3.4-3 este prezentată în Fig.6.2.2.4-11. În aceeași diagramă este reprezentată și variația tenacității la rupere  $K_V$  pentru același oțel și aceeași durată de funcționare. Se poate constata că, tenacitatea la rupere  $K_{IC}$  determinată pe baza deplasării critice la vârful fisurii, metoda Cioclov, este mai mare decât tenacitatea la rupere  $K_V$ , determinată pe epruvete Chevron. Acest lucru se datorează faptului că,

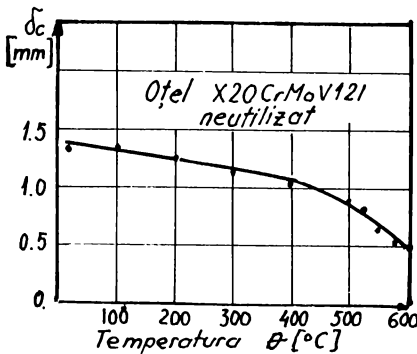


Fig.6.2.2.4-9 Variația lui  $\delta_c$ , cu temperatura, oțel X20CrMoV121, neutilizat

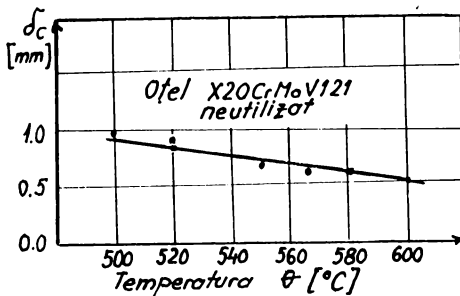


Fig.6.2.2.4-10 Variația  $\delta_c$  pe interval restrâns de temperatură, oțel X20CrMoV121, neutilizat

deplasarea critică la vârful fisurii a fost considerată deplasarea la vârful fisurii în

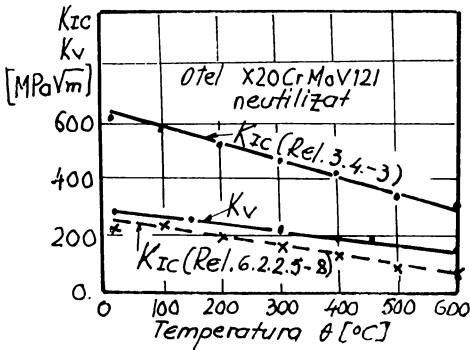


Fig.6.2.2.4-11 Variația lui  $K_{1C}$  determinat pe baza lui  $\delta_c$ , oțel X20CrMoV121, neutilizat

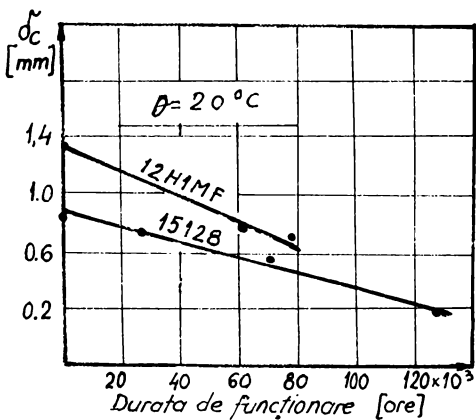


Fig.6.2.2.4-12 Variația lui  $\delta_c$  cu durata de funcționare a conductei, pentru două oțeluri termorezistente

la vârful fisurii  $\delta_c$ , pentru oțelul termorezistent X20CrMoV121, neutilizat.

Metoda propusă de Cioclov [C3], pentru determinarea deplasării critice la vârful fisurii este ușor de aplicat, dar rezultatele obținute nu sunt corespunzătoare, motiv pentru care nu o recomandăm să fie utilizată la determinarea tenacității la rupere a oțelurilor.

momentul în care extensia fisurii a devenit vizibilă pe fețele laterale ale epruvetei și nu aceea din momentul constatării primei extensii a fisurii. În această situație,  $\delta_c$  marchează nu prima inițiere a extensiei fisurii, ci stadiul în care fisura are deja o anumită extensie (ajungând la fețele laterale ale epruvetei). Valori mai mari pentru deplasarea critică la vârful fisurii decât cele reale, conduc implicit la valori mai

mari pentru tenacitatea la rupere  $K_{1C}$ . Influența duratei de funcționare a conductei, asupra deplasării critice la vârful fisurii, pentru câteva oțeluri termorezistente, sunt prezentate în Fig.6.2.2.4-12.

Tenacitatea la rupere exprimată prin deplasarea critică la vârful fisurii  $\delta_c$ , scade cu creșterea duratei de funcționare a conductei.

În Fig.6.2.2.4-13, se prezintă variația tenacității la rupere  $K_{1C}$  și  $J_C$ , determinate pe baza deplasării critice



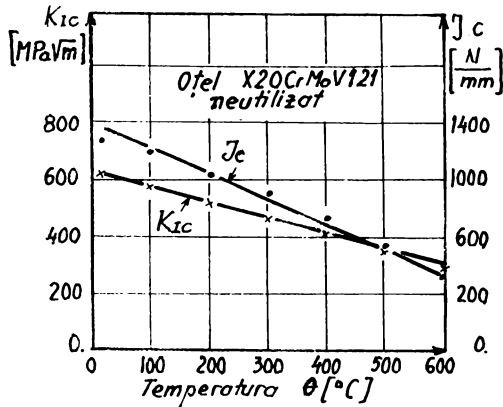


Fig.6.2.2.4-13 Variația lui  $K_{1c}$  și  $J_c$  determinate pe baza lui  $\delta_c$ , oțel X20CrMoV121, neutilizat

#### 6.2.2.5. Determinarea tenacității la rupere, prin intermediul altor caracteristici de tenacitate

Deplasarea critică la vârful fisurii  $\delta_c$ , s-a determinat pe baza tenacității la rupere  $K_{1c}$ , utilizând relația 3.4-5. În această relație s-a ținut seama de faptul că atât  $\sigma_m$  cât și modulul de elasticitate longitudinal al materialului conductei, sunt funcții de temperatura de încercare,  $\theta$ . În acest caz, relația 3.4-5, conduce la:

$$\delta_c(\theta) = \frac{K_V^2(\theta)}{0,7E(\theta) (R_{p0,2}(\theta) + R_m(\theta))} \quad 6.2.2.5-1$$

Pentru modulul de elasticitate longitudinal  $E$ , s-au utilizat relațiile din Tabelul 6.2.2.5-1.

Tabelul 6.2.2.5-1 Relații pentru modulul de elasticitate  $E$

Marca oțelului	Domeniul de temperatură $\theta$ [°C]	Expresia lui $E$ , [MPa]
12H1MF	20...300	$1,6 \cdot 10^5$
	300...600	$1,61 \cdot 10^5 - 2,33 \cdot \theta$
15,128	20...300	$1,9 \cdot 10^5$
	300...600	$2,45 \cdot 10^5 - 183,33 \cdot \theta$
X20CrMoV121	20...600	$2,319 \cdot 10^5 - 96,551 \cdot \theta$

La mărcile de oțel 12H1MF și 15128, până la 300°C, modificarea modulului de elasticitate longitudinal cu temperatura a fost nesemnificativă. Pe acest interval, el a fost considerat constant. Legile de variație ale limitei de curgere convenșionale și a rezistenței la rupere, funcție de temperatura de încercare, sunt prezentate în Tabelul 6.2.2.5-2.

Tabelul 6.2.2.5-2 Variația lui  $R_{p0,2}$  și  $R_m$  cu temperatura de încercare

Marcă oțel	Domeniul de temperatură [°C]	Expresia lui:	
		$R_{p0,2}$ [MPa]	$R_m$ [MPa]
12H1MF	20...300	380	450
	300...600	$515 - 0,45\theta$	$570 - 0,4\theta$
15.128	20...300	470	570
	300...600	$665 - 0,65\theta$	$780 - 0,7\theta$
X20CrMoV121	20...300	591	704
	300...600	$885 - 0,98\theta$	$998 - 0,98\theta$

Și în cazul limitei de curgere convenșionale și a rezistenței la rupere, pe primul interval de temperatură, aceste caracteristici mecanice, pot fi considerate constante. Pentru simplificarea calculelor, limita superioară a primului interval de temperatură, s-a considerat tot 300°C.

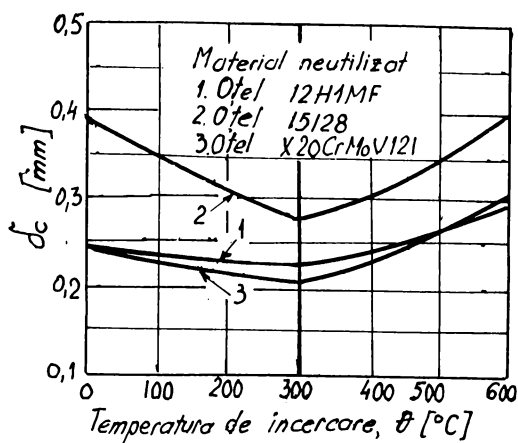


Fig.6.2.2.5-1 Variația lui  $\delta_c$ , determinat cu relația 6.2.2.5-1

Rezultatele obținute pentru deplasarea critică la vârful fisurii  $\delta_c$ , determinată cu relația 6.2.2.5-1, sunt prezentate în Fig.6.2.2.5-1.

Dacă se ține seama de variația cu temperatura a tuturor mărimilor care intervin în relația 6.2.2.5-1, (ca în Fig.6.2.2.5-1), tenacitatea la rupere  $\delta_c$  scade pe primul interval de temperatură, ca peste 300°C aceasta să crească. Micșorarea numitorului relației 6.2.2.5-1 pe intervalul 300...600°C, este mai

pronunțată decât micșorarea număratorului, ceea ce explică creșterea valorii lui  $\delta_c$  pe acest interval de temperatură.

Creșterea tenacității la rupere  $\delta_c$  pe intervalul 300...600°C, nu corespunde cu concluziile rezultate din analiza tenacității la rupere  $K_V$ .

În cazul în care s-a considerat că modulul de elasticitate longitudinal  $E$ , este neinfluențat de temperatură de încercare (Fig.6.2.2.4-10), atât  $\delta_c$  cât și  $K_V$ , conduc la același rezultat.

În [P2], se consideră ca prag de tranziție între comportarea ductil-fragilă la rupere, valoarea  $\delta_c = 0,25$  mm. Valori mai mari decât acest prag, prezintă oțelurile cu o comportare ductilă la rupere. Pe baza acestei considerații, oțelurile cercetate, în jurul temperaturii de funcționare a conductei, prezintă o tendință de rupere ductilă, dar pragul de separație ductil-fragil, este destul de aproape.

În aceleași condiții de determinare ale lui  $\delta_c$ , relațiile 3.4-1 și 3.4-2, pentru determinarea integralei critice de contur  $J_C$  prin intermediul tenacității la rupere  $K_V$ , devin:

- pentru starea plană de deformație:

$$J_C(\theta) = \frac{1-\mu^2}{E(\theta)} [K_V(\theta)]^2 \quad 6.2.2.5-2$$

- pentru starea plană de tensiune:

$$J_C(\theta) = \frac{[K_V(\theta)]^2}{E(\theta)} \quad 6.2.2.5-3$$

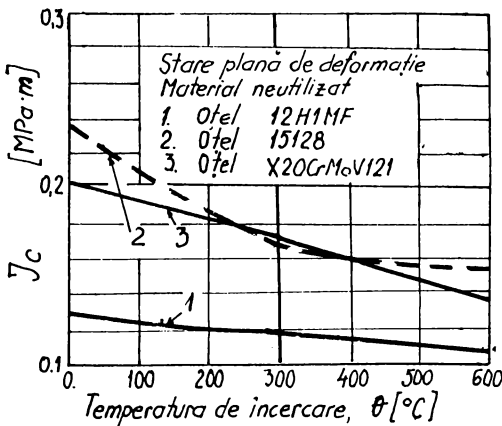


Fig.6.2.2.5-2 Variația lui  $J_C$  în cazul stării plane de deformație

Pe baza relațiilor 6.2.2.5-2 și 6.2.2.5-3, s-au obținut diagramele de variație ale integralei critice de contur  $J_C$ , diagrame prezentate în Fig.6.2.2.5-2 și Fig.6.2.2.5-3.

Integrala critică de contur  $J_C$  scade cu temperatura pe tot intervalul de temperatură cercetat (20...600)° C). Valorile lui  $J_C$  sunt mai mari în cazul stării plane de tensiune.

Diagramele de la punctul 6.2.2.5 au fost trasate cu ajutorul calculatorului, utilizând programul

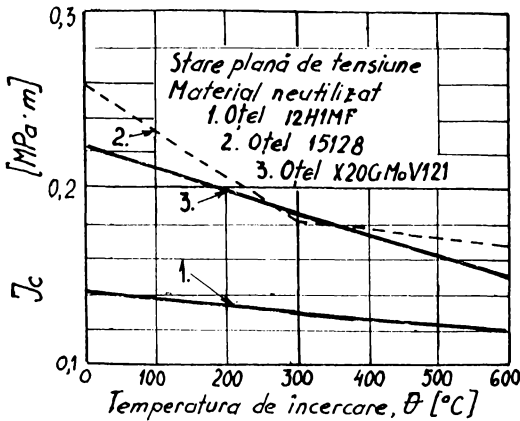


Fig.6.2.2.5-3 Variația lui  $J_c$  în cazul stării plane de tensiune

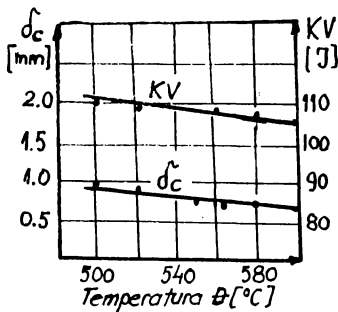


Fig.6.2.2.5-4 Variația lui KV și  $\delta_c$  pentru oțelul X20CrMoV121

caracteristici [T4], pe un interval de temperatură, care să cuprindă și temperatura normală de funcționare a conductei.

S-a considerat că între deplasarea critică la vârful fisurii  $\delta_c$  și energia la rupere KV, există o relație de forma:

$$\delta_c = b_1 + b_2 KV \quad 6.2.2.5-4$$

unde:

$$b_1 = \bar{\delta}_c - b_2 \overline{KV} \quad 6.2.2.5-5a$$

$$b_2 = \frac{\sum_{i=1}^n (KV_i - \overline{KV})(\delta_{ci} - \bar{\delta}_c)}{\sum_{i=1}^n (KV_i - \overline{KV})^2} \quad 6.2.2.5-5b$$

$\overline{KV}$  - valoarea medie a energiei la rupere KV,

$\bar{\delta}_c$  - valoarea medie a lui  $\delta_c$ .

În literatura de specialitate, se întâlnește o serie de relații între caracteristicile de tenacitate la rupere și alte caracteristici mecanice, ca de exemplu, energia la rupere KV.

Având în vedere că între  $\delta_c$  (determinată experimental) și KV pentru oțelul X20CrMoV121, există o bună concordanță în aprecierea comportării oțelului, (Fig.6.2.2.5-4) s-a încercat găsirea unei relații între cele două

$n$  - numărul de epruvete încercate la fiecare temperatură (pentru KV,  $n=10$  iar pentru  $\delta_c$ ,  $n=5$ ).

Pentru încercările efectuate s-a obținut:

$$b_1 = -2,78 \qquad b_2 = 0,033 \qquad \mathbf{6.2.2.5-6}$$

Cu aceste valori, relația 6.2.2.5-4, care exprimă legătura dintre deplasarea critică la vârful fisurii  $\delta_c$  și energia la rupere KV în intervalul de temperatură 500...600<sup>o</sup> C, devine:

$$\delta_c = -2,78 + 0,033 \text{ KV} \quad [\text{mm}] \qquad \mathbf{6.2.2.5-7}$$

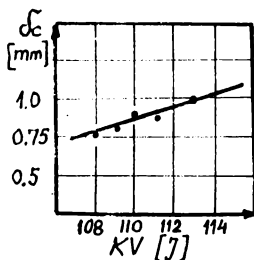


Fig.6.2.2.5-5 Legătura dintre KV și  $\delta_c$

unde:

KV se exprimă în [J].

Această legătură este prezentată grafic în Fig.6.2.2.5-5.

Ținând seama de legătura care există între  $K_{IC}$  și  $\delta_c$  relația 3.4-5, pentru tenacitatea la rupere  $K_{IC}$ , corespunzătoare oțelului termorezistent X20CrMoV121, capătă forma:

$$K_{IC} = \sqrt{1,4E\sigma_m(-2,78 + 0,33 \text{ KV})} \qquad \mathbf{6.2.2.5-8}$$

Variația tenacității  $K_{IC}$  cu temperatura, determinată pe baza relației 6.2.2.5-8, este prezentată în Fig.6.2.2.4-11. Se poate constata că, pentru oțelul analizat, valorile tenacității la rupere  $K_{IC}$ , determinată pe baza energiei la rupere KV, este apropiată de tenacitatea la rupere  $K_V$ , determinată pe epruvete Chevron.

### 6.2.2.6 Concluzii

Toate caracteristicile de tenacitate la rupere ( $K_{IC}$ ,  $K_V$ ,  $\delta_c$ ,  $J_C$ ) determinate pe baza principiilor Mecanicii Ruperii, au evidențiat faptul că tenacitatea la rupere scade cu creșterea temperaturii. Excepție a făcut doar deplasarea critică la vârful fisurii  $\delta_c$  determinată pe baza caracteristicii  $K_V$  și numai pe intervalul de temperatură 300...600<sup>o</sup>C, atunci când s-a considerat că toate mărimile depind de temperatura de încercare. Trebuie evidențiat faptul că această caracteristică ( $\delta_c$ ) a fost determinată pe baza unei relații și nu determinată experimental.

De asemenea și creșterea duratei de funcționare a conductei, evidențiază o tendință de fragilizare a oțelurilor termorezistente.

Caracteristicile de tenacitate determinate pe baza principiilor Mecanicii Ruperii, trebuie utilizate cât mai mult în cercetarea experimentală, deoarece se referă la corpuri cu fisuri și au și o bază teoretică bine fundamentată.

### 6.3 Concluzii finale asupra încercărilor experimentale efectuate

La fiecare grup de încercări experimentale s-au tras concluziile corespunzătoare.

Se poate evidenția faptul că, cele mai multe caracteristici de apreciere a comportării la rupere a oțelurilor cercetate, fie că sunt de mecanica ruperii sau clasice, conduc la ideea că tendința spre rupere fragilă se accentuează cu creșterea temperaturii de încercare și a duratei de funcționare a conductei.

Nu se recomandă determinarea unor caracteristici de tenacitate la rupere prin intermediul altor caracteristici.

Dacă se ține seama de dependența de diferiți factori a tuturor mărimilor care intră în relațiile respective, pot apărea diferențe mari față de rezultatele obținute pe cale directă, experimentală.

Atunci când se urmărește aprecierea comportării la rupere a unor oțeluri, este bine a se determina cât mai multe caracteristici de tenacitate, iar concluziile finale, să fie trase numai după analizarea tuturor rezultatelor.

În cazul oțelurilor termorezistente cercetate, se poate afirma că în condițiile specifice, acestea își măresc sensibilitatea la rupere fragilă, atât cu creșterea temperaturii de încercare, dar mai ales cu creșterea duratei de funcționare a conductei.

