

INSTITUTUL POLITEHNIC "TRAIAN VUIA" TIMIȘOARA

VIOREL GHICA

**CERCETAREA SUSCEPTIBILITĂȚII LA FISURARE
DUCTILA A OTELURILOR DE CONSTRUCȚII**

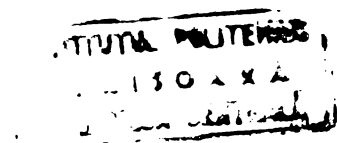
CONDUCĂTOR ȘTIINȚIFIC

BIBLIOTECA CENTRALĂ
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"
TIMIȘOARA

• 1979 •

INSTITUTUL POLITEHNIC TIMIȘOARA	
BIBLIOTECA CENTRALĂ	
Volume Nr.	361.120
După	167 Lit. E

Autorul lucrării consideră o datorie de onoare în a aduce recunoștința sa Institutului de Cercetări Metalurgice care i-a asigurat toate condițiile pentru realizarea cercetărilor și a mulțumii corpului didactic al catedrei de Rezistența Materialelor din Institutul Politehnic "Traian Vuia" - Timișoara pentru înalta ținută a coordonării științifice.



C O N T I N U T

. Pag.

Lista simbolurilor

1. INTRODUCERE	1
2. SUSCEPTIBILITATEA LA FISURARE A OTELURILOR	
2.1. Aspecte fenomenologice ale ruperii	4
2.2. Clasificarea ruperilor prin fisurare	6
2.3. Susceptibilitatea la fisurare	6
2.4. Curs istoric al evaluării tenacității	8
3. EVALUAREA TENACITĂȚII AVIND LA BAZA MECANICA RUPERII PRIN FISURARE	
3.1. Elemente de bază ale mecanicii ruperii	13
3.2. Analiza stării de tensiuni în fața unei creștături	15
3.3. Analiza stărilor de tensiuni, deforma- ții și deplasări în vecinătatea unei fisuri în corpuri plate	16
3.4. Definirea caracteristicii de tenaci- tate K_{II}	34
3.5. Determinarea caracteristicii K_{IC}	37
3.6. Concluzii	42
4. METODA PROPUȘA DE AUTOR PENTRU EVALUAREA SUSCEPTIBILITĂȚII LA FISURARE DUCTILA	
4.1. Analiză critică a metodelor actuale - premisele noi metode	44
4.2. Elemente de bază ale noii metode propușă de autor	57
4.3. Definirea caracteristicii de tena- citate K_{IR}	64
4.4. Concluzii	67

5. CERCETARI PRIVIND SUSCEPTIBILITATEA LA FIGURARE DUCTILA A OTELURILOR

5.1. Obiectivele cercetării	69
5.2. Metodica de cercetare	70
5.2.1. Materiale de cercetare	70
5.2.2. Spruștele pentru încercări	72
5.2.3. Tehnică de încercare	73
5.2.4. Prelucrarea datelor experimentale	74
5.3. Rezultatele încercărilor	76
5.3.1. Verificarea relațiilor de calcul a complianței	78
5.3.2. Influența temperaturii asupra curbelor forță - deplasare de deschidere a fisurii	81
5.3.3. Confirmarea identității și univocității caracteristicii K_{IR}	83
5.3.4. Caracterizarea susceptibilității la figurare a oțelurilor cercetate	86
5.3.5. Corelații cu caracteristicile de tenacitate evaluate prin încercări de încovoiere prin șoc	88
5.3.6. Considerații privind corelarea cu temperatura NDT	90
5.4. Aprecieri privind caracterizarea oțelurilor	92
5.5. Concluzii	94
6. APLICATII ALE CERCETARILOR	
6.1. Definirea sistemului unitar de clase de calitate (tenacitate)	95
6.2. Alegerea oțelurilor pentru construcții metalice	96

6.2.1. Elemente generale privind normele de alegere a clasei de calitate (tenacitate)	96
6.2.2. Analiza pericolului ruperii prin fisurare	99
6.2.3. Efectul grosimii la ruperea prin fisurare	103
6.2.4. Criteriile revizuirii STAS 8542	104
6.2.5. Eficiență economică	105
6.3. Prescripții de utilizare a oțelurilor de îmbunătățire pentru instalații de foraj care lucrează la temperaturi pînă la -60°C . . .	106
7. SINTESA CONTRIBUTIILOR LUCRĂRII	108
8. ANEXE	
8.1. Forma revizuită a standardului de alegere a oțelurilor pentru construcții metalice (STAS 8542)	111
8.2. Normă tehnică de măsură privind oțelurile de îmbunătățire folosite pentru instalații de foraj care funcționează la temperaturi scăzute	118
9. Bibliografie	