Rezultatele obținute pe baza tenacității la rupere ( $K_{IC}$ ,  $K_V$ ,  $\delta_c$ ,  $J_C$ ) sunt în bună corelație cu cele obținute prin cercetări metalografice și cu unele obținute prin încercări clasice.

Un exemplu privind modul în care se utilizează caracteristicile de tenacitate la rupere, pentru determinarea siguranței în funcționare a conductelor fisurate, este prezentat în Capitolul 7. Exemplificarea este făcută pentru o conductă de abur dintr-o centrală termoelectrică românească.

## CAPITOLUL 7: EXEMPLU DE CALCUL AL UNEI CONDUCTE DE ABUR FISURATE

Într-o conductă de abur dintr-o centrală termoelectrică, confecționată din oțel termorezistent X20CrMoV121, s-a depistat la interior o fisură longitudinală de suprafață de adâncime  $a_i = 4,75$  mm ( $a_i / h = 1/8$ ). Conducta are dimensiunile:  $R_i = 120$  mm,  $h = 38$  mm și se află în regim normal de funcționare:  $p = 14$  MPa,  $\theta = 540^\circ$  C. Fisura se află într-o zonă unde stratul de izolație al conductei este necorespunzător. La acest regim de funcționare, pentru materialul conductei se cunosc:  $\sigma_c = R_{1,0,2} = 355$  MPa,  $\sigma_r = R_m = 469$  MPa,  $E = 1,79 \cdot 10^5$  MPa,  $\mu = 0,32$ ,  $C = 2,09 \cdot 10^{11}$ ,  $m = 3$ ,  $K_{Ic} = K_{Iv} = 169$  MPa m<sup>1/2</sup>.

Se pune următoarea întrebare: cât de periculoasă este această fisură și în ce măsură se poate propaga instabil, reprezentând un pericol pentru funcționarea centralei?

### 7.1 Calculul coeficientului de siguranță față de ruperea instabilă

Fisura longitudinală depistată este deschisă după Modul I de către tensiunea normală circumferențială  $\sigma_t$ , a cărei valoare maximă la interiorul conductei, este:

$$\sigma_{tmax} = \frac{R_i^2 + R_c^2}{R_c^2 - R_i^2} p = 52,16 \text{ MPa} \quad 7.1-1$$

Stabilirea criteriului de evaluare a siguranței în exploatare se face pe baza curbelor R6, trasate pentru această conductă (Fig.3.5-3). Mărimile de definire a curbei R6, sunt  $S_r$  și  $K_1$ . Factorul  $S_r$ , calculat pe baza relației 3.5.-5, este:

$$S_r = \frac{\sigma_{tmax}}{\sigma_c} = 0,147 \quad 7.1-2$$

Pentru determinarea factorului  $K_1$ , se calculează factorul de intensitate al tensiunii  $K_1$  corespunzător fisurii.

Valoarea factorului de intensitate al tensiunii ce corespunde numai presiunii interioare  $K_1$ , calculat cu relația 5.2-8, este:

$$K_1 = 269,2 \text{ MPa} \sqrt{\text{mm}} \quad 7.1-3$$

Conducta fiind izolată necorespunzător în zona în care este prezentă fisura, între suprafața interioară și cea exterioară a fisurii, apare o diferență de temperatură. Făcând măsurătorile, se constată că spre exemplu, această diferență de temperatură este  $\Delta\theta = 80^\circ\text{C}$ , cu  $\theta_i > \theta_e$ . Corespunzător acestei diferențe de temperatură  $\Delta\theta$ , din Fig.5.9-2 sau Fig.5.9-5, rezultă că fisura nu este influențată de această diferență de temperatură. Deci, factorul de intensitate al tensiunii  $K_{I,\theta}$  ce corespunde diferenței de temperatură  $\Delta\theta$ , este:

$$K_{I,\theta} = 0 \quad 7.1-4$$

În general, temperatura din interiorul conductei nu este constantă, ea oscilând uneori în limite destul de largi. Considerăm că la un moment dat, la interiorul conductei are loc un șoc termic de răcire, de valoare  $\Delta\theta_s = 65^\circ\text{C}$ .

Din diagramele din Fig.5.8-7, rezultă că valoarea maximă a factorului de intensitate ce corespunde aceluia șoc termic  $K_{I,s}$ , este:

$$\frac{K_{I,s}}{\Delta\theta_s} = 10,4$$

Deci:

$$K_{I,s} = 10,4 \cdot 65 = 682,5 \text{ MPa mm}^{1/2} \quad 7.1-5$$

Factorul de intensitate al tensiunii rezultat,  $K_{I,rez}$ , este:

$$K_{I,rez} = K_I + K_{I,\theta} + K_{I,s} = 269,2 + 0 + 682,5 = 951,7 \text{ MPa } \sqrt{\text{mm}} \quad 7.1-6$$

Acum se poate determina factorul  $K_r$  (rel.3.5-5):

$$K_r = \frac{K_{I,rez}}{K_{Ic}} = 0,178 \quad 7.1-7$$

Rezultă valoarea raportului:

$$\frac{K_r}{S_r} = 1,21 \quad 7.1-8$$

sau:

$$K_r = 1,21 S_r \quad 7.1-9$$

Starea fisurii definită prin punctul de coordonate (0,178; 0,147), cade în domeniul valabilității mecanicii ruperii liniar elastice (MRE), (Fig.3.5-3; Fig.3.5-5). În acest caz, ca și criteriu de apreciere a siguranței în exploatare a conductei, se utilizează factorul de intensitate al tensiunii  $K_I$ .



Siguranța în exploatare a conductei, este dată de coeficientul de siguranță  $c_k$  față de propagarea instabilă a fisurii, calculat cu relația 3.8-1:

$$c_k = \frac{K_{IC}}{K_{1,rez}} = 5,61 \quad 7.1-10$$

Coeficientul de siguranță determinat, este destul de mare, ceea ce înseamnă că fisura cercetată, prezintă o bună siguranță față de propagarea sa instabilă.

## 7.2 Calculul la propagarea prin oboseală a fisurii

Atât presiunea interioară cât și variația de temperatură din peretele conductei și șocurile termice, supun conducta la solicitări variabile. Considerăm ca ciclul de solicitare, ciclul pulsant, cauzat de pornirile și opririle repetate ale centralei. În cazul conductelor de abur, ciclul pulsant produce cea mai mare variație a factorului de intensitate al tensiunii:

$$\Delta K = K_{I_{max}} - K_{I_{min}} \quad 7.2-1$$

unde, pentru ciclul pulsant,  $K_{I_{min}} = 0$ , și deci:

$$\Delta K = K_{I_{max}} \quad 7.2-2$$

Pentru calculul propagării prin oboseală, (determinarea durabilității conductei), trebuie determinată dimensiunea critică a fisurii,  $a_c$ . Dimensiunea critică a fisurii, este acea dimensiune a fisurii la care are loc propagarea instabilă a sa, sau la care valoarea factorului de intensitate atinge valoarea  $K_{IC}$ .

Calculăm valoarea factorului de intensitate al tensiunii rezultat, pentru cazul când fisura a străbătut toată grosimea peretelui. Procedând ca la punctul 7.1, pentru  $a = h = 38$  mm, rezultă:

$$K_{1,rez} = K_1 + K_{1,\theta} + K_{1,S} = 3703,3 + 7,9 \cdot 80 + 0 = 4335,3 \text{ MPa} \sqrt{\text{mm}} \quad 7.2-3$$

Se constată că:

$$K_{1,rez} = 4335,3 \text{ MPa} \sqrt{\text{mm}} < K_{IC} = 5344,25 \text{ MPa} \sqrt{\text{mm}} \quad 7.2-4$$

Înseamnă că fisura studiată, nu atinge starea critică până la străpungerea grosimii peretelui conductei. La fisurarea completă a peretelui conductei, coeficientul de siguranță este:

$$c_k = \frac{5344,25}{4335,3} = 1,232 \quad 7.2-5$$

adică, o valoare mică. În această situație, fisura ajunsă la suprafața exterioară a conductei, nu întrunește condițiile propagării instabile, dar prezintă un coeficient de siguranță mult prea mic, neacceptat în cazul conductelor de abur.

În cazul în care dimensiunea critică a fisurii  $a_c$  este mai mare decât grosimea peretelui conductei  $h$ , calculul la durabilitate al conductei, se face între limitele  $a_1$  și  $a_1 = h$ .

Durabilitatea conductei, exprimată prin numărul de cicluri de solicitare pentru care fisura atinge valoarea critică sau în cazul nostru ajunge la suprafața exterioară a conductei, se determină cu relația 3.6-12, unde  $a_1 = a_0 = 4,75$  mm și  $a_1 = h = 38$  mm,  $R_s = 0$  (pentru ciclul pulsant).

După rezolvarea relației 3.6-12, se obține:

$$N_c = 3684 \text{ cicluri} \quad 7.2-8$$

Cunoscând numărul de porniri și opriri zilnice ale centralei, se determină durata de viață a conductei, exprimată în ani necesari pentru ca fisura în cazul nostru să străbată peretele conductei. considerăm că centrala termoelectrică se pornește și oprește de două ori pe zi, ceea ce înseamnă aproximativ 730 porniri-opriri în decursul unui an ( $n_c = 730$ ). Durata de viață a conductei  $V$  (relația 3.6-1) este:

$$V = \frac{N_c}{n_c} = \frac{3684}{730} = 5,04 \text{ ani} \quad 7.2-9$$

Se poate observa că o creștere a numărului de porniri-opriri ale centralei, conduce la o scădere drastică a duratei de viață a conductei.

### 7.3 Concluzii

Fisura cercetată nu prezintă un pericol real pentru conductă (eventual pentru centrală) și o eventuală înlocuire a ei este nejustificată. Menținerea încă în exploatare a acestei conducte, conduce la mari economii pentru centrală.

Cu tot calculul efectuat, urmărirea dezvoltării în timp a fisurii este necesară, deoarece calculul prezentat nu a putut ține seama de toți factorii de influență ai propagării prin oboseală a fisurii.

Cu toate neajunsurile sale, acest calcul este de un real folos pentru cei care exploatează conducte de abur și nu numai.

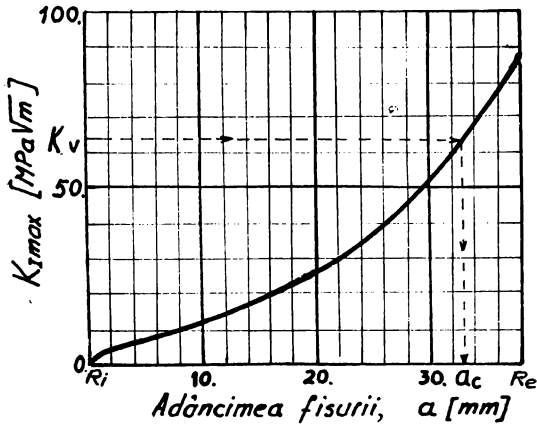


Fig.7.3-1 Variația factorului de intensitate al tensiunii datorat presiunii interioare, pentru conducta cercetată

rezultant ( $K_{I,rez}$ ) precum și a dimensiunii critice  $a_c$  sau finale  $a_f$  a fisurii, necesare calculului de propagare prin oboseală a acesteea.

Calculul conductelor de abur, poate fi făcut rapid și cu o mai mare precizie, dacă se întocmește un program de calcul adecvat calculatorului electronic. Un astfel de program a fost întocmit pe baza schemei logice, prezentată în Capitolul 8.

De un anumit folos sunt și diagramele de variație a factorului de intensitate al tensiunii cu adâncimea fisurii.

În Fig.7.3-1 se prezintă variația factorului de intensitate al tensiunii ce corespunde presiunii interioare ( $K_I$ ), pentru cazul prezentat. Acest tip de diagramă ușurează mult determinarea valorii factorului de intensitate al tensiunii

## CAPITOLUL 8: PROGRAM DE CALCUL AL CONDUCTELOR FISURATE

În vederea unui calcul rapid și precis al conductelor care prezintă fisuri, s-a întocmit programul **FIS96**, care poate fi rulat pe orice computer care are instalat sistemul de operare DOS sau WINDOWS.

Calculul se face numai pentru fisuri longitudinale (de suprafață sau străpunse) sau circumferențiale (de suprafață sau străpunse).

Pentru conductele supuse la presiune interioară și având fisuri de suprafață, programul include în calcul și cazul când între suprafața interioară și cea exterioară, există o diferență de temperatură  $\Delta\theta$ . De asemenea calculul se referă și la durabilitatea conductei datorită fenomenului de oboseală.

Mărimile care se afișează ca rezultate finale sunt:

- valoarea maximă a factorului de intensitate al tensiunii,  $K_{lmax}$ ,
- coeficientul de siguranță față de propagarea instabilă a fisurii,  $c_k$ ,
- durabilitatea conductei,  $N_c$ , exprimată în număr de cicluri pentru care fisura existentă atinge dimensiunea critică, sau se extinde până la suprafața exterioară a conductei,
- durata de viață a conductei,  $V$ , exprimată în ani necesari ca fisura să atingă dimensiunea critică, sau să se extindă până la suprafața exterioară a conductei.

Funcționarea programului FIS96 se face pe baza schemei logice, prezentată în Fig.8.1.

În Fig.8.2, se prezintă o secvență a programului, extrasă de pe monitorul computerului la începutul rulării unui exemplu de calcul, iar în Fig.8.3, se arată modul în care sunt prezentate rezultatele finale.

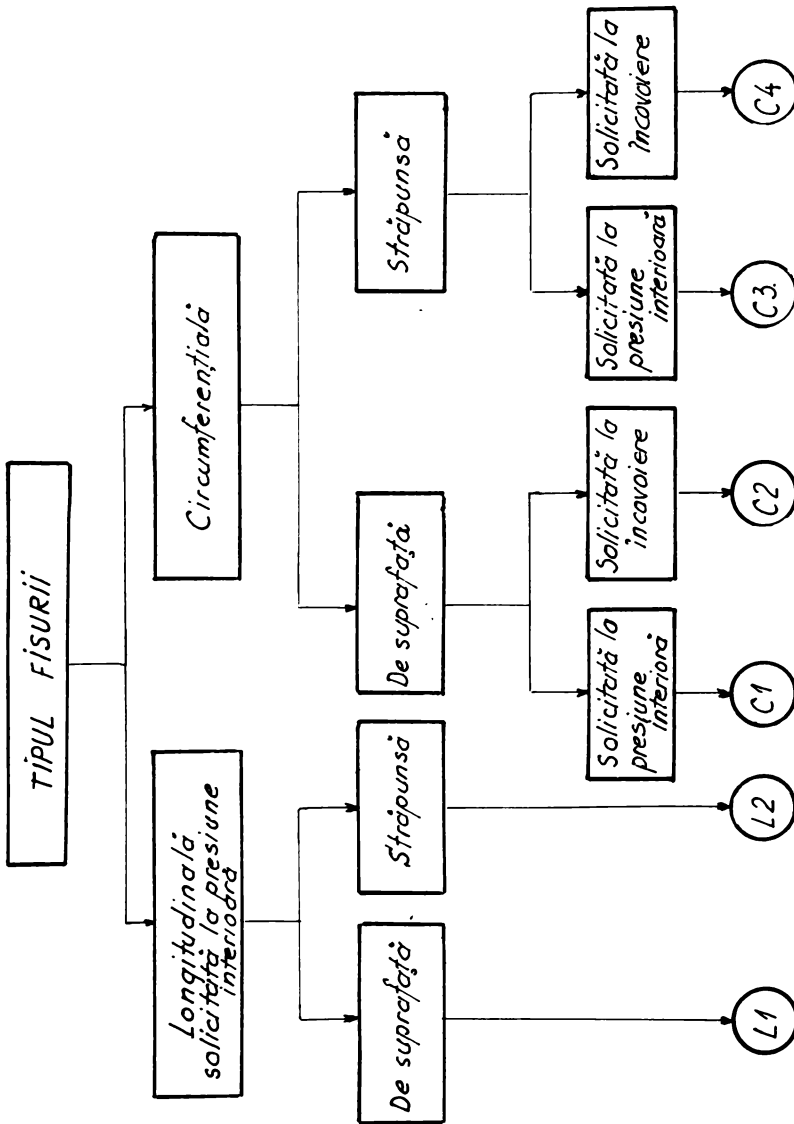
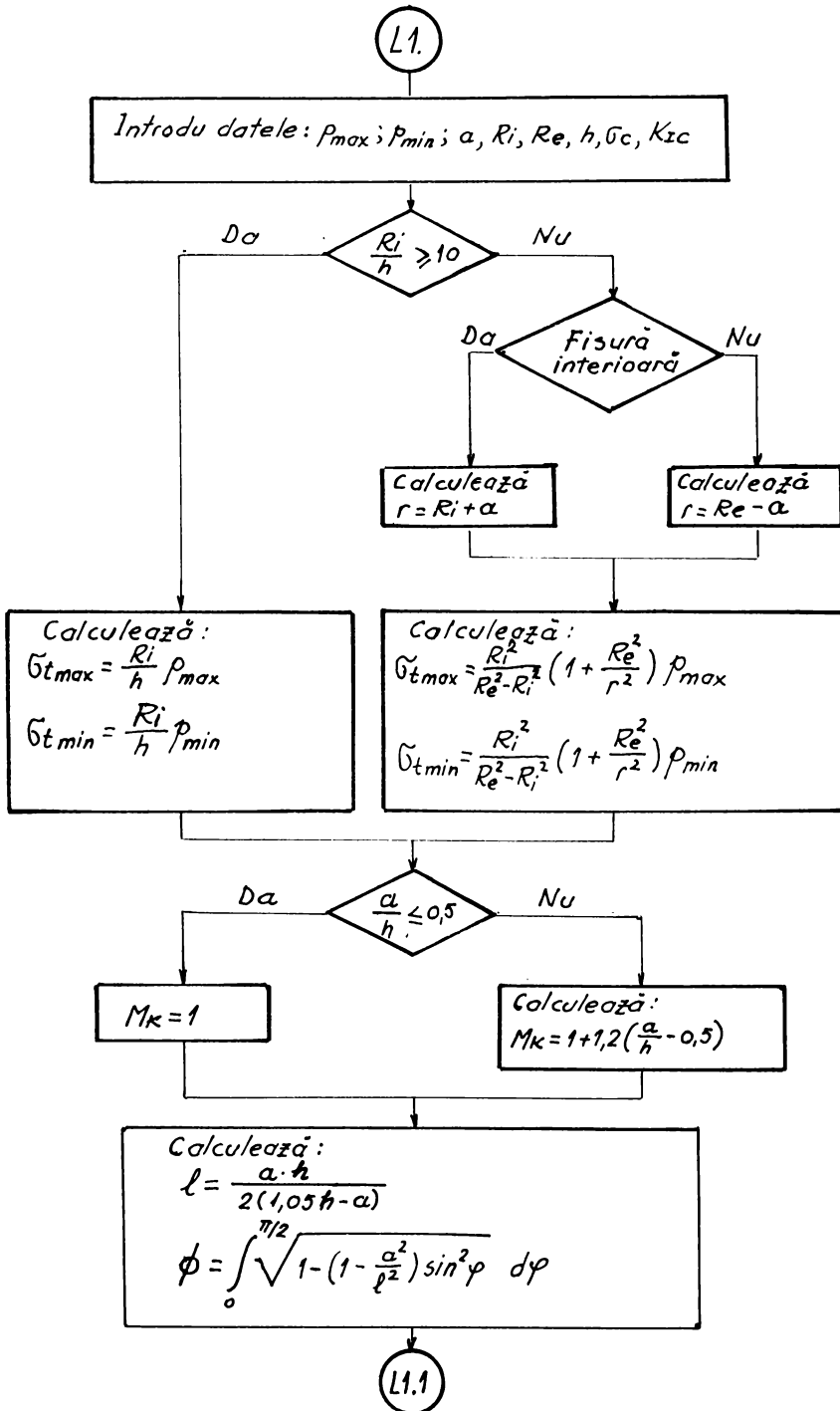
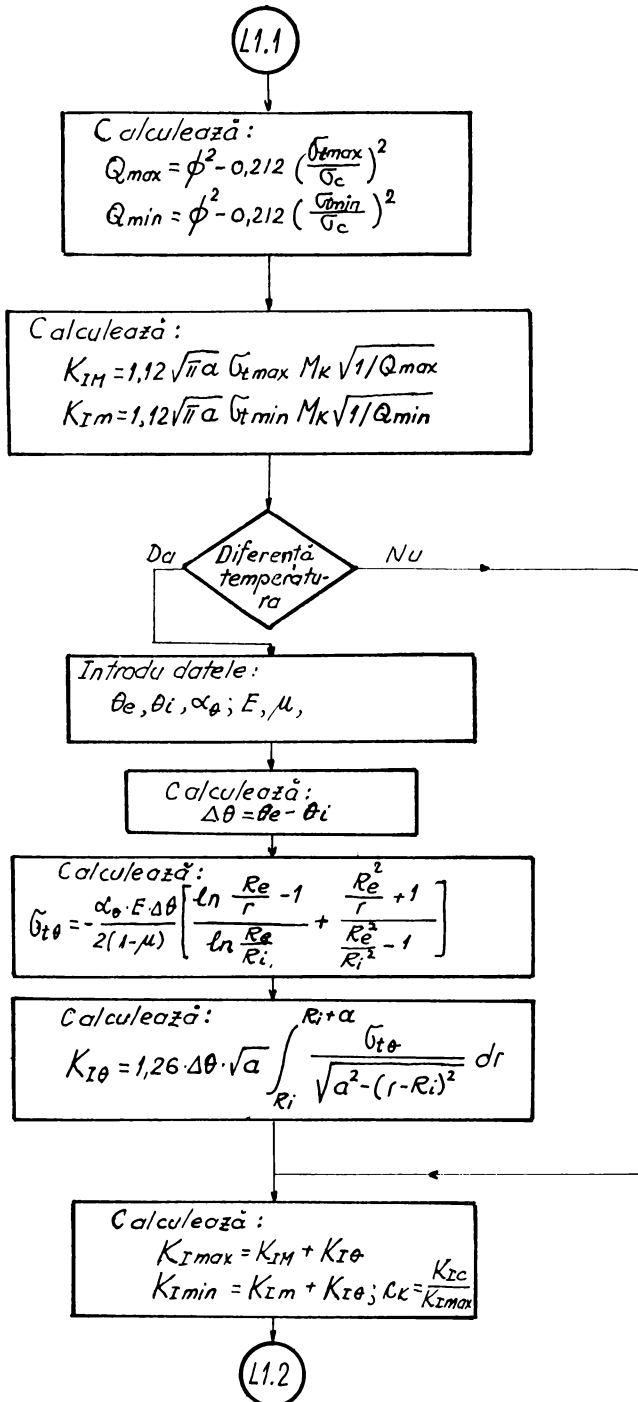
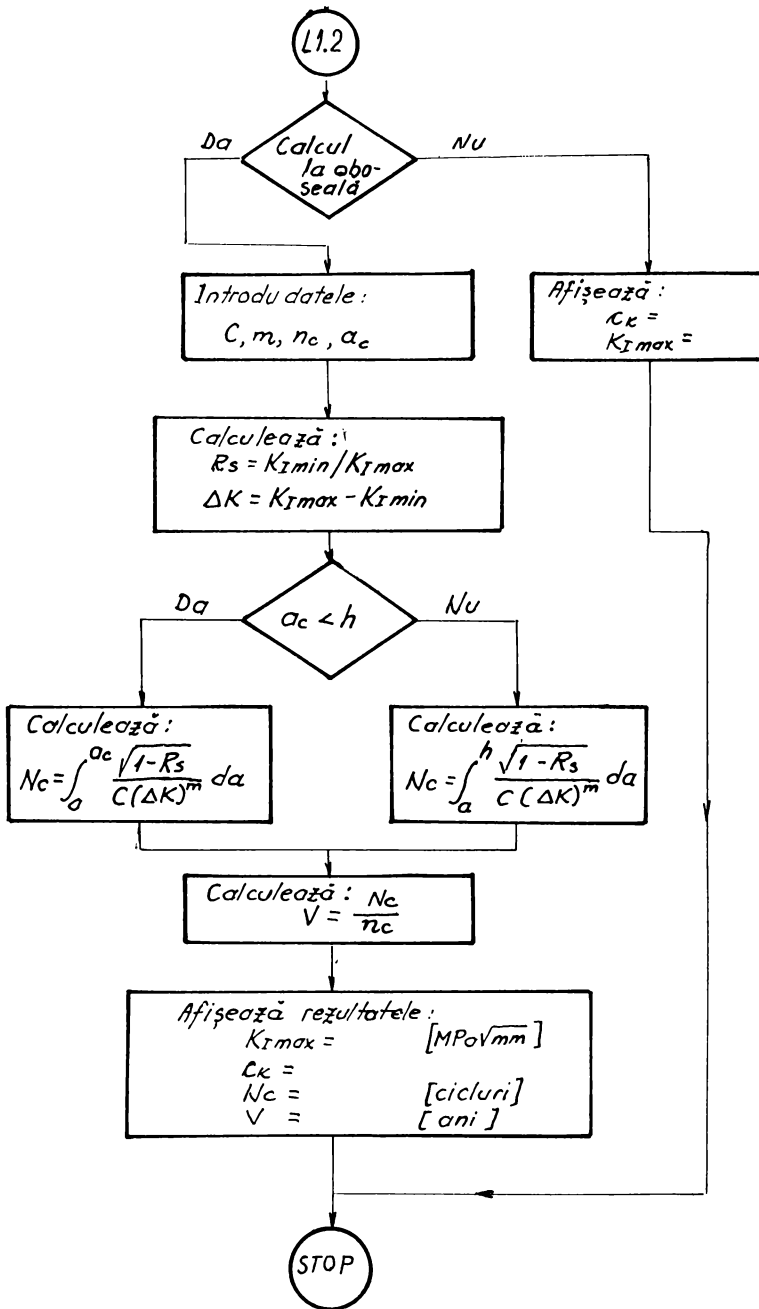


Fig. 8.1 Schema logică modulară a programului de calcul al conductelor fisurate.