Lista simbolurilor

$\xi(z) : f(z)$	= funcții de variabilă complexă
$\Re : \text{Re } f(z)$	= partea reală a funcției de variabilă complexă
$\Im : \text{Im } f(z)$	= partea imaginară a funcției de variabilă complexă
$\mathcal{P}, \mathcal{F}, \mathcal{X}$	= funcții potențial
Φ	= funcția Airy
u	= deplasarea pe direcția x
v	= deplasarea pe direcția y
w	= deplasarea pe direcția z
δ_j	= deplasarea de deschidere a fisurii pe direcția y la distanța j față de origine pe axa x
ε	= deformația specifică
ε	= deformația reală
γ	= deformația unghiulară
ω	= rotație
σ	= tensiune normală
τ	= tensiune tangențială
E	= modul de elasticitate liniar
G	= modul de elasticitate transversal
μ	= constanta Poisson
λ	= constanta Lamé
F	= forță
S	= sollicitare
L	= lucru mecanic
U	= energie de deformare
\mathcal{E}	= energie de suprafață

C	= complianță
C_{jk}	= complianță specifică corespunzătoare deplasării de deschidere a fisurii δ_j , într-un plan perpendicular pe axa x la distanța $x = k$ de origine
K	= factor de intensitate al tensiunilor elastice
G	= energia elastică specifică de propagare a fisurii
K_R	= factor de intensitate al tensiunilor la granița elasto-plastică
R	= energia specifică echivalentă de propagare
R_p	= raza polară a graniței elastoplastice
J	= integrala energiei de deformare
a	= lungimea fisurii
t	= grosimea epruvetei
b	= lățimea epruvetei
l	= lungimea epruvetei
ρ	= raza de recordare a creștăturii
Y	= factor adimensional în calculul factorului de intensitate al tensiunilor
Φ	= factor adimensional în calculul complianței
Φ_{jk}	= factor adimensional în calculul complianței specifice C_{jk}
Φ_{ω}	= factor adimensional în calculul complianței specifice de rotație
KV	= energia de rupere în încercare de încovoiere prin șoc pe epruvete cu creștătură în V
TT	= temperatură de tranziție
T_{KV}	= temperatura la care $KV = 25$ jouli
NDT	= temperatura de pierdere a ductilității în încercarea Pellini

Lista indicilor simbolurilor

x, y, z	=	direcția axelor
o	=	originea axelor
r, θ	=	coordonate polare
L	=	limită
N	=	nominal
max	=	maxim
min	=	minim
m	=	mediu
e	=	elastic
p	=	plastic
R	=	rupere
i	=	inițiere
c	=	critic
v	=	volumetric
t	=	total
r	=	remanent
I, II, III	=	tipul de deschidere a fisurii
DP	=	stare plană de deformare
TP	=	stare plană de tensiuni

INSTITUTUL POLITEHNIC
BUCUREȘTI
BIBLIOTECA CENTRALĂ

I. INTRODUCERE

Construirea societății socialiste multilateral dezvoltate în România presupune un înalt grad de dezvoltare a industriei naționale atât din punctul de vedere al complexității cât și din cel al nivelului tehnico și de organizare al acesteia. Realizarea optimă a obiectivelor în sfera industrială va avea ca rezultat atât creșterea nivelului de trai, cât și asigurarea unei participări substanțiale a României la activitatea productivă mondială, în cadrul diviziunii internaționale a muncii. Aceste două deziderate necesită eforturi susținute pentru realizarea unor produse de calitate superioară, cu cheltuieli minime, care să satisfacă într-un grad înalt necesitățile beneficiarilor.

Economicitatea realizării produselor, reprezintă una din direcțiile prioritare ale creșterii eficienței activităților economice, în care cercetarea aplicativă poate aduce contribuții deosebite. Acest obiectiv fundamental, cuprins în Programul Partidului Comunist Român de păurire a societății socialiste multilateral dezvoltate și de înaintare a României spre comunism, precum și în Directivele Congresului al XI-lea al Partidului Comunist Român, capătă forma concretă - în domeniul de referință al acestei lucrări-de îmbunătățire a utilizării oțelurilor, și se înscrie pe două direcții prioritare ale politicii economice, și anume a sciderii pe ansamblu a cheltuielilor materiale prin folosirea la maxim a potențialului calitativ al oțelurilor și a raționalizării sortimentajiei de fabricație prin asigurarea extinderii domeniilor de utilizare a produselor și mărcilor tipizate. Cercetările efectuate în cadrul acestei lucrări au fost organizate avînd în vedere două obiective aplicative și anume îmbunătățirea standardului de alegere a oțelurilor pentru construcții metalice și rezolvarea problemei siguranței față de ruperea fragilă a instalațiilor de feraj pentru export în zone arctice.