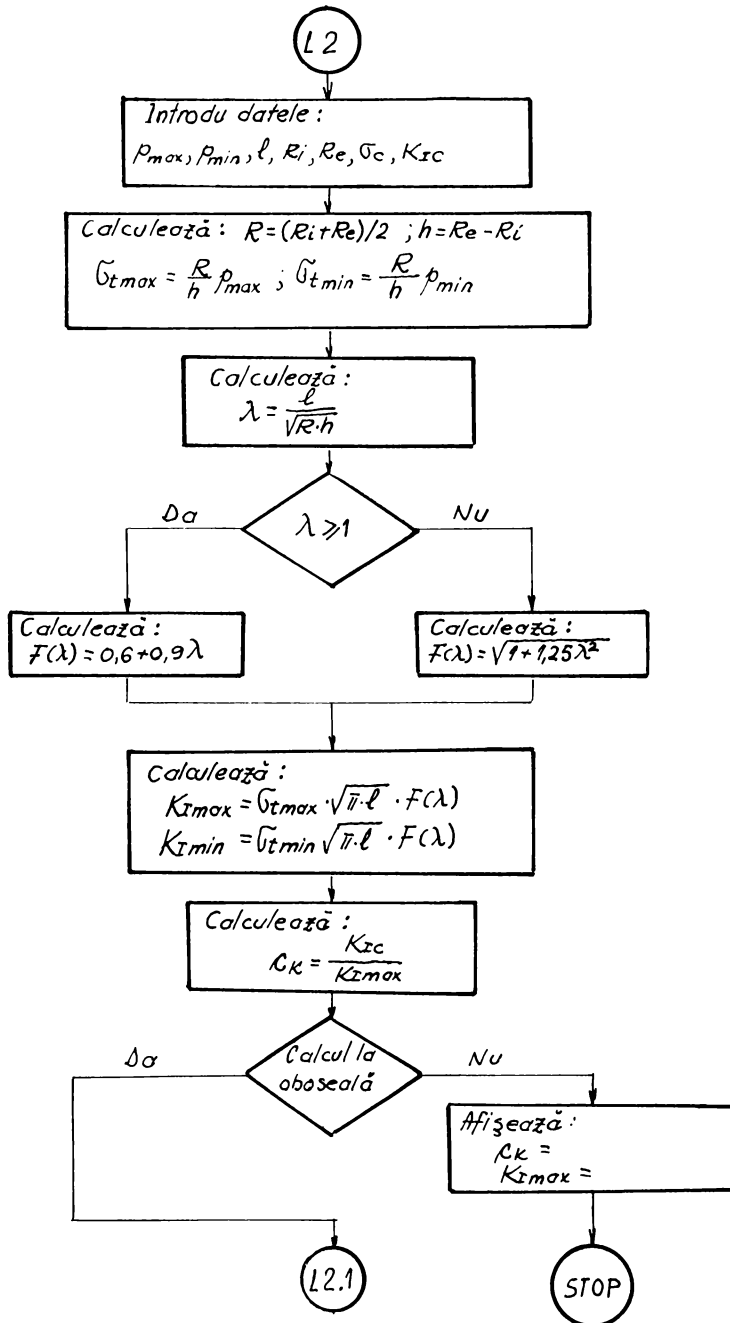
Fig. 8.1-continuare

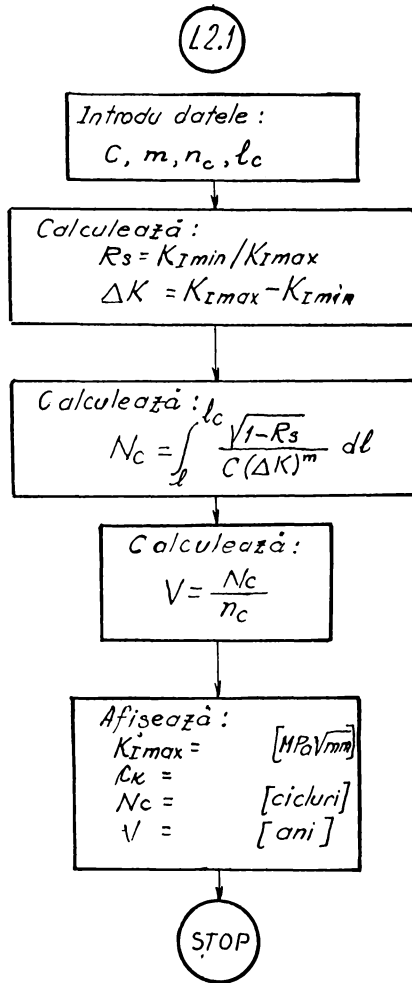


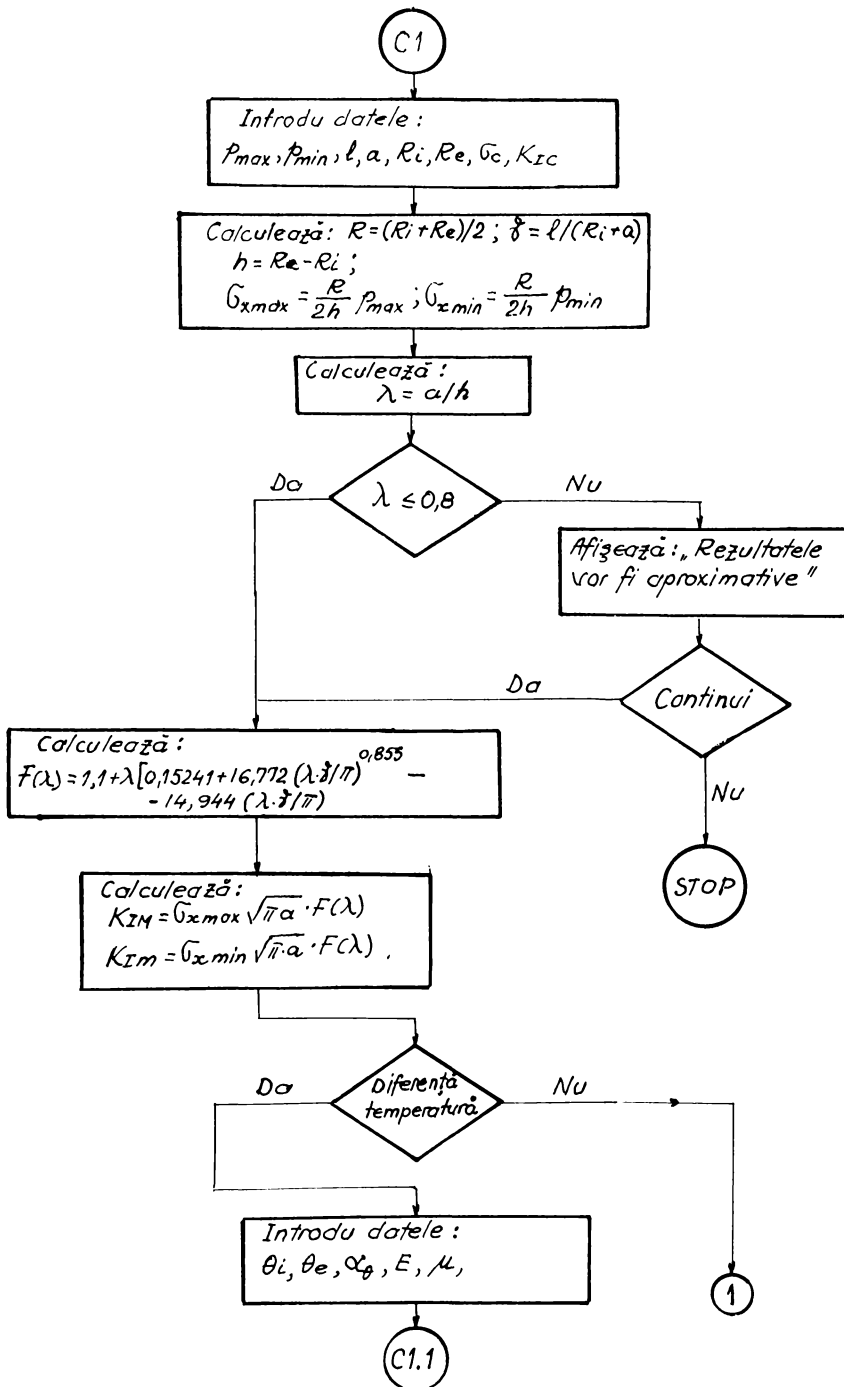


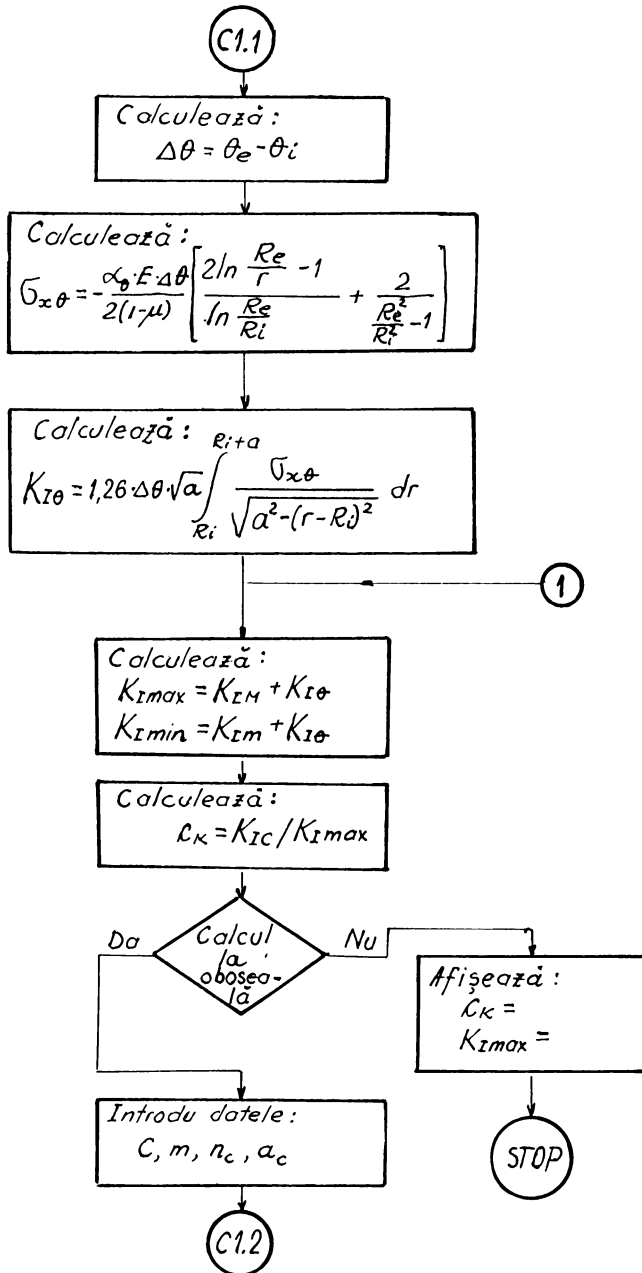


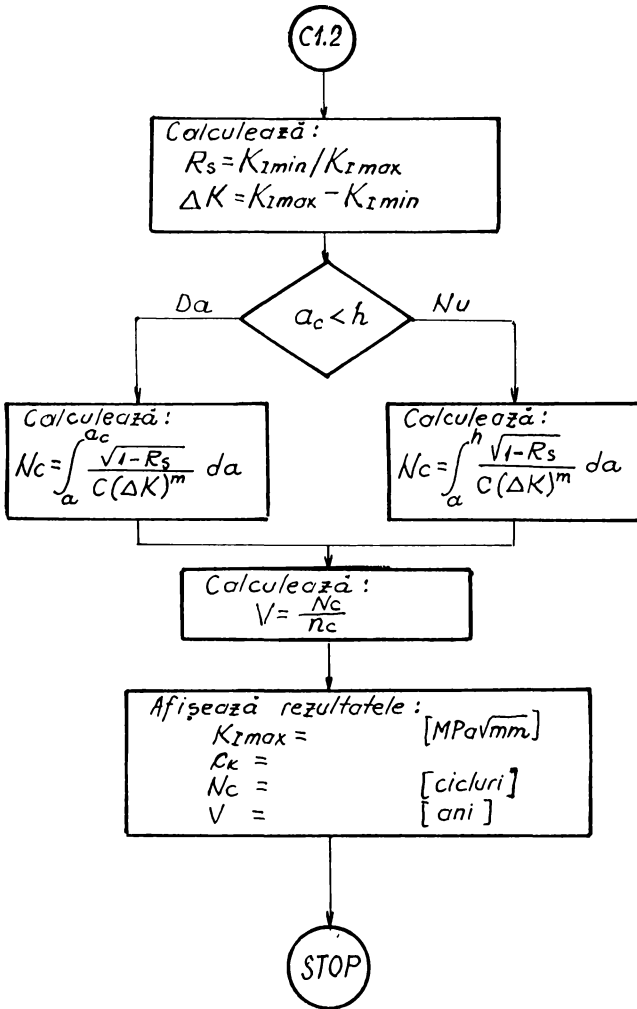


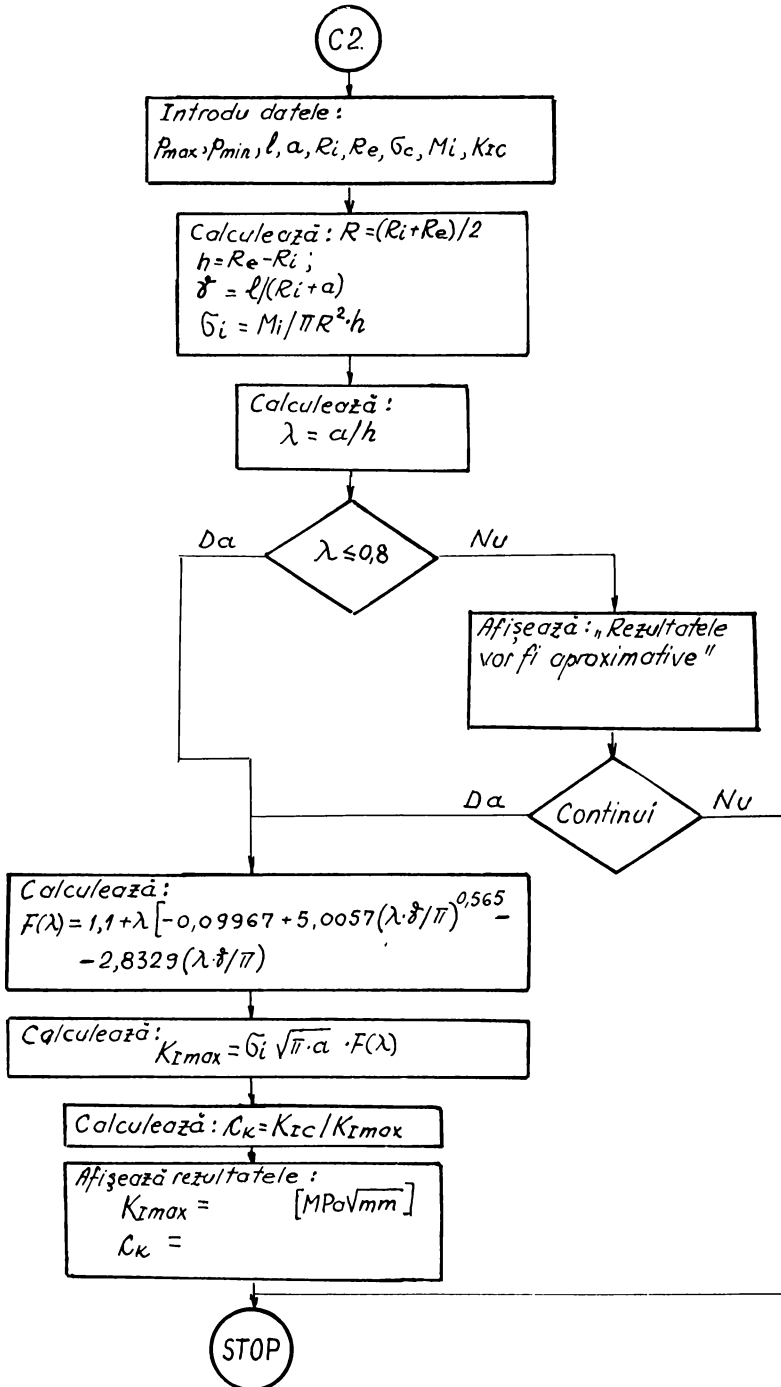


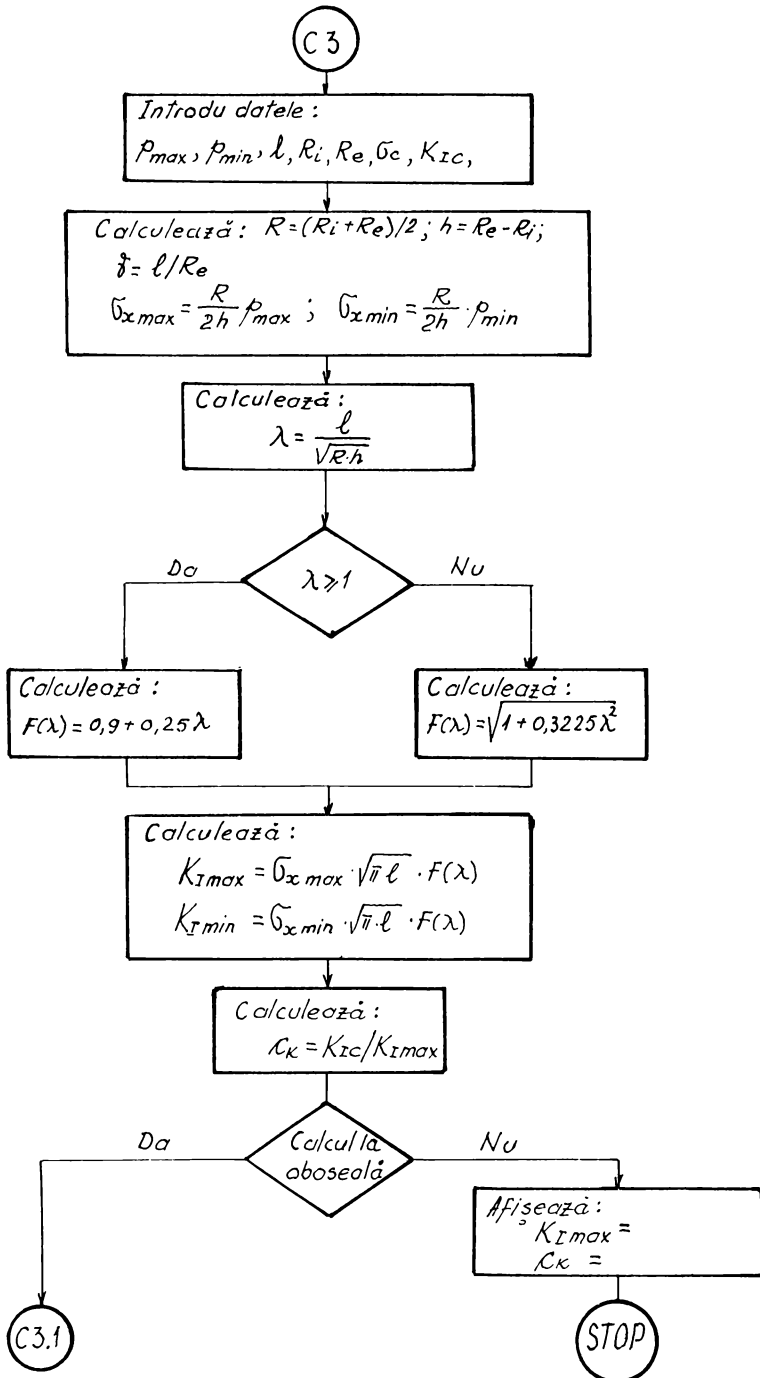


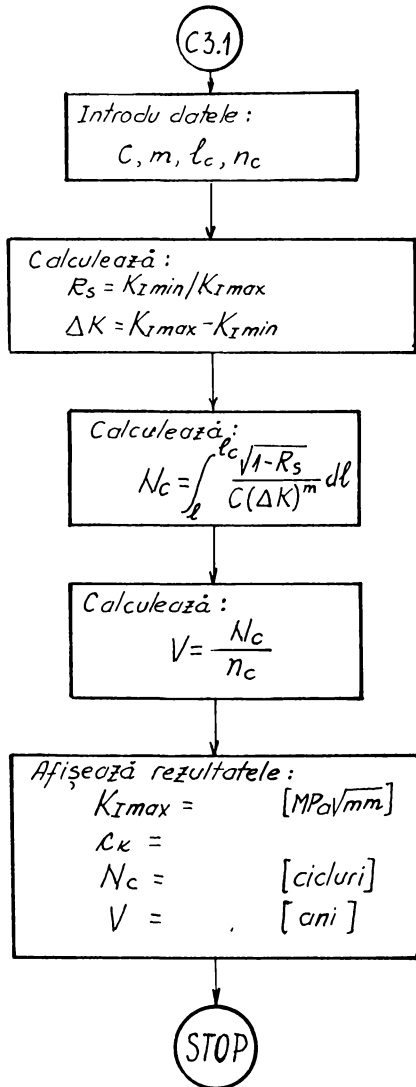




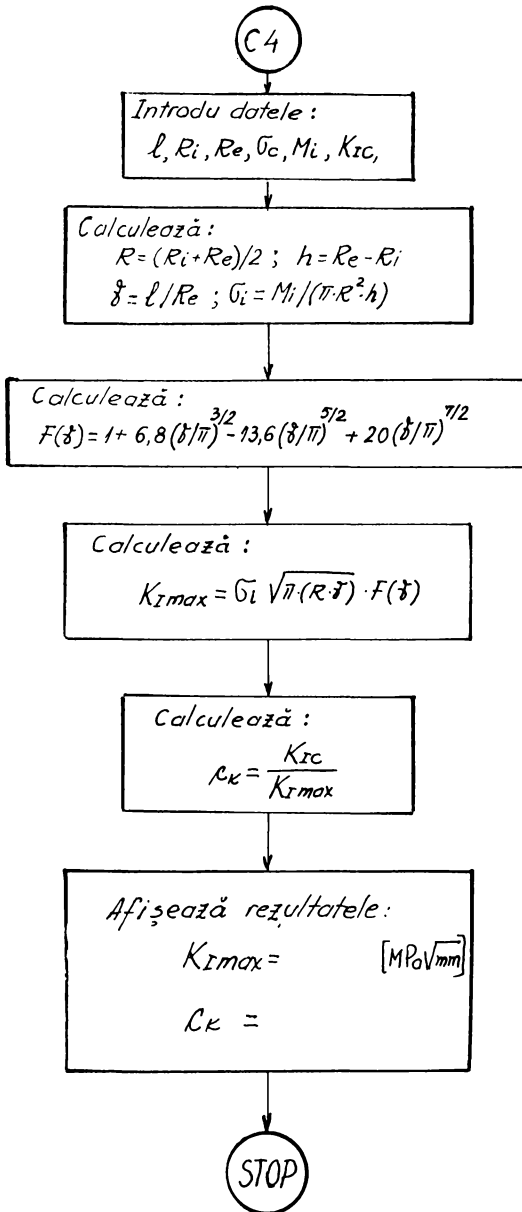












Program - FIS 96

---

<b>Tip Fisura</b> Longitudinala Circumferentiala Termin Program	cum este fisura? de suprafata strapunsa	tip solicitare pres. interioara incovoiere
--	---	--

Datele sunt corecte ? D/N

Fig. 8.2 Secvență din programul FIS 96

Fisura Longitudinala de Suprafata Solicitata la Presiune Interioara

---

Introducerea datelor initiale

Pmax = 12	Fisura este interioara ? D/N d	
Pmin = 0	Exista variatie de temperatura ? D/N n	Doriti si calcul de oboseala ? D/N d
a = 5		
Ri = 120		C = 2e-11
Re = 150		m = 3
σc = 325		nc = 1000
K1c = 2500		ac = 35
h = 30		

---

K1max= 105.7071	ck= 23.65026	apasă orice tastă
Nc= 4233095	U= 4233.095	pentru a continua

Fig 8.3 Modul de introducere al datelor și de prezentare al rezultatelor finale

## CAPITOLUL 9: SINTEZA LUCRĂRII. CONTRIBUȚII PERSONALE

### 9.1 Sinteza lucrării

Lucrarea de față reprezintă o sinteză a activității de cercetare desfășurată de autor pe parcursul a peste 16 ani, asupra caracteristicilor fizico-mecanice ale oțelurilor termorezistente utilizate în confecționarea conductelor de abur din centralele termoelectrice românești. Aceste cercetări, au făcut obiectul an de an, al unor contracte de cercetare între catedra de Rezistența Materialelor a Facultății de Mecanică din Timișoara și ICIMENERG București. Față de cercetările prevăzute în contractele de cercetare, lucrarea abordează și alte aspecte ale comportării oțelurilor termorezistente cercetate, precum: determinarea tenacității la rupere a acestor oțeluri, propagarea fisurilor din conducte prin fenomenul de oboseală, etc.

Lucrarea este structurată pe 9 capitole, prezentate în mod gradual.

În Capitolul 1: **INTODUCERE** (10 pag.), se prezintă succint importanța deosebită pe care o au conductele de abur viu sau intermediar, într-o centrală termoelectrică. Tot în acest capitol se atrage atenția asupra posibilelor defecte de material care pot exista în peretele conductelor, precum și asupra necesității cunoașterii modului de dezvoltare a acestora, prin oboseală. De asemenea, se prezintă oțelurile termorezistente cercetate, cu compoziția lor chimică, precum și concluziile cu privire la stabilitatea în timp a compoziției chimice a acestor oțeluri.

În Capitolul 1, se face o analiză critică asupra noțiunii de tenacitate, așa cum este ea înțeleasă în prezent și se aduce o mai bună clarificare a acestei noțiuni, atât de folosită la aprecierea comportării fizico-mecanice a oțelurilor.

Succint, se mai tratează aspectele ruperii materialelor și necesitatea cunoașterii comportării din acest punct de vedere al oțelurilor termorezistente utilizate în confecționarea conductelor de abur din centralele termoelectrice românești.

Capitolul 2, intitulat: **STADIUL ACTUAL AL CERCETĂRIILOR PRIVIND APRECIEREA COMPORTĂRII MECANICE A OȚELURILOR**, (10 pag. ), prezintă principalele metode și caracteristici, pe baza cărora se apreciază în prezent comportarea mecanică a oțelurilor. Sunt evidențiate atât încercările efectuate în absența cât și în prezența fisurilor și se prezintă modul în care sunt utilizate aceste caracteristici mecanice. În acest capitol, se prezintă o clasificare a metodelor și caracteristicilor pe baza cărora se apreciază comportarea mecanică a oțelurilor. Încercările de mecanica ruperii, sunt și ele

evidențiate, dar o clasificare mai detaliată a caracteristicilor de tenacitate specifice Mecanicii Ruperii, este prezentată într-o schemă, separată.

În Capitolul 3, **ELEMENTE GENERALE DE MECANICA RUPERII. CARACTERISTICI DE TENACITATE**, (40 pag.), se prezintă la început câteva considerații generale de mecanica ruperii, a modurilor fundamentale de rupere și asupra aspectelor fenomenologice ale proceselor de rupere prin fisurare. Apoi se tratează starea de tensiune și deformație în vecinătatea frontului fisurii, prezentându-se relațiile de calcul ale acestora. În paragraful 3.3, sunt evidențiate caracteristicile de apreciere a tenacității și tenacității la rupere, specifice Mecanicii Ruperii: factorul critic de intensitate al tensiunii  $K_I$ ; tenacitatea la rupere  $K_{JF}$ , determinată pe baza energiei echivalente; forța critică de extensie a fisurii  $G_c$ ; deplasarea critică la vârful fisurii  $\delta_c$ ; integrala critică de contur  $J_C$ ; curbele R; curbele J-R; modulul de rupere T. La tratarea factorului de intensitate al tensiunii, se studiază și: forma și dimensiunile enclavei plastice la vârful fisurii, precum și încărcarea limită pentru epruveta compact de tracțiune, epruvetă folosită la determinarea tenacității la rupere  $K_{IC}$ . Acest studiu este prezentat într-o concepție nouă privind forma enclavei plastice de la vârful fisurii dintr-o epruvetă compact de tracțiune, utilizată la încercările experimentale pentru determinarea tenacității la rupere  $K_{IC}$ .

Tot în Capitolul 3, sunt trecute în revistă relațiile care există între principalele caracteristici de tenacitate specifice Mecanicii Ruperii, atunci când enclava plastică la vârful fisurii nu este prea mare.

De asemenea, în acest capitol, se prezintă două variante de stabilire a caracteristicii de tenacitate care trebuie utilizată pentru aprecierea comportării mecanice a oțelurilor.

Studiul aspectelor Mecanicii Ruperii este extins și asupra propagării prin oboseală a fisurilor, fenomen prezent în cazul conductelor de abur din centralele termoelectrice. Într-un paragraf separat (3.7), sunt prezentate formele epruvetelor care se utilizează astăzi pentru determinarea caracteristicilor de tenacitate la rupere a oțelurilor conductelor.

Capitolul 3 se încheie (paragraful 3.8) cu principalele etape care trebuie urmate pentru calculul conductelor, bazat pe criteriile Mecanicii Ruperii, precum și ipotezele care stau la baza acestui calcul. Pentru prima dată, este introdusă noțiunea de coeficient de siguranță față de ruperea (propagarea) instabilă.

Capitolul 4, **CRITERIILE MECANICII RUPERII APLICATE LA CONDUCTE** (18 pag.), prezintă la început câteva considerații generale asupra curbei caracteristice la tracțiune a oțelurilor termorezistente utilizate la confecționarea conductelor de abur și asupra încărcărilor la care sunt supuse acestea: *presiune interioară*,

șoc termic, variații ale temperaturii din peretele conductei, etc.). Într-o schemă sunt prezentate pe larg, defectele de material care pot apărea în peretele conductelor de abur. În paragrafele 4.2...4.5 sunt tratate relațiile de calcul ale principalelor caracteristici de tenacitate, atât în domeniul elastic, plastic cât și elasto-plastic, pentru câteva cazuri uzuale de încărcări și tipuri de fisuri, întâlnite în cazul conductelor de abur.

Capitolul 5, este intitulat: **FACTORUL DE INTENSITATE AL TENSIUNII  $K_I$  PENTRU CÂTEVA CAZURI DE CONDUCTE** (32 pag.). Deoarece factorul de intensitate al tensiunii  $K_I$ , este caracteristica de tenacitate cea mai utilizată la aprecierea tenacității unui element de rezistență fisurat, în acest capitol sunt analizate o serie de aspecte ale factorului de intensitate al tensiunii  $K_I$  pentru conductele de abur supuse la diferite solicitări și tipuri de fisuri. Studiul a fost îndreptat și asupra găsirii diferențelor care există între diferitele relații de calcul ale lui  $K_I$  utilizat astăzi în cazul conductelor. Autorul a aplicat pentru două cazuri de fisuri și metoda elementului finit, în vederea determinării valorii lui  $K_I$ . Rezultatele obținute prin metoda elementului finit, sunt apropiate de cele cunoscute și utilizate pe plan mondial.

În acest capitol se prezintă și modul de determinare al factorului de intensitate al tensiunii atunci când în interiorul conductei are loc un șoc termic sau când între suprafața interioară și cea exterioară a conductei, există o diferență de temperatură.

Rezultatele obținute în acest capitol sunt prezentate în cele mai multe cazuri sub forma unor diagrame, care permit determinarea fie a factorului de intensitate al tensiunii sau încărcării conductei, fie a dimensiunilor critice ale fisurii. Aceste diagrame sunt deosebit de utile pentru cei care exploatează elemente de rezistență de tipul conductelor de abur iar modul lor de abordare poate fi extins ușor și pentru alte tipuri de conducte.