Îmbunătățirea standardului de alegere a oțelurilor

pentru construcții metalice a constat în principal în înlocuirea vechii metode empirice cu o metodă nouă avînd la bază criterii de siguranță fundamentate de cunoașterea procesului de rupere prin fisurare. Aplicînd noua metodă se estimează că datorită utilizării mai raționale a oțelurilor - adică a evitării folosirii unor oțeluri de calitate superioară, deci mai scumpe, acolo unde condițiile de siguranță pot fi satisfăcute folosind oțeluri de calitate mai scăzută, deci mai ieftine - rezultă o reducere pe ansamblu a prețului construcțiilor metalice cu circa 5 milioane lei la 100.000 tone oțel.

Al doilea obiectiv aplicativ, și anume siguranța față de ruperea fragilă a instalațiilor de foraj pentru export în țările cu zone arctice (temperaturi pînă la -60°C), a fost abordat în ideea evitării asimilării de mărci noi, pentru a obține efecte economice atât din eliminarea cheltuielilor de cercetare-asimilare de mărci noi cît și din reducerea termenului la care realizarea acestor instalații este posibilă. Aplicînd metodele noi dezvoltate în această lucrare s-au putut stabili condițiile în care actuala gamă de oțeluri tipizate pentru organe de mașini în stare tratată termic poate satisface condițiile de siguranță față de ruperea fragilă și anume prin alegerea adecvată a tratamentului termic final.

Fundamentul teoretic al rezolvării acestor probleme, cuprins în prima parte a lucrării, îl constituie tratarea fenomenologică a procesului ruperii prin fisurare. Contribuția teoretică a lucrării constă în definirea și fundamentarea unei metode noi de evaluare a tenacității la fisurare. Metoda propusă nu este condiționată de dimensiunea epruvetelor, astfel încît poate fi aplicată la caracterizarea întregii game dimensionale de produse utilizată. Această metodă a permis caracterizarea susceptibilității la fisurare a oțelurilor în concordanță cu schimbările fenomenologice ale procesului de fisurare.

Programul experimental de verificare a ipotezelor teoretice și de caracterizare a susceptibilității la fisurare s-a efectuat pe baza criteriilor statistice ale teoriei estimăției. Pentru a facilita validarea rezultatelor, s-a făcut corelarea între caracteristicile oțelului evaluate prin

metodele empirice actuale și caracteristicile obținute prin aplicarea noii metode dezvoltate de autor.

Din punct de vedere teoretic, lucrarea are un caracter interdisciplinar, tratând probleme care se pot încadra în rezistența materialelor, teoria elasticității, mecanica rupei prin fisurare, încercările materialelor și controlul calității, și calculul la stări limită a construcțiilor.

2. SUSCEPTIBILITATEA LA FISURARE A OTELURILOR

2.1. Aspecte fenomenologice ale ruperii

Noțiunea de rupere definește, în accepțiunea sa cea mai generală, fenomenul de fragmentare a unui corp sub acțiunea unor stări de tensiuni. În rezistența materialelor ruperea reprezintă o stare limită definită de primul eveniment al fenomenului și anume realizarea unei discontinuități locale a materialului. Se apreciază, că acest fapt se produce în locul și în momentul în care tensiunea atinge valoarea rezistenței la rupere a materialului. Teoretic condiția de rupere astfel pusă este corectă, însă nu se verifică în practică. Valoarea tensiunii la care se obține experimental cedarea locală a materialului, adică caracteristica de rezistență la rupere obținută experimental, este mult mai mică decât valoarea teoretică, și anume forța maximă de coeziune care se obține prin mărirea distanței între atomi (deformare). Forța de coeziune variază funcție de distanța dintre atomi, conform fig. 1. Introducând noțiunea de energie de suprafață (g_s) care reprezintă lucrul mecanic de defacere a legăturilor atomice, deci suprafața curbei din fig. 1, se poate obține prin

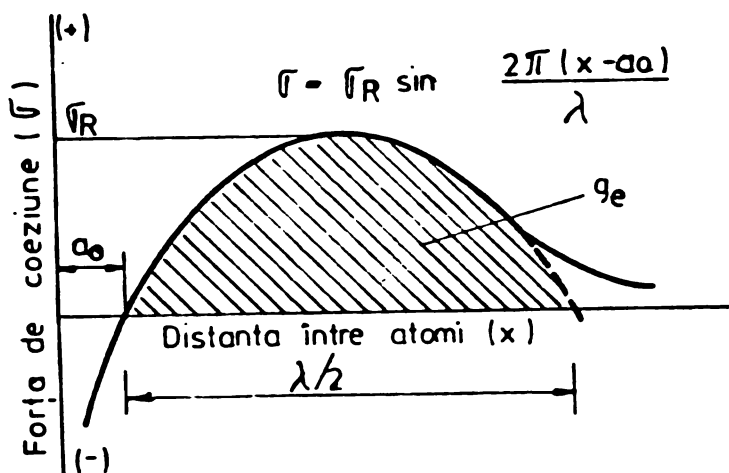


FIG. 1

integrarea acestei curbe și explicitarea în raport cu \sqrt{R} relația :

$$\sqrt{R} = \left(\frac{E g_e}{a_0} \right)^{1/2}, \quad (1.1)$$

în care :

- \sqrt{R} = rezistența teoretică de rupere
- E = modulul de elasticitate
- a_0 = distanța între atomi pentru cristalul nedeformat

Înlocuind valorile corespunzătoare mărimilor din relația (1.1), se obțin valori ale rezistenței teoretice care sînt de 100 ori pînă la 1000 de ori mai mari decît valorile rezistențelor experimentale.

Cauza diferenței mari între valorile teoretice și experimentale ale rezistenței, sugerată de A.A. Griffith /2/ și v. Weibull /3/, este existența în material a unor discontinuități care realizează concentrări locale de tensiuni. Într-adevăr, determinările experimentale pe fire din monocristale lipsite de dislocații ("mustăți") au condus la valori ale rezistenței la rupere de același ordin de mărime cu rezistența teoretică de rupere. Rezultă deci că condiția de rupere din rezistența materialelor este valabilă numai în ipoteza corpului continuu. În cazul corpului real cu defecte, ruperea trebuie tratată ca un proces de dezvoltare a discontinuităților din material cu realizarea unor suprafețe noi sub formă de fisură, deci un proces de fisurare a cărui desfășurare depinde atât de caracteristicile materialului cît și de natura și mărimea instantanee a fisurii. În acest caz, ruperea prezintă aspecte fenomenologice distincte, specifice condițiilor și fazelor de desfășurare a procesului, care pot fi grupate astfel :

- a) mecanismele germinării discontinuităților din material, de la dimensiunile microscopice ale dislocațiilor pînă la dimensiuni de micre sau macrofisuri ;

- b) mecanica desfășurării intempestive a proceselor de fisurare, la care se semnalează fazele de inițiere, propagare, oprire;
- c) mecanismele desfacerii legăturilor coezive ale materialelor.

2.2. Clasificarea ruperilor prin fisurare

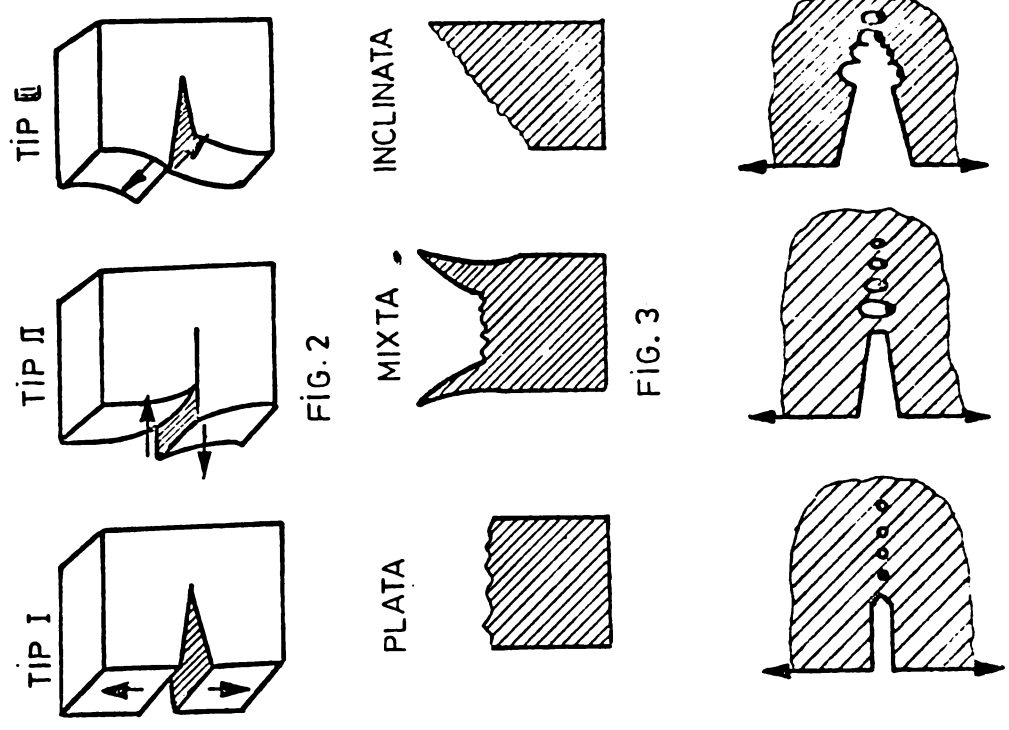
Complexitatea și diversitatea aspectelor ruperilor este sugestiv evidențiată de lista tipurilor de rupere cuprinse în clasificarea din tabelul 1, preluată din lucrările /4, 46/. Fiecare din aceste tipuri de rupere prezintă elemente particulare care individualizează legile specifice fiecărui tip. Având în vedere acest fapt, se face precizarea că ruperile cercetate în această lucrare au fost, de tip I, la tensiuni scăzute (înainte de curgerea generală), tenace, mixte și cu propagare intempestivă. Conform clasificării din tabelul 1, ruperile intempestive sînt cele care se realizează în condițiile și sub efectul exclusiv al unei solicitări singulare (nerepetate), spre deosebire de ruperile germinative care se desfășoară în timp, în condiții speciale de solicitare ca de exemplu : sarcini repetate (oboseală), coroziune, fluij, etc.