Capitolul 6, **CERCETĂRI EXPERIMENTALE PENTRU APRECIEREA COMPORTĂRII LA RUPERE A UNOR OȚELURI TERMOREZISTENTE** (29 pag.) este un capitol în care sunt prezentate încercările experimentale efectuate pentru a evidenția comportarea mecanică a celor mai utilizate oțeluri termorezistente în confecționarea conductelor de abur din centralele termoelectrice românești.

La începutul capitolului se prezintă modul în care au fost organizate cercetările experimentale precum și modul de prelevare al probelor din care s-au efectuat epruvetele utilizate pentru încercări. Sunt prezentate pe rând rezultatele experimentale obținute pentru caracteristicile de tenacitate și deformabilitate, cu analiza modului cum acestea au influență asupra comportării oțelurilor termorezistente utilizate. Ca factori de influență asupra caracteristicilor mecanice a oțelurilor cercetate s-au luat în considerare,

temperatura și durata de funcționare a conductei. Studiul comportării mecanice a fost extins și asupra cercetărilor metalografice. Într-un tabel centralizator (Tabelul 6.2.1-2) sunt prezentate concluziile finale, rezultate dintr-o analiză globală a rezultatelor obținute în urma încercărilor mecanice efectuate.

Analiza efectuată prezintă o serie de aspecte critice, referitoare la metodele și caracteristicile mecanice pe baza cărora astăzi în țara noastră, se face aprecierea comportării oțelurilor.

În paragraful 6.2-2 sunt prezentate încercările de mecanica ruperii efectuate în vederea determinării tenacității la rupere ale oțelurilor termorezistente utilizate. Pentru efectuarea acestor încercări, autorul a fost nevoit să realizeze o mașină pentru încercări de mecanica ruperii la temperaturi ridicate și o serie de dispozitive cu ajutorul cărora să poată determina deplasarea flancurilor fisurii, atât în cazul încercărilor la temperatură ambiantă cât și la temperatură ridicată.

Pentru determinarea caracteristicilor de tenacitate la rupere, s-au utilizat mai multe tipuri de epruvete, rezultatele obținute fiind prezentate și în comparație. Ca factori de influență s-au considerat, tot temperatura și durata de funcționare a conductei. Ca și caracteristici de tenacitate la rupere, de bază, s-au cercetat: tenacitatea la rupere  $K_{Ic}$  și  $\delta_c$ , iar pe baza acestora s-a studiat și  $J_c$ .

Rezultatele obținute la determinarea energiei la rupere KV, a permis stabilirea unei relații pentru  $K_{Ic}$  pe baza energiei la rupere KV, relație care corespunde altora de acest fel, cunoscute în literatura de specialitate.

Capitolul 6, se încheie cu concluziile rezultate în urma încercărilor mecanice clasice, precum și a celor de mecanica ruperii.

În Capitolul 7, **EXEMPLU DE CALCUL AL UNEI CONDUCTE DE ABUR FISURATĂ** ( 5 pag.), se prezintă un calcul complet, efectuat asupra unei conducte reale de abur, care conține o fisură longitudinală interioară de suprafață. Acest calcul cuprinde:

- stabilirea stării de tensiune din conductă în absența fisurii, produsă de presiunea interioară,
- stabilirea caracteristicii de tenacitate care trebuie utilizată în analiză,
- determinarea factorului de intensitate al tensiunii cauzat de presiunea interioară, șocul termic și diferența de temperatură dintre peretele interior și cel exterior al conductei,
- determinarea coeficientului de siguranță față de ruperea instabilă,
- determinarea durabilității conductei,
- determinarea duratei de viață a conductei.

Exemplul prezentat, este deosebit de util pentru cei care proiectează sau exploatează conducte de abur.

Capitolul 8, **PROGRAM DE CALCUL AL CONDUCTELOR FISURATE** (15 pag.), prezintă schema logică a unui program adaptat pe calculator, care permite pentru conducte având fisuri longitudinale sau circumferențiale și solicitate la presiune interioară, la întindere sau încovoiere și la diferența de temperatură dintre peretele interior și cel exterior al conductei, determinarea rapidă a:

- valorii maxime a factorului de intensitate al tensiunii,  $K_{I_{max}}$ ,
- coeficientului de siguranță față de ruperea instabilă,  $c_k$ ,
- durabilității conductei,  $N_c$ ,
- duratei de viață a conductei,  $V$ .

Un astfel de program, este de o reală utilitate pentru cei care exploatează centrale termoelectrice.

În ultimul capitol (Capitolul 9), se prezintă sinteza lucrării și principale contribuții aduse de autor la aprecierea comportării fizico-mecanice a unor oțeluri termorezistente, oțeluri care se utilizează la confecționarea conductelor de abur din centralele termoelectrice românești.

Lucrarea elaborată conține un număr de:

- 118 figuri (scheme, desene, diagrame)
- 8 tabele
- 16 fotografii
- 11 anexe cu diagrame și tabele.
- 2 scheme logice
- 1 program complex pe dischetă
- 256 titluri bibliografice

## 9.2 Contribuții personale

1) Studiul efectuat asupra noțiunii de *tenacitate* a unui material, atât de mult utilizată în literatura de specialitate, preponderent în domeniul încercărilor de materiale, a condus la concluzia că această noțiune nu este suficient de bine clarificată. În lucrare, tenacității unui material i se dă un înțeles mai cuprinzător, făcându-se o depărtare între materialele ductile și cele tenace sau maleabile.

2) În prezent în practica experimentală, se utilizează o serie de caracteristici pe baza cărora se apreciază comportarea mecanică a oțelurilor, dar nu există o clasificare detaliată a acestora. Autorul face o asemenea clasificare, introducând și caracteristicile de tenacitate specifice Mecanicii Ruperii, caracteristici care se determină prin încercări în prezența fisurii.

3) În determinarea caracteristicilor de tenacitate specifice Mecanicii Ruperii, pentru conductele de abur, pe lângă presiunea din interiorul conductei, se iau în considerare șocul termic și diferența de temperatură dintre suprafața interioară și cea exterioară a conductei.

4) În lucrare se face o clasificare proprie a defectelor posibile din conductele de abur (sau alte tipuri de conducte).

5) Prezentarea într-o singură lucrare a unui număr mare de cazuri de conducte cu diferite tipuri de fisuri, precum și a relațiilor de calcul aferente pentru principalele caracteristici de tenacitate specifice Mecanicii Ruperii, constituie un material deosebit de util celor care doresc să studieze conductele care prezintă fisuri.

6) În lucrare se prezintă un model de aplicare a metodei elementului finit pentru determinarea factorului de intensitate al tensiunii  $K_I$  la o conductă fisurată. Rezultatele obținute sunt în concordanță cu cele cunoscute, obținute pe cale analitică.

7) Cercetările efectuate au scos în evidență faptul că pentru același caz de conductă fisurată, în literatura de specialitate se întâlnesc mai multe relații pentru determinarea factorului de intensitate al tensiunii  $K_I$ . Prezentarea comparativă sub formă de diagrame, cu concluziile aferente, poate fi considerată o contribuție personală la lămurirea aspectelor de folosire a relațiilor de calcul pentru  $K_I$  în cazul conductelor cu fisuri.

8) Conceperea unor programe proprii în mediul de programare MathCAD, a permis trasarea unor diagrame ușor adaptabile și altor cazuri, din care utilizatorii conductelor de abur, pot determina ușor și repede o serie de mărimi necesare pentru aprecierea comportării materialului conductelor fisurate.

9) Se cunoaște că o fisură plană dreaptă se propagă pe direcție perpendiculară tensiunii normale care deschide fisura după Modul I. O contribuție a lucrării poate fi considerată și stabilirea direcției de propagare a unei fisuri sub forma unui arc de cerc, cu orientare oarecare față de axa longitudinală a conductei.

10) O altă contribuție o constituie, stabilirea metodologiei de determinare a factorului de intensitate al tensiunii  $K_I$  pentru conductele supuse la șoc termic sau în cazul existenței unei diferențe de temperatură între suprafața interioară și cea exterioară a



conducei. Aceste forme de solicitare sunt frecvente în cazul conductelor de abur, dacă avem în vedere că presiunea din interiorul conductei nu este constantă și de multe ori stratul de izolație al conductelor este deteriorat sau distrus în întregime. Rezultatele acestui studiu obținute cu ajutorul unor programe proprii în mediul de programare MathCAD, sunt prezentate sub formă de diagrame. Existența acestor diagrame, este de mare ajutor proiectanților și utilizatorilor de conducte de abur.

11) Prezentarea metodologiei și stabilirea ecuației curbelor R6 pentru o conductă cu două tipuri de fisură, constituie o contribuție personală. Curbele R6 obținute, permit pentru conducta respectivă, într-o anumită stare de solicitare, stabilirea caracteristicii de tenacitate utilizată în analiză.

12) Prin încercările experimentale efectuate s-au pus în evidență următoarele:

a) pentru evidențierea capacității de deformabilitate și rezistență a materialului conductelor de abur, s-au efectuat în principal acele încercări care sunt prevăzute în normele românești, referitoare la aprecierea capacității de rezistență și deformabilitate a oțelurilor termorezistente. Caracteristicile mecanice obținute în urma încercărilor impuse, au fost completate cu diagrama caracteristică la tracțiune și cu raportul  $\sigma_c / \sigma_t$ . Deoarece, tenacitatea este definită în general pe baza diagramei caracteristice la tracțiune, aceasta nu poate fi atunci lăsată la o parte pentru analiza comportării mecanice a oțelurilor,

b) pentru determinarea tenacității la rupere, exprimată prin caracteristicile specifice Mecanicii Ruperii, pentru efectuarea încercărilor, mai ales la temperaturi ridicate, a fost nevoie de realizarea unor echipamente speciale. Ca o contribuție personală, o constituie conceperea, proiectarea și realizarea următoarelor dispozitive și echipamente:

- Traductor de deplasare cu lamele elastice pentru încercări la temperatură ambiantă,

- Dispozitiv cu traductor inductiv de deplasare pentru încercări la temperatură ambiantă,

- Dispozitiv special cu comparator pentru încercări la temperatură ridicată. Acest dispozitiv face obiectul hotărârii de brevetare ca invenție, Nr.4/1900 din 30.11.1996 a OSIM,

- Dispozitiv special cu traductor inductiv de deplasare pentru încercări la temperatură ridicată,

- Mașină de tracțiune pentru încercări de mecanica ruperii (MTMR). Această mașină concepută de autor și realizată în cadrul catedrei de Rezistența Materialelor,

permite efectuarea unor încercări de mecanica ruperii pe epruvete de tracțiune (tip compact, tip C, Chevron), la temperaturi cuprinse între temperatura ambiantă și 800° C.

13) Pentru a veni în ajutorul celor care exploatează conducte de abur, s-a realizat un program pe calculator care permite pentru conducte supuse la presiune interioară și existența unei diferențe de temperatură între suprafața interioară și cea exterioară și având fisură longitudinală sau circumferențială de suprafață sau străpunsă, următoarele mărimi:

- valoarea maximă a factorului de intensitate al tensiunii,
- coeficientul de siguranță față de rupere instabilă,
- durabilitatea conductei,
- durata de viață a conductei.

Programul elaborat, poate fi utilizat și pentru alte conducte, în afara celor de abur, dar să se încadreze în condițiile de solicitare și fisură, prezentate.

14) S-a elaborat metodologia și etapele necesare calculului conductelor cu fisuri. Se prezintă un exemplu concret de calcul, pentru o conductă de abur viu cu fisură longitudinală de suprafață supusă acțiunii presiunii interioare, șocului termic și existenței unei diferențe de temperatură între suprafața interioară și cea exterioară a conductei.

Această lucrare este primul studiu mai amplu într-o formă organizată, efectuat asupra unor oțeluri termorezistente utilizate în confecționarea conductelor de abur din centralele termoelectrice românești. Cercetările și studiile efectuate au permis autorului, publicarea singur sau în colectiv, a unui număr de 28 lucrări științifice, din care 3, la Conferințele Europene de Mecanica Ruperii.

Lucrarea elaborată este utilă în primul rând, proiectanților și utilizatorilor de centrale termoelectrice, dar și tuturor celor care calculează sau proiectează conducte de alt tip.

Diagramele, desenele, tehnoredactarea computerizată și tot ce conține lucrarea de față, au fost realizate integral de autor. Pentru tehnoredactare, s-a utilizat editorul de texte AmiPro 3.0.

## BIBLIOGRAFIE

- [A1] ABE H, SHIMOYASHIKI S. *Fatigue Strength of Two-Play Bellows at Elevated Temperature*. PVP- Vol.103 Fatigue and Fracture Assessment by Analysis and Testing, ASME, New York, 1986
- [A2] ACHIMFA S. *Cercetări asupra dependenței dintre energia de rupere determinată pe epruvete Charpy V și caracteristica DCVF la îmbinări din oțeluri pentru construcții navale*. Al V-lea Simp. Naț. de Tens. cu participare internațională, Galați, sept.1989, Vol.III, p.79-84
- [A3] ALACEVSKI A.B, MELNICIUC P.P. *Metodika experimentalnogo opredelenia koeffitienta intensivnosti napreajenii dlea poverhnostnih treșcin*. Zavodslaiia Laboratoria 4/1984
- [A4] ALBRECHT P, HU M.J. *Load and deformation analyses of crack extension in fully ductil C(T) steel specimens*. 5th International Fracture Mechanics Summer School, Dubrovnic, Yugoslavia, June 1989, p.19-44
- [A5] ANDERSON T.L. *Fracture Mechanics. Fundamentals and Applications*. Boca Raton, CRC Press, 1991
- [A6] ANDRIANOPOULOS N.P. a.al. *Experimental Determination of the Failure Parameters  $T_{D0}$  and  $T_{V0}$  in Mild Steels According to the T-Criterion*. ETC 9, Varna, sept. 1992, p.815-820
- [A7] ANIKOLSKI V.V, ZVEZDIN Iu.I, IGNATOV V.A. *Ob opredelenii kriticeskoi temperaturi hrupkosti stălei dlea elementov krepejnih izdelii energooborudovania*. Zav Lab. 12/1982
- [A8] ANOHIIN A.A, KOZLOV V.I. *Experimentalnoe metodî oțenki treșcinostoicosti v oblasti malih treșcin*. Zav. Lab. 3/1990
- [A9] ANOHIIN A.A, GHEORGHIIEV M.N. *Diagrama predelnoi treșcinostoicosti*. Zav Lab. 9/1986
- [A10] ARTICLE H-4000. *Screening Criteria*. Appendix H, Section XI-Division 1, 1992, p.459-462
- [A11] ASTAFJEV V.T, KASATKIN E.B. *Damage accumulation, crack initiation and growth in metals under sulfide stress corrosion conditions*. ECF 9, Varna, sept.1992, Vol.I, p.513-519
- [A12] ASME Boiler and Pressure Vessel .Cod Case N-253-6. *Construction of Clas 2 of Clas 3 Components for Elevated Temperature Service*.
- [A13] ASME Boiler and Pressure Vessel, Cod Case N-47-28. *Clas 1. Components in Elevated Temperature Service*
- [A14] ASTM E922-84 *Standard Practice for Determination of Fracture Toughness Using Equivalent Energy Methodology*.
- [A15] ASTM E399-85 *Standard Method of Test for Plane Strain Fracture Toughness of Metallic Materials*.
- [A16] ASTM E813-86 *Standard Test Method for  $J_{1c}$ , a Measure of Fracture Toughness*
- [A17] ASTM E1152-87 *Standard Test Method for Determining J-R curve*
- [A18] ATKINSON C, THIERCELIN M. *The interaction between the wellbore and pressure-induced fracture*. Int. Jour. of Fract. vol.59, No.1, Jan.1993, p.23-40
- [A19] ATLURI S.N, NISHIOKA T, NAKAGAKI M. *Incremental path-independent integrals in inelastic and dynamic fracture mechanics*. Eng. Fract. Mech., 1984 Vol.20, No.2, p.209-244
- [A20] ATLURI S.N, NISHIOKA T. *Advances in Fracture Research*. 7th International Conference on Fracture (ICF 7), Houston, Texas, March, 1989

- [B1] BAKŞI O.A, *Oprederenie koefiţientov intensivnosti napreajenii  $K_I$  i  $K_{II}$  metodom fotouprugosti*. Zav. Lab. 4/1981
- [B2] BAKŞI O.A, ZAIŢEV N.L *Predelenia koefiţientov intensivnosti napreajenii  $K_I$  metodom fotouprugosti*. Zav. Lab. 3/1980
- [B3] BARENS A.P. *Fatigue Crack Growth. Data Analysis*. Metals Handbook, Vol.8, Mechanical Testing. Ohio, 1985, p.678-682
- [B4] BARINOV S.M, *K opredeleniu zavisimosti soprotiolenia razruşenia ot dlini treşcini*. Zav. Lab. 3/1985
- [B5] BARINOV S.M, *Kravnitelnaiia oţenka termostoicosti hrupkih materialov po ciuvstelnosti k konţentracii napreajenii*. Zav. Lab. 3/1982
- [B6] BARINOV S.M, *K opredeleniu treşcinostoikosti tugoplavnih materialov v intervale hrupkos-veaskogo perehada*. Zav. Lab. 11/1983
- [B7] BARINOV S.M, *Oţenka treşcinostoikosti tugoplavnih materialov s ucestom kinetiku razruşenia*. Zav. Lab. 12/1985
- [B8] BARINOV S.M. *K opredelenia koefiţienta intensivnosti napreajenii hrupkih materialov*. Zav. Lab. 8/1986
- [B9] Barinov S.M, *R-crivie soprotivlenia razruşeniu keramiceskih materialov*. Zav. Lab. 4/1988
- [B10] BARON A.A, *Oţenka hladnolomkosti stali po tverdosti pri nizkih temperaturah*. Zab. Lab. 1/1990
- [B11] BARSOM J.M, ROLFE S.T, *Fracture and Fatigue. Control in Structures*. New Jersey, 1987, Second Edition.
- [B12] BASKO E.M, VOLOVIK I.A, *Metodika opredelenia zavisimosti dinamiceskoi veazkosti razruşenia ot skorosti rasprostranenia treşcini*. Zav. Lab. 9/1984
- [B13] BASKO E.M, GUCEV V.K, *K metodike isptania treşcinostoikosti padaiņcim gruzom*. Zav. Lab. 5/1987
- [B14] BASKO E.M, MAIHUTOV N.A, *Oprederenia kriticeskih temperatur hrupkosti stroitelnih stali pri dinamiceskom iniţirovana i rasrostraninii treşcin*. Zav. Lab. 11/1981
- [B15] BASKO E.M, *Vlianie osproti nadreza na udarnuiu veazkosti i kriticeskie temperaturi hrupkosti stoiteknin stali*. Zav. Lab. 7/1989
- [B16] BASKO E.M, *Diagrami treşcinostoikosti stroitelnih stali o sveazi s razmerami treşcin i vidom nagrujenia*. Zav. Lab. 12/1990
- [B17] BECKER A.A, PLANT R.C.A, PARKER A.P, *Axial cracks in pressurised erded autofrettaged thick cylinders*. Int. Jour. of Frac., No.63,1993, p.113-134
- [B18] BELOŞENKO V.A, ZAIŢKO O.I, ... *Oprederenia kriticeskih temperatur hrupkosti metodami izmerenia mikrotverdasti i vnutre nego trenia*. Zab. Lab. 2/1986
- [B19] BLAUER J.G, KALTHOFF J.F, STAHN D, *Experimenteller Model uber das Verhaltens bei Bruch Durch termisches Stos*. Freiburg, 3-4 oct.1974
- [B20] BLAUER J.G, STAHN D, *Experimentaller Model des sproder Bruches, als Beitrag an Sichercheits Analyse*. Freiburg, 3-4 oct.1974
- [B21] BLOOM J.M, HECHIMER J.L, *Limits of Liniar Elastic Fracture Mechanics*. ASME, 345E.47St., New York, N.Y.10017, p.1-6
- [B22] BOLKOV V.A, NOSOV B.G,... *Metodika opredelenia kriticeskogo koefiţienta intensivnosti napreajenii  $K_{IC}$  na obraztah maloi toļşcini*. Zav. Lab. 9/1980
- [B23] BORDUBANOV V.G, *Metodika opredelenia razruşaiuşcego davlenia v trubceatih obraztah s novernostnih defectom*. Zav. Lab. 6/1985
- [B24] BREBAN V. *Diţionarul Enciclopedic al Limbii Române*. Ed. Ştiinţifică şi Enciclopedică, Bucureşti, 1980, (pag.611)