2.3. Susceptibilitatea la fisurare

În standardul de terminologie în încercările mecanice ale metalelor (STAS 1965) a fost introdusă noțiunea de susceptibilitate la fisurare. Această noțiune evidențiază caracterul tranzitoriu al comportării la rupere (fisurare) a materialului. Susceptibilitatea la fisurare este evaluată printr-o curbă de tranziție a unei caracteristici care definește comportarea la rupere - caracteristică de tenacitate - funcție de temperatură, viteză de aplicare a sarcinii, etc.

Necesitatea evaluării susceptibilității printr-o

Figuri explicative



Tipuri de rupere

<p>I. STABILITATEA SI CLASIFICAREA</p> <p>1. Diferența tensiunii principale maxime (fig. 2)</p> <ul style="list-style-type: none"> - deschidere (tip I) - forfecare frontală (tip II) - forfecare laterală (tip III) <p>2. Valoarea tensiunii lor de solicitare</p> <ul style="list-style-type: none"> - tensiuni scuzate ($\sigma_N < \sigma_{Rp}$) - tensiuni înalte ($\sigma_N > \sigma_{Rp}$) (curgere generală) <p>3. Gradul de triaxialitate a tensiunii lor</p> <ul style="list-style-type: none"> - stare plană de tensiuni - stare plană de deformație 	<p>II. ENERGETIC</p> <p>1. Cantitatea de lucru mecanic consumat pentru rupere (energia de deformare care precede ruperea)</p> <ul style="list-style-type: none"> - fragilitate (elastică) - tenacitate (elasto-plastică) 	<p>III. SUPRAFAȚA DE RUPERE</p> <p>1. Aspectul suprafeței de rupere</p> <ul style="list-style-type: none"> - cristalină - fibroasă <p>2. Geometria suprafeței de rupere</p> <ul style="list-style-type: none"> - plană - înclinată - mixtă 	<p>IV. PROFUNDITATEA</p> <p>1. Condițiile de propagare</p> <ul style="list-style-type: none"> - seriativă (lentă) - intermitentă (rapidă) <p>2. Traectoria fisurii</p> <ul style="list-style-type: none"> - transcrystalină - intercrystalină - glivă 	<p>V. MECANISMUL DE SEPARARE</p> <ul style="list-style-type: none"> - ductil (fig. 4) - sălțare la rosturi
---	---	--	---	---

2) Mecanismul de separare este evidențiat prin analize la microscop a suprafețelor de rupere. Jpre exemplificarea sînt date în fig. 5, 6, 7; fotografiile imaginilor obținute cu un microscop electronic cu balcaj (secondary) /4/