- [B25] BROCKS W, *Stable crack growth of surface cracks in components*. 9th European Conference on Fracture (ECF 9), Varna, sept.1992, Vol.1, p.23-34
- [B26] BROWN R.K, *The Chevron Notched Fracture Toughness Test*. ASTM Standardition News, Nov.1988, p.66-69
- [B27] B.S. 5762-79 *Fracture Mechanics Toughness Tests. Part 1. Method for Determination of  $K_{IC}$ , critical COD and critical J values of Metallics Materials*
- [B28] BUDĂU V; CRISTUINEA C; TRIPA P; BLAJ I.; LIȚĂ M, *Aspecte ale comportării fizico-mecanice a materialului țevilor de la un cuptor de cracare*. Simpoz. Jubil, Cat. Rez. Mat., Timișoara, 1993, p.36-43
- [B29] BULETINUL Științific al Asociației Române de Mecanica Ruperii. Nr.1, 1996
- [B30] BURDUCEA C, LECA A, *Conducte și rețele termice*. Ed. Tehnică, București, 1974
- [B31] BURNOS V.A, BAȘILO T.P.... *Oženka kacesiva metala trub po velicine udarnoi veazkosti s ucetom anizotropii*. Zav. Lab. 5/1988
- [B32] BUZDUGAN GHE. *Rezistența materialelor*. Ed. Academiei R.S.R., 1986
- [B33] BONORA N, *COD of off-centred crack in pipes under bending load a geometrical solution*. Int. Jour. of Frac. Vol.75, No.1, 1995/96, p.1-18
- [C1] C29-82 *Prescripții tehnice pentru verificarea deformațiilor și verificărilor structurale ale conductelor și cazanelor de abur care funcționează la temperaturi ridicate*. Ed. Tehnică, București, 1983
- [C2] CHEN D.H, NISITANI H, MORI K, *Stress-Intensity Factors for an Internal Semi-Elliptical Surface Crack in Cylindrical Pressure Vessels*. Jour. of Pressure Vessel Technology, Aug.1995, Vol.117, p.213-221
- [C3] CIOCLOV D. *Mecanica ruperii materialelor*. Ed. Academiei R.S.R., București, 1977
- [C4] CIOCLOV D, *On the correlation between J-integral and tip opening displacement characteristics*. Bul. Șt. și Tehn., I.P."T.V." Timișoara, Tom 26(40), 1981
- [C5] CIOCLOV D, *Recipiente sub presiune*. Ed. Academiei R.S.R., București, 1983
- [C6] COUQUE H. DEXTER R.J, HUDAC S.J, *Using Small Speciment to Measure Dynamic Fracture. Properties of High-Toughness Steels*. Symposium on Rapid Load Fracture Testing, April 1990, San Francisco
- [C7] COWAN A, KIRBY N, *The application of COD Measurements to Large Scale Test Behaviour*. Proceeding of the Symposium on Fracture Toughness Concepts for Weldable Structural Steel, Risley, April 1969, Great Britain
- [C8] CRISTUINEA C, DUMITRU I, TRIPA P, *Studiul tenacității dinamice a unui oțel termorezistent folosit în construcția conductelor de abur viu*. Al IV-lea Simp. Naț. de Tens., Brașov, sept.1986, Vol.IV, p.325-330
- [C9] CRISTUINEA C, DUMITRU I, TRIPA P, TURCU I, *Unele aspecte privind aprecierea stării de fragilitate a unor oțeluri utilizate la temperaturi ridicate*. Al V-lea Simp. Naț. de Tens., Galați, 1989, Vol.III, p.423-429
- [C10] CRISTUINEA C, DUMITRU I, TRIPA P, BLAJ L, *Corelation of static and dynamic characteristics for toughness estimation of thermoresistant steel*. ECF 9, Varna, sept.1992, Vol.II, p.1201-1204
- [C11] CULAFIC C, a.al. *An Yugoslav HSLA Steel User's Experience for Elastic-Plastic Fracture Toughness*. ECF 9, Varna, sept.1992, Vol.I, p.875-878
- [C12] CARPINTERI A, BRIGHENTI R, SPAGNOLI A, *Circumferential surface cracks in pipes*. ECF-11, sept.1996, Poitiers, Vol.III, p.387-392
- [D1] DELLION P.L, COUTEROT C, *Description and analysis of a large diameter carbon steel elbow experiment with a longitudinal surface crack*. ECF 9, Varna, sept.1992, Vol.II, p.1069-1074

- [D2] DELLION P, MEISTER E, *Ductil fracture analysis of circumferentially surface cracked pipes under bending*. ECF 9, Varna, sept.1992, Vol. II, p.1179-1184
- [D3] DERBALIAN G, *J-Integral Estimation Procedures*. Jour. of Pressure Vessel Technology, Nov.1983, Vol.105, p.299-308
- [D4] DIETER G.E, *Metalurgie mecanică*. Ed. Tehnică, București, 1970
- [D5] DOBI D, *Crack sensitivity of steels*. 10th Congr. on Mat. Testing, Budapesta, sept. 1991, p.639-645
- [D6] DOBROVOLSKI I.G, SLEAHOVOI V.S, *Vlianie kraevogo efekta pri ispitaniiah trubceatih obrazov vnutreniam ghigrostatueskim davleniem*. Zav. Lab. 6/1984
- [D7] DOMOJIROV L.I, *O porovogom znaceniï coefiicienta intensivnosti napreajenii dlea tel s korotkini treşcinami*. Zav. Lab. 7/1986
- [D8] DOOLEY B, VISWANATHAN R, *Line extension and assesment of fossil power plants*. EPRI Conference, CS-5208, Palo Alto, 1987, p.621
- [D9] DROZDOVSKI S.A, POLIŞUK V, VOLKOV V, *Şevronii nadrez kak sredstvo umeşnenia tolşcinî obrazta pri onpredelenii  $K_{Ic}$* . Zav. Lab. 10/1985
- [D10] DUFFY A.R, EIBER R.J, MAXEY W.A, *Recent Work on Flaw Behaviour in Pressure Vessels*. Battelle Memorial Institute, Columbus Laboratories, Columbus, Ohio, p.M1-M17
- [D11] DUMITRU I, CRISTUINEA C, TRIPA P, *Studiu comparativ al metodelor de apreciere a tenacităţii oţelurilor folosite în conductele de abur viu*. A Vii-a Conf. de Sudură şi Încerc. de Mater., Timişoara. 1987
- [E1] EDEL K.O, *Bruchmenische Untersuchungen Zur Betrieb sicherheit ribgexhadigter Konstruktionen*. Ifl-Mitteilungen, 1989, Heft 5 Dresden, p.137-156
- [E2] EPRI *Procedure for the Assesment of the Integrity of Nuclear Pressure Vessels and Piping Containing Defects*. Raport NR 2431,1982, Appendix B, p.B7-B10
- [E3] EPRI-NP 3607 *Advances in Elastic-Plastic Fracture Analysis*. Aug. 1984
- [E4] ERDOGAN F, KIBLER J.J, *A cylindrical Shell with an Longitudinal Crack Subjected to Uniform Pressure*.Int. Jour. Fracture Mech., 1969, No.5,p.229
- [E5] ERDOGAN F, KIBLER J.J, *A Cylindrical Shell with an Axial Crack Subjected to Bending*. Int. Jour. Frac. Mech., 1969, No.5, p.229
- [E6] ERDOGAN F, RATWANI M, *A Cylindrical Shell with Axial Crack Subjected to Torsion*. Nuclear Engng. and Design, 1972, No.20, p.265
- [F1] FADEER I.I. BARTENEV O.A, *Uproşcenii sposob opredelenia J-integrala s primereniam acusticeskoi emisii*. Zav. Lab. 5/1989
- [F2] FISCHER K.F, GUNTHER W, *Gegenwartiger Stand der Ribbruchmechanic im Hinblick auf eine practische Hutzung*. Berlin, Maschinenbautechnic, 2/1978, p.73-76
- [F3] FONŞTEIN N.M, *Utocinenie metodiki razlojenia udarnoi veazkosti na sostavleainşcie*. Zav. Lab. 12/1978
- [F4] FOULAS I.R, JEWET C.W, VISWANATHAN R, *Miniature specimen test technique for FATT*. Inter. Power Conference, Oct.1991, San Diego
- [G1] GERU N, *Teoria structurală a proprietăţilor metalelor*. Ed.Did.şi Pedag., Bucureşti, 1980
- [G2] GHEORGHIEV M.N, ZLAKOMOV V.N,... . *K voprosu o nalicii sveazi mejdu udarnoi veazkosti i kriticeskim znaceniem coefiicienta intensivnosti napreajenii*. Zav. Lab. 4/1990
- [G3] GHEORGHIEV M.N, MOROZOV E.M, *O dostovernosti opredelenia  $K_{Ic}$  s pomoşciu J-integrala*. Zav. Lab. 3/1980

- [G4] GHICA V, *Cercetarea susceptibilității la fisurare ductilă a oțelurilor*. Teză de doctorat, Timișoara, 1979
- [G5] GLASGOV B.I, ERŠOV V.I, MEDVEDEV I.R, *Rascetnoie opredelenie otositel'nogo udlinenie i poperecinogo sujenja ploskih obrazcov*. *Zav. Lab.* 2/1980
- [G6] GLADŠTEIN V.J, *Metodika opredelenia kriticeskogo raskrıtia treščini pri polzucesti*. *Zav. Lab.* 12/1981
- [G7] GLAVARDANOV I, *Primena J integrala Rajsa za ocenu plasticinog i crtog ponašanja metoda*. Novi Sad, 1991
- [G8] GLAVARDANOV I, *Parametri koji karakterišu naponsko deformaciono stanje ispred vrha prsline, za slucaj potpeene plasticinosti preseka*. *Zbornik Radova Instituta za Proizvodno Mašinstvo*, Novi Sad, 1989, Broi 5,6
- [G9] GLAVARDANOV I, SEDMAK S, PETROVSKI B, *Odredlivanje ost pormosti prema nastapanju-prsline celika povišene cvrstoce i njenogov zavarenog spoja pomoci J integrala*. *Zbornik Radova Instituta za Proizvodo Mašinstvo*, Novi Sad, 1984, Broi 1
- [G10] GLAVARDANOV I, *Stanje razvoja analize CTOD (pomernanje vrhe otvora prsline) i mogućnost primene na zavarene spojevs*. *Zbornik Radova Instituta za Proizvodno Mašinstvo*, Novi Sad, 1982, Broi 13
- [G11] GLAVARDANOV I, SEDMAK S, *Evolution of  $J_c$  for weldment constituents by multispecimen test method*, 10th Congr. Mat. Testing, Budapesta, sept.1991, p.134-139
- [G12] GOLŤEV V.J, *Progresnosti opredelenia J-integrala metodom delitelnih setok*. *Zav. Lab.* 7/1985
- [G13] GORABULOV V, Mac GILVIRAY M.J.... *Evaluation of static and dynamic R-curve using DC potential drop single specimen method*. ETC 9, Varna, sept.1992, Vol.I, p.315-320
- [G14] GORICIKI V.M, IIROMOV D.P, *Oženka soprotivlenia rasprostraneniu treščini po rezultatam ispitānii na udarnuia veazkost*. *Zav. Lab.* 7/1984
- [G15] GOST 25506-85 *Metodī Mehaniceskih Ispitānii Mettalov. Opredelenie Harakteristik Treštinstvoitkosti (viazkosti razrušenja) pri Staticeskom Nagruženii*.
- [G16] GRAY H.G, *An experimental introduction concerning Griffith's conception on fracture*. D.S. 1/1972, p.69-78
- [G17] GREBNER H, *The Thermical Shock at a pipe with a part-through circumferential crack*. *Eng. Fracture Mech.*, No.3, Vol.28, 1987, p.305-314
- [G18] GRIN E.A, SUR D.M, MAZENA A.G, *Metod isledovanja kinetiku rosta treščin pri ticliceskom uprugo-plasticseskom deformirovanju s ispolzovaniam J-integrala*. *Zav. Lab.* 4/1981
- [G19] GUMEROV K.M, KOLESOV A.V, *Metodī opredelenia coefiētntov intensivnosti napreajenii v okrestnosti V-obrajnih koņcentratorov*. *Zav. Lab.* 6/1989
- [H1] HAJINSKI G.M, *Metodika rasceta J-integrala v nadrajenih obrazcov*. *Zav. Lab.* 11/1988
- [H2] HODA N.A, MIYOSHII S, *Variation of Stress Intensity Factor and Crack Opening Displacement of semi-elliptical surface crack*. *Int. Jour. of Fract.*, Vol.75, No.1, 1995-96, p.19-48
- [I1] IOANOVICI A, LUCIA A.C, *Remnant Life Prediction for Pressurized Components Exposed to P.T.S. (pressurized Thermal schock)*. 5th Inter. Fract/ Mech., Summer School . Dubrovnic, june 1989, p.301-328
- [I2] IIW GUIDANCE *The Fitness for Purpose of Welded Structures*. IIW/IIIS-SST-1157-90. Weld defects cracking, IIW Stress intensity factors, p.1-9
- [I3] IOVIŤIU E, *Contribuții la determinarea susceptibilității la rupere fragilă a oțelurilor prin incercări dinamice*. Teză de doctorat, Timișoara, 1971



- [I4] IUY T, Di FART, PINEAN A, *Dynamic fracture and crack arrest behaviour of a pipeline steel investigated with a new specimen geometri*. ETC 9, Varna, sept.1992, Vol.I, p.561-566
- [I5] IVANOV V.S, FRIDMAN Z.G, LOBZOV M.A, *Metodika oţenki treşcinostoikosti stalnih trub bolţozo diametra*. Zav. Lab. 12/1987
- [I6] IGNACCOLO S, DRUBAY B, MICHEL B, GILLES P, *Behaviour of cracked cylinders under combined thermar and mechanical loading*. ECF 11, Poitiers, sept.1996, Vol.III, p.409-415
- [J1] JILUKAS A.J, *Deformacionii dvuheriterialnii podhod v mehanika razruşenia*. Zav. Lab. 4/1989
- [K1] KAPLAN A, VISWANATHAN R, PEPE J.J, *Estimation of Fracture Appearance Transition Temperature (FATT) of Inservice NiCrMoV Turbine Rotor Forging*. Intern. Power Generation Confer., oct.1991, San Diego
- [K2] KARE H, *Introduction to Fracture Mechanics*. Mc Graw-Hill Book Company, 1984
- [K3] KARJOLAINEN-ROIKONEN P, WALLEIN K, *Analysis of Fracture Mechanical Tests for Stress Corrosion Cracking*. ECF 9, Varna, sept.1992, Vol.I, p.507-512
- [K4] KENDALL D.P, *Stress Intensity Factor Ecuations for Pressurised Thick Wall Cylinders*. Intern. Jour. of Fracture, Vol.30, No.1, 1986, p.R17-R19
- [K5] KEVIN R.B, *The Chevron Notched Fracture Toughness Test*. ASTM Standardization News, 1988, p.66-69
- [K6] KOGUT N.S, *O vîbore diametrov ţilindrikoskogo obrazţa dlea opredelenia  $K_{Ic}$  materiala*. Zav. Lab. 3/1980
- [K7] KOCŞAROV I.I; *Dvuhparametreskii podhod mehaniki razruşenia silovoi integralnii criteria*. Zav. Lab. 4/1989
- [K8] KONG M.K, HOLLAND D, SCHLEITER N, ... *Theoretical and experimental investigations on damage an ductil fracture of steels*. ECF 9, Varna, sept.1992, Vol.I, p.677-684
- [K9] KORTENSKI G, *Investigation on the influence of loading rate on fracture toughness of steels used in gas pipe lire*. ECF 9, Varna, sept.1992, Vol.II, p.1209-1212
- [K10] KORTENSKI G, *The influence of hydrogen tratment on dynamic crack resistance of 10G2SAT steel*. ECF 9, Varna, sept.1992, Vol.I, p.520-522
- [K11] KOVAL A.Y, BANKOVSKI A.J, *Fracture toughness of molibdenum shett under brittle-ductil tranzion*. ECF 9, Varna, sept.1992, Vol.I, p.125-129
- [K12] KOVLAK V.J, *Dostovernosti temperaturno-vremenogo prod-pozirovania harakteristik dlitelnii procinosti na bolşie sroki slujbf*. Problemi Procinosti, 4/1990
- [K13] KRASOVSKI A.E, *Primevenie dvuhkriterialnih diagram razruşenia dlea oţenki nekuşeci sposobnosti konstruktivnih elementov s treşcinoi*. Zav. Lab. 4/1989
- [K14] KUMAR V, GERMAN M.D, SHIH C.F, *Elastic and Fully Plastic Solutions for Flawed Cylinders in an Engineering Approach for Elastic-Plastic Fracture Analysis*. N.P. 1931, Research Project 1237-1, prepared by General Electric Company, July 1981, p.4.1-4.11
- [L1] LANDGRAF G, ULBRICHT V, *Elastisch-Plastische Berechnung von Wellrohrkompensatoren*. Maschinenbautechnik 27/1978, Berlin
- [L2] LAZZERI L, *Geometrical aspects of the failure of cylindrical pressure vessels*.
- [L3] LEGAT J, PRIMEC C, GUBELJAK N, *The evolution of fracture toughness on senb specimen with shallow cracks*. ECF 9, Varna, sept.1992, Vol.I, p.293-298
- [L4] LUCIHANOVV.F, NAPRESNIKOV V.V, ... *Opredelenie harakteristik treşcinostoikosti pri poperecinom dvighe*. Zav. Lab. 12/1984



- [M1] MAHUTOV N.A, *Metodi opredelenia kriticeskih temperatur hrupkosti dlea materialov i elementov konstruktion*. Zav. Lab. 9/1981
- [M2] MAHUTOV N.A, MOSKVICEV V.V, KOZLOV A.G, *Experimentalnoi opredelenie energheticescogo criteria J*. Zav. Lab. 6/1983
- [M3] MAHUTOV N.A, MARCULOV V.N, *Metodika isledovania diagrami razrušenja pri varirovanii skorostei visokotemperaturnogo nagruženja*. Zav. Lab. 6/1981
- [M4] MAHUTOV N.A, *Metodi ispitanii v mehanike razrušenja*. Zav. Lab. 2/1982
- [M5] MARCI G, *Experimental determination of  $\Delta K_{eff}$* . ECF 9, Varna, sept.1992, Vol.I, p.420-426
- [M6] MASLIUK V.M, *Zavisimosti velicini zon voloknoskoi sostavliaiuišcei v izlome ot temperaturi ispitania na udarmin veazkosti i radiusa nadreza obrazcov*. Zav. Lab. 11/1987
- [M7] MATVIENKO I.G, *Experimentalnogo-rascetni metod opredelenia conturnogo J-integrala*. Zav. Lab. 11/1984
- [M8] MATVIENKO I.G, *Ispolzovanie metoda delitelnih setok dlea postroieia  $J_R$  -kruloi*. Zav. Lab. 10/1983
- [M9] MATVIENKO I.G, *Rascet na procinosti po kriteriam mehaniki razrušenja*. Problemi Procinosti, 4/1987
- [M10] MATVIENKO I.G, *Dvuhparametreskie kriterii razrušenja na osnove energheticeskih predstalenii*. Zav. Lab. 12/1990
- [M11] MIKLOŠI C, *Despre alegerea oțelurilor pentru construcții sudate*. Expunere, Timișoara, 3 oct. 1962
- [M12] MINCENKOV O.S, KOSTENKO N.A, POPOV I.I, *O vzaimenom vlianii treščinopodobnih defectov raspolojennih v obetnih metalah*. Zav. Lab. 7/1990
- [M13] MOCEALOV B.V, KYDRAA A.V, *Metal nahojdenia teșitra vrašenja pri opredelenii kriticeskovo raskritia treščin*. Zav. Lab. 12/1981
- [M14] MOCANU D.R. și alții, *Încercarea materialelor. Vol. I*. Ed. Tehnică, București, 1982
- [M15] MOCANU D.R, *Rezistența materialelor*. Ed. Tehnică, București, 1980
- [N1] NAGY G, LUCACS J, *Reproductibility of measuring the crack propagation with clip gage*. 10th Congre on Material Testing, Budapesta, sept.1991, p.532-537
- [N2] NEAL B.K, *The tratment of fracture toughness data in the transition regim*. ECF 9, Varna, sept.1992, Vol.II, p.783-784
- [N3] NEWBY J.R, *Fatigue Crack Propagation*. Metals Handbook, Ninth Rdition, Vol.8, Mechanical Testing, Ohio, 1985, p.376-382
- [N4] NEWMAN J.C, *A Review of Chevron-Notched Fracture Specimen. Chevron Notched Specimen: testing and Stress Analysis*, ASTM-STP 855
- [N5] NICHOLS R.W, BURDEKIN F.M, ... *Crack Opening Displacement Techniques for the Selection of Fracture Resistant Materials*. First Raport of the Crack Opening Displacement Application (CODA) Panel of the Navy Department Advisory Committee on Structural Steels.
- [N6] NISHIOKA T, PERI M, ATLURI S.N, *An Analysis of and Somme Observation on Dynamic Fracture in an Impact Test Specimen*. Conf. on the Pressure Vessel and Piping, Materials, Nuclear Engineeering and Solar Divisions, June, 1981, Denver, p.1-10
- [N7] NEȘPOR G.S, MIKLEAEV G.G, ANDREEV D.A, *O vozmojnosti unificații metodika opredelenia veazkosti razrušenja pri plocieioi napreaženom sostoianii*. Zav. Lab. 3/1980
- [N8] NEȘPOR G.S, ANDREEV D.A, ARMEAGOV A.A, *Korelația veazkosti razrušenja pri plocikom napreaženom sostaianii  $K_c$  s mehanikim doistvami*. Zav. Lab. 3/1982

- [N9] NEȘPOR G.S, KUDREAVȚEV G.D, BEAKOV L.I, *Vlianie metoda opredelenia razmera plasticeskih zon na harakteristiki statisticekoi treščinostoikosti*. Zav. Lab. 7/1990
- [N10] NEȘPOR G.S, KUDREAVȚEV G.D, ARMEGOV A.A, *Metodi polucenia R-criviĥ i ih primerenie dlea oțenki materialov*. Zav. Lab. 1/1985
- [N11] NEȘPOR G.S, KUDREAVȚEV G.D, *Vlianie uslovii nanecenia ishodnĭm ustalostnoi treščinĭ sposova izterenia dlenĭ treščinĭ pri staticeskomnagrujenii na R-crivuiu*. Zav. Lab. 1/1986
- [N12] NEȘPOR G.S, KUDREAVȚEV G.D, *Primenenie R- krivoi dlea oțenki veazkosti razrușenia  $K_c$* . Zav. Lab. 4/1986
- [N13] NEȘPOR G.S, *O nekotoriĥ osobenostiah R-crivoi i isplzovanii dlea oțenki soprotivlenia razrușeniu aluminievah splavov*. Zav. Lab. 5/1987
- [N14] NEȘPOR G.S, KUDREAVȘEV G.D, SABLONSKI I.S, PUL A.N, *Prognozirovanie veazkosti razrușenia Ńirokiĥ obrazțova pomoșcin R-criviĥ*. Zav. Lab. 4/1990
- [N15] NORRIS D.M, a.al. *Application of Tearing Modulus Stability Concepts to Nuclear Piping*. EPRI N.P-2261, Final Report, Febr. 1982
- [O1] OBCINIKOB A.V, *Vzaimosveaz kriteiev mehaniki razrușenia soobșcenie. Silovoe nagrujenie. Problemi Procinosti*, 4/1990
- [P1] PANASYUK V.V, RATYCH L.V, *Problems of corrosion fracture mechanics and metod protection*. ECF 9, Varna , sept.1992, Vol.I, p.451-458
- [P2] PANĂ T, *Aplicații ingineresti ale mecanicii ruperii*. Ed. Tehnică, București, 1975
- [P3] PANĂ T, *Mecanica ruperii materialelor*. Lito Inst. Polit. București, 1992
- [P4] PEVZNER B.I, *O reghistrații razvitia treščinĭ v obrazțah s primeniam metrela electrosoprotivlenia*. Zav. Lab. 1/1988
- [P5] PODKUSTOV V.P, POMANOV I.I, ... *Opredelenie zoni visokoi plastivnosti dlea stali Sx15 i stali 20 vblizi temperatur fazovĭh predrașcenii*. Zav. Lab. 3/1988
- [P6] POKOVSKY V.V, YARUSEVICH V.T, *Structure sensitiv model for the evalution on fracture toughness characteristics for titanium alloys*. ECF 9, Varna, sept.1992, Vol. I, p.337-340
- [P7] POPOV L.V, NASIBOB A.G, *Udelnea energostkost voloknistigo izloma nizkoleghirovaniĥ stalei kriterii oțenki soprotivlenia hrupkomu razrușeniu*. Zav. Lab. 11/1984
- [P8] POPOV A.A, OVCINIKOV A.V, ... *Opredelenia koeffițientov intensivnosti napreajenii s isnozovaniem fotouprugnih modelei*. Zav. Lab. 9/1982
- [P9] POPOV L.V, JIVOV A.N, ... *Vlianie rejima termonobrabrtki na treščinostoikosti stalei 15x2 NMFA-A*. Zav. Lab. 8/1989
- [P10] POSEA N, ANGHIEL A, GRIGORE N, MINCU V, *Statica și dinamica sistemelor de conducte*. Ed. Academiei României , București, 1996
- [P11] PANONTIN T.L, HILL M.R, *Proof-Test- Based Life Prediction of High-toughness Pressure Vessels*. Jour. of Pressure Vessel Technology, Febr. 1996, Vol.118, p.87-93
- [R1] RAKOVSKHI V.A, *Opredelenie J-integrala na stadii stabilnogo rosta treščinĭ*. Zav. Lab. 7/1988
- [R2] RANDON J.C, *Fatigue Crack Propagation at Elevated Temperatures*. 5th Intern. Frac. Mech. Summer Skhool, Dubrovnic, June, 1989, p.117-135
- [R3] RAȚIU M, MOISIDIS N, *Serviceability of carbon steel piping to intermittent elevated temperature*. Report AAB Impell Corporation, San Ramon, California 94583
- [R4] READ D.T, McHENRY H.J, *Postweld Heat Treatment Criteria for Repair Weld in 2.25Cr1Mo Superheater Headers*. 5th Intern. Fract. Mech., Summer School, Dubrovnic, June, 1989, p.235-254

- [R5] RICE J.R, *A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks*. Journ. Applied Mech., No.5, June, 1968
- [R6] RICE J.R, *Mathematical Analysis in the Mechanics of Fracture*. (Ed. by H.Liebowitz) 1968, Vol.II, Academic Press, New York, p.191-311
- [R7] REIFF K, ORTMAN R, KONEZALLO M, *Crack initiation and growth in case of Charpy specimen*. ECF 9, Varna, sept.1992, Vol.I, p.309-314
- [R8] ROBERTIR R. a.al. *J-R curve Dependence on Specimen Geometri and Microstructural in two Austenitic-Feritic Stainless Steels*. 10th Congr. on Mater. Testing, Budapesta, 1991, Vol.I, p.158-165
- [R9] ROORKE D.P, CARTWRIGHT D.J, *Compendiu of Stress Intensity Factors*. Her Majesty's Stationary Office, London, 1976
- [R10] ROMERO A, BALLARINI R, *K-dominance for a pressurized Griffith Crack*. Intern Journ. of Fracture, Vol.71, No.1, 1995, p.95-97
- [S1] SAFTA V, BERNAT A, MOISA T, *Svezaz mejdu horakteristikami dinamiceskoi veazkosti razrušenja*. Zav. Lab. 7/1981
- [S2] SAIDOV G.J, *Metodika opredelenia kriticeskogo coefiienta intensivnosti napreajenii i temperaturi veazko-hrupkogo perehoda dlea stalei nizkoi i srednei procinosti*. Zav. Lab. 8/1985
- [S3] SCHNADT N.M, *Hene Prufmethoden von stahlem und Schweissrekstoffen fur grosse Schweisskonstruktionen*, 1957
- [S4] SCHINDLER N.J, MORF U, *On estimation of fracture toughness from instrumented and standard Charpy V-notch test*. 10th Congr. on Mater. Testing, Budapesta, 1991, p.172-177
- [S5] SEDMAK S, *The application of fracture mechanics to life estimation of power plant components*. 5th Intern. Fract. Mech., Summer School, Dubrovnic, June 1989
- [S6] SHERMAN H.D, *Fracture toghness testing using Chevron-notched specimens*. Metals Handbook, 1985, Vol.8, Mechanical Testing
- [S7] SIIH G.C, *Handbook of Stress-Intensity Factors. Stress-Intensity Factors. Solutions and Formulas for Referance. (Thermoelastic Crack Problems)*, 1973, USA
- [S8] SITNIKOV I.L, OSTSEMIK A.A, DENIŠKIN S.A, *Opredelenia koefiienta intensivnosti napreajenii  $K_I$  metodom golograficeskoi fotouprugosti*. Zav. Lab. 9-1982
- [S9] SKOTNIKOV J.A, KUDRAŠKOV V.G, *K opredeleniu  $K_{IC}$  na obrazcah s ostrim ševronim nadrezom*. Zav. Lab. 6/1987
- [S10] SMOLENŢEV V.I; *Metod mnogokratnogo opredelenia  $J_{IC}$  na odnom obrazce*. Zav. Lab. 9/1980
- [S11] SMOLENŢEV V.I, *Metod opredelenia veazkosti razrušenja*. Zav. Lab. 1/1978
- [S12] SNEDDON I.N, LOWENGRUB M, *Crack Problems in Clasical Theory of Elasticity*. John Wiley and Sons, New York, 1969
- [S13] SOROKIN V.I, EMITRUK V.F,... *Primenenie elektropotenŢialnogo metoda dlea opredelenia haraktera razvitia treščini*. Zav. Lab. 12/1981
- [S14] SOULAT P, ROUSIN B, *Effect of sustained load and low loading rate one the tearing resistence of a pressure vessel steel*. ECF 9, Varna, sept.1992, Vol.II, p.829-835
- [S15] SRINATH L.S, SRINASA N.M, HAREESH T.V, *Deformation of Stress-Intensity Factors for Cracks in Tubes Under Torsion*. Experimental Mechanics, sept.1983, p.262-267
- [S16] STAS 200-75 *Încercările metalelor. Încercarea la tracțiune*
- [S17] STAS 6338-79 *Încercările metalelor. Determinarea limitei de curgere a oțelurilor la temperaturi ridicate*

- [S18] STAS 1400-75 *Încercările metalelor. Încercarea de încovoiere prin șoc pe epruvete cu creștătură în U*
- [S19] STAS 7511-81 *Încercările metalelor. Încercarea de încovoiere prin șoc pe epruvete cu creștătură în V*
- [S20] STAS 1026-75 *Încercările metalelor. Încercarea de încovoiere prin șoc pe epruvete cu creștătură în U și V. Determinarea cristalinității și fibrozității rupturii*
- [S21] STAS 7400-77 *Încercările metalelor. Încercarea de încovoiere prin șoc la cald pe epruvete cu creștătură*
- [S22] STAS 9760-84 (STAS 31122-92) *Încercările metalelor. Determinarea tenacității la rupere după metoda  $K_{IC}$*
- [S23] STAS 10052-82 *Încercările metalelor. Determinarea tenacității la rupere după metoda  $\delta_c$*
- [S24] *Studiu privind controlul stării materialului unor conducte de abur din centralele termoelectrice*. Contracte de cercetare între ICEMENBERG București și Universitatea "Politehnica" Timișoara, 1985...1992
- [S25] SUGHIRBEKOV B.A. *Ostilografirovanie udernih ispitania*. ZAv. Lab. 11/1989
- [T1] TADA H, PARIS P, *Estimation of Stress Intensity Factors and the Crack Opening Area of a Circumferential and a Longitudinal Through-crack in a Pipe*, Appendix 2, 1983, USA
- [T2] TEKIN E, OGEL B. *Fracture toughness testing of AISI M12 high speed steel*. 10th Congr. on Mater. Testing, Budapesta, sept.1991
- [T3] TIMONIM V.N, EAROȘENKO M.V, CEARNEAVSKI O.A, *O merodike raznosti elektriceskih pote.șialov pri isledovaniiah kinetiki rosta treșcinî*. Zav. Lab. 10/1985
- [T4] TIMOȘUK T.T, NISTRATOV I.I, BALAȘOV I.V, *Vlianie uslovია ispitania pri opredelenii udarnoi veazkosti metalov*. Zav. Lab. 2/1988
- [T5] TRIPA P, *Studiu privind corelația între energia de rupere determinată pe epruvete Charpy V și deplasarea critică la vârful fisurii DCVF pentru oțelul termorezistent X20CrMoV121*. Al VI-lea Simp. Naț. de Tens., Craiova, sept.1992, Vol.II, p.480-483
- [T6] TRIPA P, CRISTUINEA C, DUMITRU I, TURCU L, *Unele considerații privind tenacitatea oțelului 12H1MF utilizat la conductele de abur din centralele termoelectrice*. Al VI-lea Simp. Naț. de Tens., Craiova, sept.1992, Vol.II, p.474-479
- [T7] TRIPA P, CRISTUINEA C, *Dispozitiv pentru determinarea la tracțiune, la temperaturi ridicate, a lui  $K_{IC}$* . Al VI-lea Simp. Naț. de Tens., Craiova, sept.1992, Vol.I, p.297-300
- [T8] TRIPA P, *Câteva considerații asupra caracteristicii de tenacitate a materialelor*. Univ. Reșița, oct.1993, Vol.V, p.186-189
- [T9] TRIPA P, *Metode și caracteristici pentru evidențierea comportării oțelurilor*. Univ. Reșița, oct.1993, Vol.V, p.182-185
- [T10] TRIPA P, *Considerații asupra stărilor limită dintr-o conductă de abur*. Fac. Mecanică, Timișoara, 1993, p.35-355
- [T11] TRIPA P, DUMITRU I.... *Asupra unei mașini pentru încercat la răsucire prin șoc*. "Tehnum 2000", Electrotimiș, Timișoara, mai 1988, p.79-82
- [T12] TRIPA P, *The tenacity of materials. Characteristics and methods for the apreciation of the steel behaviour*. Bul. Șt. al Univ. "Politehnica" Timișoara, Tom 39(53), 1994
- [T13] TRIPA P, *Cercetări asupra ductilității și tenacității la temperatură normală a unor oțeluri termorezistente folosite în confecționarea conductelor de abur*. Univ. Oradea, Fasc. Mecanică, 1994, p.135-142

- [T14] TRIPA P, *Cercetări asupra ductilității și tenacității la temperatură ridicată a unor oțeluri termorezistente*. Univ. Oradea, Fac. Mecanică, 1994, p.143-148
- [T15] TRIPA P, *Influența duratei de funcționare a conductelor de abur asupra ductilității și tenacității unor oțeluri termorezistente*. Univ. Oradea, Fasc. Mecanică, 1994, p.149-154
- [T16] TRIPA P, *Cercetări la temperatură ridicată privind influența duratei de funcționare a conductelor asupra tenacității oțelului termorezistent CSNI5128*. Univ. Oradea, Fasc. Mecanică, 1995, p.165-170
- [T17] TRIPA P, MARȘAVINA L, *Estimarea siguranței în exploatare a conductelor de abur viu fisurate, utilizând conceptele Mecanicii Ruperii*. Univ. Oradea, Fasc. Mecanică, 1995, p.179-184
- [T18] TRIPA P, MARȘAVINA L, *Estimarea siguranței în exploatare a conductelor de abur intermediar, utilizând conceptele Mecanicii Ruperii*. Univ. Oradea, Fasc. Mecanică, 1995, p.171-178
- [T19] TRIPA P, FAUR N, *Considerații asupra stării de tensiune și a factorului de intensitate al tensiunii  $K_I$  la vârful unei fisuri longitudinale nestrăpunse dintr-o conductă supusă la presiune interioară*. Al II-lea Simp. Naț. de Mecanica ruperii, Midia, iunie 1996, p.50-54
- [T20] TRIPA P, FAUR N, *Considerații asupra stării de tensiune și al factorului de intensitate al tensiunii  $K_I$  la vârful unei fisuri circumferențiale străpunse dintr-o conductă supusă la presiune interioară*. Al II-lea Simp. Naț. de Mecanica ruperii, Midia, iunie 1996, p.56-59
- [T21] TRIPA P, MARȘAVINA L, *Influența ciclurilor de solicitare asupra factorului de intensitate al tensiunii și a propagării prin oboseală a unei fisuri longitudinale nestrăpunse dintr-o conductă de abur supusă la presiune interioară*. Al II-lea Simp. Naț. de Mec. ruperii, iunie 1996, Midia, p.220-225
- [T22] TRIPA P, MARȘAVINA L, *Calculul la oboseală al unei conducte din rețeaua de termoficare având o fisură longitudinală de suprafață*. Univ. Reșița, oct. 1996, Fasc.II, p.441-446
- [T23] TRIPA P, IILUȘCU M, *Factorul de intensitate al tensiunii  $K_I$  la o conductă de abur cu fisură circumferențială de suprafață supusă la șoc termic*. Univ. Reșița, oct.1996, Fasc.II , p.459-464
- [T24] TRIPA P, *Condiderații asupra relațiilor de calcul ale lui  $K_I$  pentru o conductă supusă la presiune interioară și având o fisură longitudinală străpunasă*. Al VII-lea Simp. Naț. de Tens., Suceava, oct.1996, Vol.III, p.55-60
- [T25] TRIPA P, *Influența temperaturii asupra tenacității la rupere a oțelului termorezistent X20CrMoV121 utilizat în confecționarea conductelor de abur*. Al VII-lea Simp. Naț. de Tens. , Succav, oct.1996, Vol.III, p.43-46
- [T26] TRIPA P, *Curba de evaluare a avariei pentru o conductă supusă la presiune interioară, confecționată din oțel termorezistent și având o fisură circumferențială*. Al VII-lea Simp. Naț. de Tens., Suceava, oct.1996, Vol.III, p.47-54
- [T27] TRIPA P, CRISTUINEA C, *Temperature influence of Fracture Toughness  $K_{IV}$  for two thermoresisting steels*. ECF 11, Poitiers, sept.1996
- [T28] TRIPA P, MARȘAVINA L, *Computer CODE for calculating the factor of safety against fracture and the fatigue crack propagation*. ECF-11, Poitiers, sept.1996
- [T29] TRIPA P, MARȘAVINA L, *Calculus model for unstable fracture of a pipe with a longitudinal surface crack*. Bul. Șt. al Univ. "Politehnica" Timișoara, Fasc. B, Tom 41(55), 1996