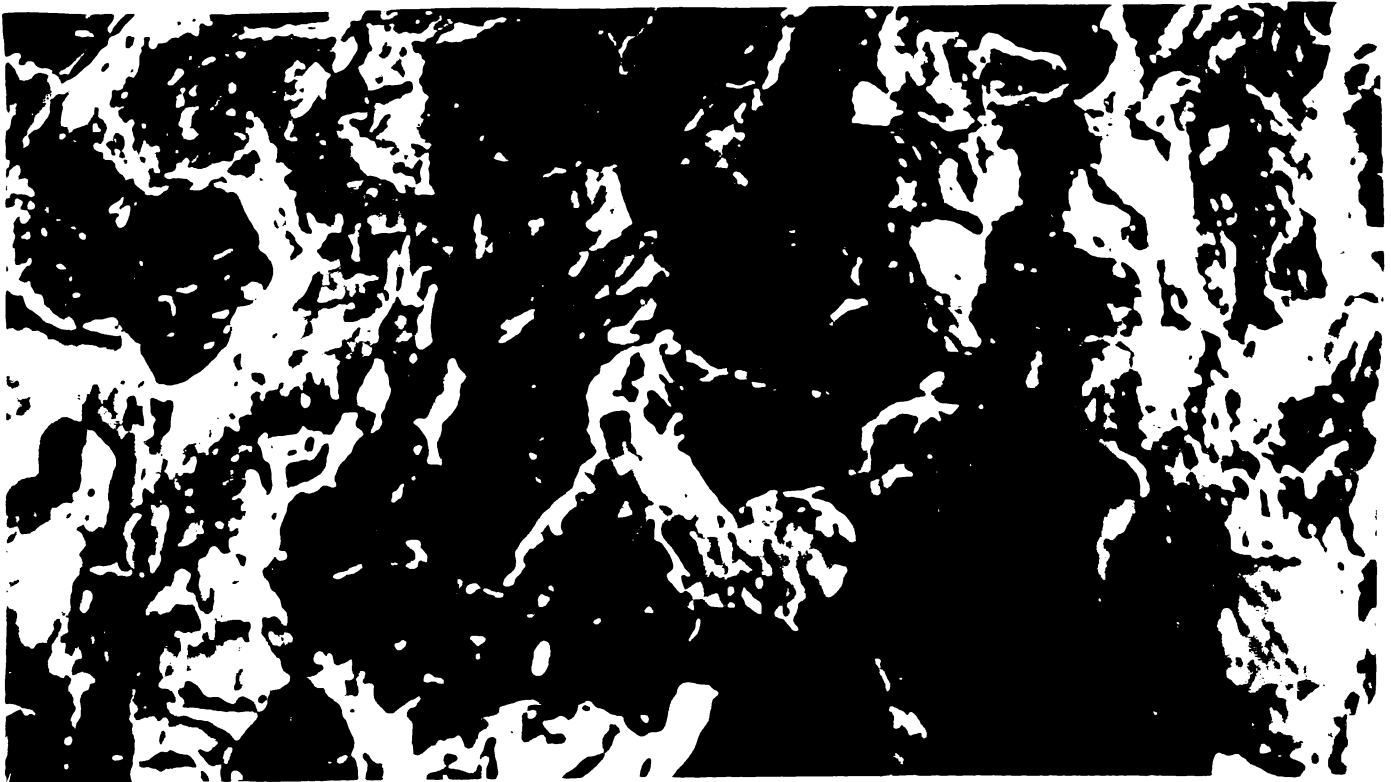


Fig. 5- Microfotografie rupere intergranulară



Fig. 6- Microfotografie rupere prin clivaj

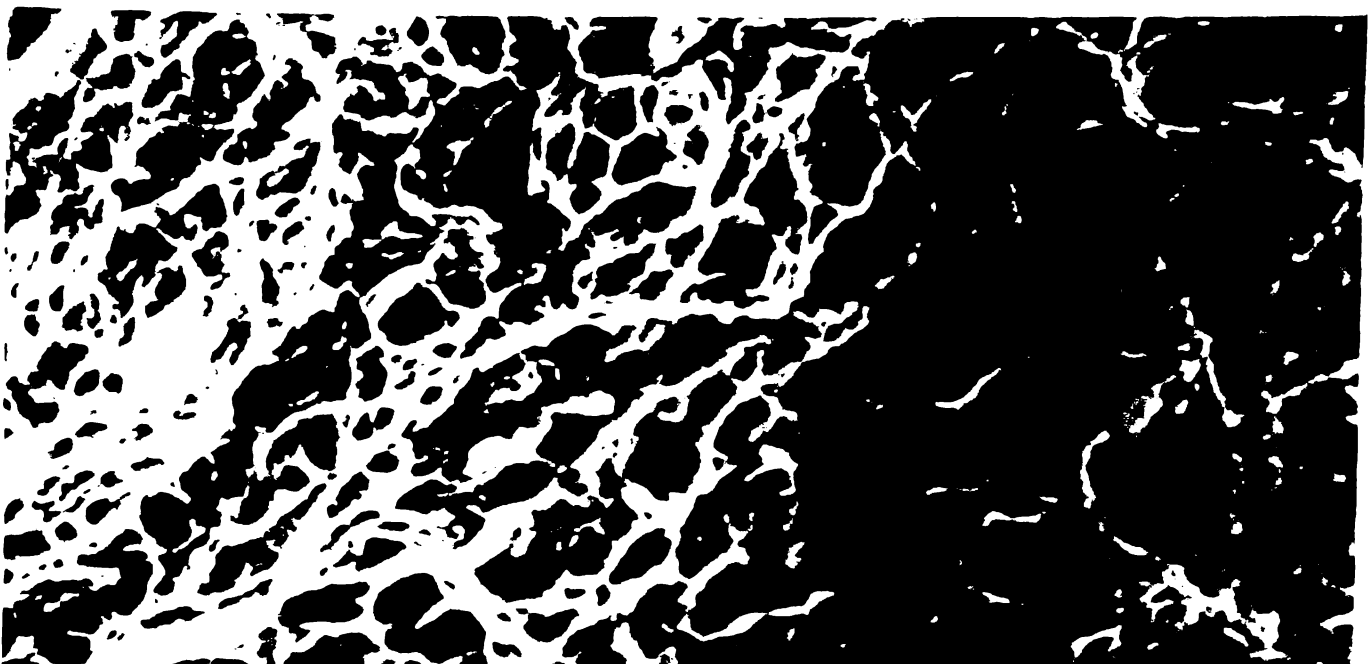


Fig. 7- Microfotografie rupere prin mecanism ductil

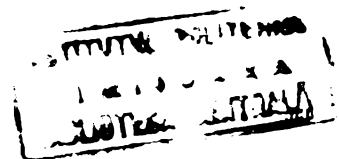
mărire, a condus la definirea unor caracteristici de tranziție, în speță valori ale factorilor de influență - temperatură, viteză, etc - la care caracteristicile de tenacitate au anumite valori.

2.4. Scurt istoric al evaluării tenacității

Consecințele avarierii spectaculoase a unor structuri metalice a impus abordarea problemei ruperii sub aspectul global al siguranței, într-o perioadă în care nu se dezvoltaseră teoriile ruperii prin fisurare.

Plecându-se de la constatarea aspectului fragil al comportării materialului și avându-se în vedere teoriile lui Griffith - Orowan privind implicațiile balanței energiei de deformare asupra fisurării, a fost acreditată caracteristica de reziliență a materialelor, definită ca lucrul mecanic consumat pentru ruperea unei epruvete. Epruvetele au fost concepute cu un concentrator de tensiuni de tip creștătură pentru a obține o stare triaxială de tensiuni care favorizează apariția ruperilor fragile prin reducerea deformațiilor plastice. Dintre toate încercările și epruvetele propuse practica uzinală a consacrat încercarea de încovoiere prin șoc pe epruvete cu creștătura în V sau U.

Încercarea s-a dovedit a avea o bună sensibilitate la variațiile calității materialelor, fapt pentru care a fost intens folosită în cercetările metalurgice pentru realizarea de materiale cu caracteristici de tenacitate superioare. Încercarea este folosită și în prezent atât pentru cercetările metalurgice cât și pentru evaluarea nivelului garantat al tenacității oțelurilor la o anumită temperatură. A fost definită ca temperatură de tranziție a oțelurilor, temperatura la care energia de rupere (reziliența) în încercarea de încovoiere prin șoc are anumite valori. Aceste valori au fost stabilite empiric. De exemplu, valoarea energiei de rupere $KV = 28$ jouli a fost stabilită după expertizarea tablelor unor nave avariate /5/, în baza constatării că fisurile s-au oprit de regulă în tablele cu energie de rupere KV peste



28 joul.

Caracterul empiric convențional al definiției temperaturii de tranziție în încercarea de încovoiere prin șoc, precum și faptul că nu s-a putut stabili o corelație între temperatura de tranziție a materialelor și temperatura de tranziție a structurilor metalice /6/ definită ca temperatura la care s-a produs ruperea fragilă a acestora, a determinat efectuarea de investigații pentru găsirea unor aspecte noi, semnificative ale încercării de încovoiere prin șoc. Dintre acestea, cele mai importante sînt înregistrările variației forței în timpul încercării /7-11/. Rezultatele obținute au evidențiat faptul că din punct de vedere fenomenologic ruperea epruvetei în încercarea de încovoiere prin șoc nu reproduce ruperile prin fisurare, drept care aplicarea teoriilor mecanicii ruperii /12-14/ nu este posibilă.

Lipsa de concludență a încercării de încovoiere prin șoc a fost pusă pe seama dimensiunilor reduse ale epruvetei și pe insuficientul grad de severitate pe care îl poate asigura crestătura epruvetei. În consecință, s-a dezvoltat o gamă largă de încercări pe epruvete de dimensiuni mari și cu crestături cît mai severe (cu raze cît mai mici la vîrfurile crestăturii). Nici cu aceste epruvete nu s-au putut reproduce aspectele specifice ruperilor structurilor, în special inițierea ruperii la tensiuni sub limita de eurgere.

În mod inevitabil s-a ajuns la necesitatea dezvoltării încercărilor la care amorsa de rupere este o fisură. A fost propus un număr mare de tipuri de epruvete și încercări. Dintre acestea au fost mai mult folosite încercările propuse de W.S. Pellini /15, 16/ și T.B. Robertson /17, 18/. Specific ambelor încercări este faptul că amorsarea ruperii este realizată prin condiții locale speciale care nu se regăsesc la inițierea ruperilor structurilor metalice.