- [T30] TVIGUN V.N, CELIŠEV N.A, GRUGLEAKOV N.E, *Ustalostnaia mašina dlea ispitania kompaktnih obrazov na  $K_{IC}$  i  $K_{IIC}$* . Zav. Lab. 7/1984
- [U1] ULMANU V, ZECHERU G, DRĂGHICI G, *Determinarea experimentală prin metodele mecanicii ruperilor a caracteristicilor de comportare la oboseală a oțelului 36CrNiMo4 îmbunătățit*. Al II-lea Simp. Naț. de Mecanica Ruperii, Midia, sept.1996, p.147-154
- [U2] UMERENKOV N.A, BORKOVSKI I.Z, VASHILEV I.E, *Vlianie ostroți nadreza na karakteristili razrušenja pri udarnih ispitania*. Zav. Lab. 3/1978
- [V1] VASIUTIM A.N, *Criterioni uprugoplasticekogo razrušenja primehitelno k korostim treščinam*. Zav. Lab. 4/1985
- [V2] VILJANOVSKI B, a.al. *Resistance to Fracture of AlZnAgCu High Strength Alloys*. ECF 9, Varna, sept.1992, Vol.I, p.133-139
- [V3] VIEHRIG H.V, POPP K, RINTANAMA R, *Measurement of dynamic elastic-plastic fracture toughness parameters using various methods*. 10th Congr. on Mat. Testing, Budapesta, sept.1991, p.201-208
- [V4] VIKULIN A.V, SOLNTEV I.P, *Ispolzovanie energheticeskogo podhoda dlea kosvenoi očenki veazkosti razrušenja konstrukciolnih stalei*. Zav. Lab. 7/1983
- [V5] VIKULIN A.V, SOLNTEV I.P, *Rascetno-experimentalnaia očenka treščinostoikosti stali na stadii rasprostranenia treščinî*. Zav. Lab. 11/1986
- [V6] VISWANATHAN R, JAFFEE R.I, *Toughnees of Cr-Mo-V Steels for Steam Turbine Rotors*. Jour. of Eng. Mater. and Techn. July, 1990, p.286-292
- [V7] VISWANATHAN R, GEHL S, *Method for estimation of the fracture toughness of CrMoV rotor Steels based on compozition*. Jour. of Eng. Mater. and Tech., July 1990
- [V8] VISWANATHAN R, SHERLOK T.P, *Long-Time isothermal Temper Embrittlement in Ni-Cr-Mo-V Steels*. Metallurgical Transactions, Vol.3, febr.1972, p.459
- [V10] VOINEA R, VOICULESCU D, SIMION F.P, *Introducere în mecanica solidului cu aplicații în inginerie*. Ed. Academici R.S.R, București, 1989
- [V11] VOLKOV V.A, NOSOV V.G, *Opredelenie kriticeskogo koeffiçienta intensivnosti napreajenii po rezultatam ispitanii obrazov razlicinih razmerov*. Zav. Lab. 2/1981
- [V12] VRHOVAC M, SEDMAK S, *Life-assesment of U-tubes in the "KRSKO" Nuclear Power Plant Steam Genarator*. 5th Intern. Frac. Mech., Summer School, Dubrovnic, June, 1989, p.391-400
- [W1] WANG Z.Q, *The corelation of dynamic stress intensity factor for a crscked thich walled cylinder*. Intern. Jour. of Frac., Vol.73, No.4, 1995, p.369-370
- [W2] WELLMAN G.W, ROLFE S.T, *Engineering Aspects of CTOD Fracture Toughness Testing*. WRC Bulletin, Nov.1984, p.292
- [W3] WESSEL A.A, *Primer: Fracture Mechanics in the Nuclear Power Industry*. EPRI NP-5792, 1990, Palo Alto
- [W4] WNUK M.P, *Fundamental concepts of damage toleran design*. ECF 9, Varna, sept. 1992, Vol.II, p.687-716
- [Z1] ZAILUNIN R.S, IȘMAROV R.G, *Opredelenie koeffiçienta intensivnosti napreajenii dlea trub po predelenoi nagruzke*. Zav. Lab. 4/1990
- [Z2] ZBIB H.M, IHIRTH J.P, DEMIR I, *The stress intensity factor of cylindrical cracks*. Int. Jour. oe Eng. Science. Vol.33, No.2, 1996, p.247-253
- \*\*\* *Fracture Mechanics Notes*.
- [V9] VISWANATHAN R., JOSHI A. *Efect of Microstructure on the Temper Embrittlement of Cr-Mo-V steels*. Metallurgical Transaction. Vol. 6A, p.2289, Dec.1975, USA

## ANEXA 4.2-1

Funcțiile  $F$  și  $V_1$  pentru conducta cu fisură interioară longitudinală de suprafață, supusă la presiune interioară

Raportul $h/R_i$	Funcțiile $F$ și $V_1$	Raportul $a/h$			
		1/8	1/4	1/2	3/4
1/5	$F$	1,19	1,38	2,10	3,30
	$V_1$	1,51	1,83	3,44	7,50
1/10	$F$	1,20	1,44	2,36	4,23
	$V_1$	1,54	1,91	3,96	10,4
1/20	$F$	1,20	1,45	2,51	5,25
	$V_1$	1,54	1,92	4,23	13,5

## ANEXA 4.3-1

Funcțiile  $F$  și  $V_1$  pentru conducta cu fisură circumferențială interioară de suprafață, sollicitată la întindere

Raportul $h/R_i$	Funcțiile $F$ și $V_1$	Raportul $l/l_m$			
		1/8	1/4	1/2	3/4
1/5	$F$	1,16	1,26	1,61	2,15
	$V_1$	1,43	1,67	2,41	3,76
1/10	$F$	1,19	1,32	1,82	2,49
	$V_1$	1,55	1,76	2,84	4,72
1/20	$F$	1,22	1,36	2,03	2,89
	$V_1$	1,59	1,81	3,26	5,99

## ANEXA 4.4-1

**Funcțiile F și  $V_1$  pentru conducta cu fisură circumferențială străpunsă, solicitată la întindere**

Raportul R/h	Funcțiile F și $V_1$	Raportul $l/l_m$			
		1/16	1/8	1/4	1/2
5	F	1,049	1,176	1,607	3,745
	$V_1$	1,050	1,202	1,827	6,367
10	F	1,077	1,259	1,802	4,208
	$V_1$	1,082	1,319	2,243	8,323
20	F	1,127	1,387	2,059	4,811
	$V_1$	1,144	1,530	2,922	11,089

## ANEXA 4.5-1

**Funcțiile F și  $V_1$  pentru conducta cu fisură circumferențială străpunsă, solicitată la încovoiere pură**

Raportul R/h	Funcțiile F și $V_1$	Raportul $l/l_m$			
		1/16	1/8	1/4	1/2
5	F	1,046	1,143	1,423	2,555
	$V_1$	1,052	1,191	1,732	4,958
10	F	1,070	1,219	1,599	2,896
	$V_1$	1,081	1,304	2,116	6,510
20	F	1,118	1,343	1,836	3,337
	$V_1$	1,141	1,510	2,753	8,727



Funcțiile  $h_1$  și  $h_2$  pentru conducta cu fisură longitudinală interioară de suprafață, supusă la presiune interioară

Raportul $h/R_i$	Raportul $a/h$	Funcțiile $h_1$ și $h_2$	Exponentul de cecurizare $n$					
			1	2	3	5	7	10
1/5	1/8	$h_1$	6,32	7,43	9,32	11,5	13,12	14,94
		$h_2$	5,83	7,01	7,96	9,49	10,67	11,96
	1/4	$h_1$	7,00	8,34	9,03	9,59	9,71	9,45
		$h_2$	5,92	8,72	8,07	7,26	7,14	6,71
	1/2	$h_1$	10,37	9,29	9,07	5,61	3,52	2,11
		$h_2$	7,05	6,97	6,01	3,70	2,28	1,25
3/4	$h_1$	11,00	5,54	2,84	1,24	0,83	0,493	
	$h_2$	7,35	3,86	1,86	0,556	0,261	0,129	
1/10	1/8	$h_1$	5,22	6,64	7,59	8,76	9,34	9,55
		$h_2$	5,31	6,25	6,88	7,65	8,02	8,09
	1/4	$h_1$	6,16	7,49	7,96	8,08	7,78	6,88
		$h_2$	5,56	6,31	6,52	6,40	6,01	5,27
	1/2	$h_1$	10,50	11,6	10,7	6,47	3,95	2,27
		$h_2$	7,48	7,72	7,01	4,29	2,58	1,37
3/4	$h_1$	16,1	8,19	3,87	1,46	1,05	0,787	
	$h_2$	9,57	5,40	2,27	0,706	0,37	0,232	
1/20	1/8	$h_1$	4,50	5,79	6,62	7,65	8,07	7,75
		$h_2$	4,96	5,71	6,20	6,82	7,02	6,66
	1/4	$h_1$	5,57	6,91	7,37	7,47	7,21	6,53
		$h_2$	5,29	5,98	6,16	6,01	5,63	4,93
	1/2	$h_1$	10,8	12,8	12,8	8,16	4,88	2,62
		$h_2$	7,66	8,33	8,13	5,33	3,20	1,65
3/4	$h_1$	23,1	13,1	5,87	1,90	1,23	0,883	
	$h_2$	12,1	7,88	3,84	1,01	0,454	0,240	

Funcțiile  $h_1, h_2$  și  $h_3$  pentru conducta cu fisură circumferențială interioară de suprafață, solicitată la întindere

Raportul $h/R_i$	Raportul $l/l_m$	Funcțiile $h_1, h_2, h_3$	Exponentul de ecruisare $n$					
			1	2	3	5	7	10
1/5	1/8	$h_1$	3,78	5,00	5,94	7,54	8,99	11,1
		$h_2$	4,56	5,55	6,37	7,79	9,10	11,0
		$h_3$	0,369	0,7	1,07	1,96	3,04	4,94
	1/4	$h_1$	3,88	4,95	5,64	6,49	6,94	7,22
		$h_2$	4,40	5,12	5,57	6,07	6,28	6,30
		$h_3$	0,673	1,25	1,79	2,79	3,61	4,52
	1/2	$h_1$	4,40	4,78	4,59	3,79	3,07	2,34
		$h_2$	4,36	4,30	3,91	3,00	2,26	1,55
		$h_3$	1,33	1,93	2,21	2,23	1,94	1,46
	3/4	$h_1$	4,12	3,03	2,23	1,546	1,30	1,11
		$h_2$	3,46	2,19	1,36	0,638	0,436	0,375
		$h_3$	1,54	1,30	1,04	0,686	0,508	0,366
1/10	1/8	$h_1$	4,00	5,13	6,09	7,69	9,09	11,1
		$h_2$	4,71	5,63	6,45	7,85	9,09	10,9
		$h_3$	0,548	0,733	1,13	2,07	3,16	5,07
	1/4	$h_1$	4,17	5,35	6,09	6,93	7,30	7,41
		$h_2$	4,58	5,36	5,84	6,31	6,44	6,31
		$h_3$	0,757	1,35	1,93	2,96	3,78	4,60
	1/2	$h_1$	5,40	5,90	5,63	4,51	3,49	2,47
		$h_2$	4,99	5,00	4,59	3,48	2,56	1,67
		$h_3$	1,555	12,26	2,59	2,57	2,18	1,56
	3/4	$h_1$	5,18	3,78	2,57	1,59	1,31	1,10
		$h_2$	4,22	2,79	1,67	0,725	0,48	0,30
		$h_3$	1,86	1,73	1,26	0,775	0,561	0,36
1/20	1/8	$h_1$	4,04	5,23	6,22	7,82	9,19	11,1
		$h_2$	4,82	5,69	6,52	7,90	9,11	10,8
		$h_3$	0,68	0,759	1,17	2,13	3,23	5,12
	1/4	$h_1$	4,38	5,68	6,45	7,29	7,62	7,65
		$h_2$	4,71	5,56	6,05	6,51	6,59	6,39
		$h_3$	0,818	1,43	2,03	3,10	3,91	4,69
	1/2	$h_1$	6,55	7,17	6,89	5,46	4,13	2,77
		$h_2$	5,67	5,77	5,36	4,08	2,97	1,88
		$h_3$	1,80	2,59	2,99	2,98	2,50	1,74
	3/4	$h_1$	6,64	4,87	3,08	1,68	1,30	1,07
		$h_2$	5,18	3,57	2,07	0,808	0,472	0,316
		$h_3$	2,36	2,18	1,53	0,772	0,494	0,33

Funcțiile  $h_1$ ,  $h_2$ ,  $h_3$  pentru conducta cu fisură circumferențială străpunsă, solicitată la întindere

Raportul R/h	Raportul $l/l_m$	Funcțiile $h_1, h_2, h_3$	Exponentul de ecruisare n				
			1	2	3	5	7
5	1/16	$h_1$	2,826	3,684	4,240	4,904	5,218
		$h_2$	3,68	4,390	4,865	5,430	5,665
		$h_3$	0,230	0,096	0,288	0,829	1,759
	1/8	$h_1$	2,812	3,495	3,829	4,002	3,820
		$h_2$	3,617	4,054	4,258	4,284	4,020
		$h_3$	0,292	0,120	0,324	0,717	1,100
	1/4	$h_1$	2,923	3,216	3,062	2,382	1,854
		$h_2$	3,799	3,758	3,440	2,588	1,964
		$h_3$	0,155	0,094	0,239	0,385	0,544
	1/2	$h_1$	2,448	1,758	1,338	0,851	0,575
		$h_2$	4,245	2,732	1,927	1,127	0,727
		$h_3$	0,039	0,057	0,097	0,143	0,125
10	1/16	$h_1$	2,979	3,967	4,655	5,576	6,104
		$h_2$	3,790	4,601	5,196	6,015	6,501
		$h_3$	0,118	0,101	0,309	0,830	2,012
	1/8	$h_1$	3,221	4,157	4,708	5,163	5,102
		$h_2$	3,969	4,629	5,029	5,336	5,209
		$h_3$	0,156	0,135	0,378	0,886	1,416
	1/4	$h_1$	3,677	4,159	4,032	3,238	2,605
		$h_2$	4,666	4,825	4,536	3,545	2,781
		$h_3$	0,087	0,112	0,318	0,499	0,734
	1/2	$h_1$	3,091	2,220	1,713	1,137	0,816
		$h_2$	5,549	3,548	2,512	1,510	1,029
		$h_3$	0,022	0,067	0,117	0,182	0,171
20	1/16	$h_1$	3,263	4,490	5,418	6,809	—
		$h_2$	4,005	5,003	5,809	7,063	—
		$h_3$	0,062	0,109	0,346	1,089	—
	1/8	$h_1$	3,911	5,252	6,132	6,986	—
		$h_2$	4,606	5,648	6,378	7,113	—
		$h_3$	0,186	0,158	0,462	1,141	—
	1/4	$h_1$	4,801	5,531	5,419	4,399	3,583
		$h_2$	6,077	6,500	6,214	4,918	3,890
		$h_3$	0,050	0,135	0,367	0,645	0,971
	1/2	$h_1$	4,039	2,891	2,241	1,517	1,128
		$h_2$	7,393	4,691	3,321	2,024	1,420
		$h_3$	0,012	0,080	0,143	0,232	0,227

Funcțiile  $h_1, h_2, h_3$  pentru conducta cu fisură circumferențială străpunsă, solicitată la încovoiere pură

Raportul R/h	Raportul $l/l_m$	Funcțiile $h_1, h_2, h_3$	Exponentul de ecrusare n				
			1	2	3	5	7
5	1/16	$h_1$	4,696	5,528	6,040	6,498	6,472
		$h_2$	4,764	5,783	6,385	6,930	6,929
		$h_3$	0,293	0,125	0,305	0,785	1,579
	1/8	$h_1$	4,646	4,956	4,993	4,724	4,278
		$h_2$	4,753	5,227	5,312	5,036	4,543
		$h_3$	0,399	0,151	0,321	0,685	1,210
	1/4	$h_1$	4,384	3,998	3,595	2,824	2,231
		$h_2$	4,981	4,581	4,075	3,132	2,434
		$h_3$	0,212	0,109	0,175	0,407	0,638
	1/2	$h_1$	2,795	2,059	1,598	1,048	—
		$h_2$	5,178	3,439	2,487	1,514	—
		$h_3$	0,052	0,063	0,088	0,169	—
10	1/16	$h_1$	4,987	6,018	6,743	7,620	7,969
		$h_2$	4,931	6,111	6,906	7,867	8,260
		$h_3$	0,159	0,133	0,265	0,897	1,394
	1/8	$h_1$	5,361	5,987	6,281	6,311	5,996
		$h_2$	5,229	6,007	6,349	6,412	6,097
		$h_3$	0,214	0,172	0,305	0,872	1,627
	1/4	$h_1$	5,620	5,312	4,886	3,969	3,240
		$h_2$	6,131	5,929	5,453	4,385	3,535
		$h_3$	0,120	0,132	0,220	0,541	0,886
	1/2	$h_1$	3,646	2,682	2,105	1,424	1,035
		$h_2$	6,849	4,564	3,331	2,076	1,446
		$h_3$	0,030	0,075	0,109	0,219	0,251
20	1/16	$h_1$	5,467	6,838	7,907	9,467	10,433
		$h_2$	5,213	6,657	7,755	9,351	10,346
		$h_3$	0,083	0,145	0,373	1,074	2,398
	1/8	$h_1$	6,531	7,635	8,311	8,689	8,453
		$h_2$	6,066	7,347	8,106	8,628	8,478
		$h_3$	0,118	0,202	0,471	1,140	2,201
	1/4	$h_1$	7,440	7,172	6,672	5,501	4,572
		$h_2$	7,991	8,013	7,516	6,163	5,050
		$h_3$	0,069	0,161	0,279	0,711	1,201
	1/2	$h_1$	4,853	3,571	2,821	1,950	—
		$h_2$	9,199	6,123	4,488	2,850	—
		$h_3$	0,017	0,091	0,136	0,285	—

Anexa 5.2-1