Încercarea propusă de W.S. Pellini, care ulterior a făcut obiectul normei ASTM E 208 și care a fost standardizată și în țara noastră (STAS 9261), constă din încovoierea prin șoc (prin căderea unei sonete) a unei epruvete, pînă la realizarea unei săgeți la care se obține în fibra externă întinsă o

tensiune egală cu limita de curgere a materialului. Pe această parte a epruvetei este depus un cordon de sudură cu duritate mare pe care se face o crestătură. La o deformare a epruvetei mai mică decât cea precrisă în încercare, cordonul de sudură se crepă, realizând astfel pe fața întinsă a epruvetei o fisură de suprafață perpendiculară pe direcția tensiunilor principale. În fig. 8, este prezentată schița epru-

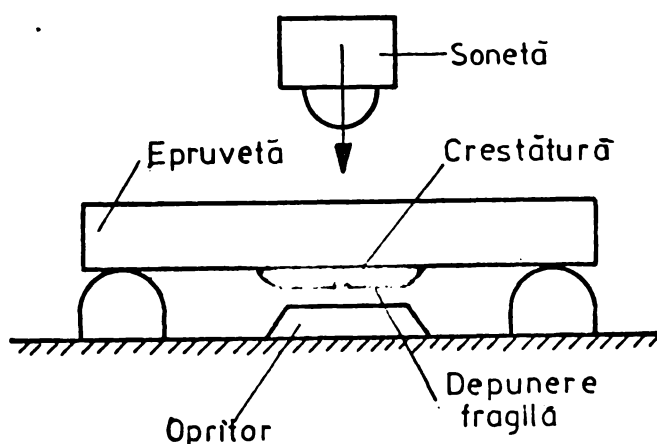


FIG. 8

vetei și a dispozitivului de încercare. Încercarea se efectuează la temperaturi din ce în ce mai scăzute, pînă cînd se obține ruperea fragilă a epruvetei. Temperatura la care se obține ruperea fragilă a fost numită "temperatura de pierdere a ductilității" și notată cu simbolul NDT (nil ductility temperature). Această temperatură, după cum reiese din diagrama FAD (fracture analysis diagram) din ASTM E 208, reprezintă temperatura de inițiere a ruperii, în condițiile unor tensiuni egale cu limita de curgere a materialului și a unui defect de suprafață de tip eliptic cu deschiderea de aproximativ 12 mm.

Această încercare, prezintă mai multe elemente de inadvertență cu cerința de concludență și identitate a unei caracteristici de material, care vor fi analizate în capitolele următoare. Este prezentată aici doar problema semnalată în lucrarea /19/ privind implicațiile zonei de influență termică. Astfel la materialele la care zona de influență

termică este mai tenace decât materialul de bază, rezultatul încercării caracterizează tenacitatea zonei de influență termică, iar la materialul la care zona de influență termică este mai puțin tenace decât materialul de bază, rezultatul încercării caracterizează materialul de bază.

Încercarea propusă de T.S. Robertson, dezvoltată ulterior în variante foarte diferite - încercarea BBSO

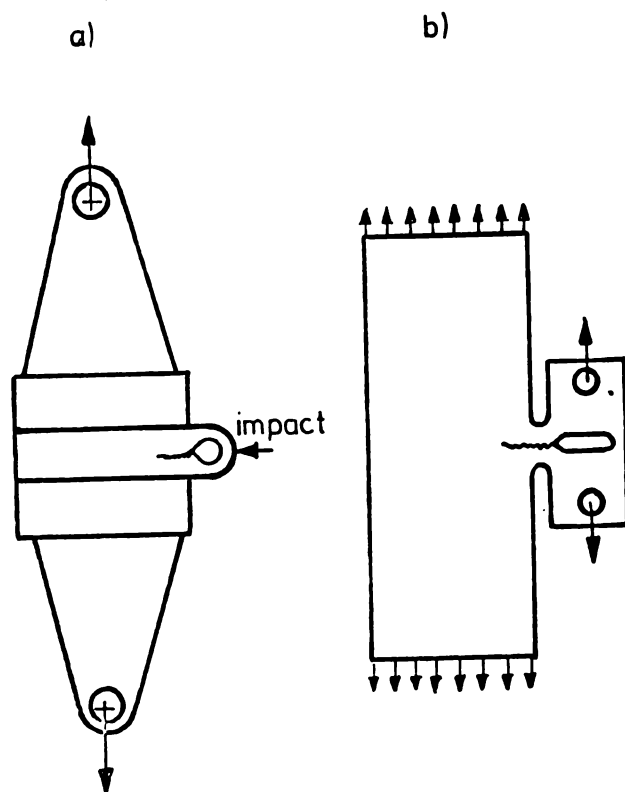


FIG. 9

/20, 21/, încercarea Double Tensil /22/, etc - evidențiază capacitatea materialului de a opri propagarea ruperii prin fisurare. Epruveta pentru executarea încercării, prezentată în fig. 9 a, este supusă unei tensiuni de întindere. La un capăt epruveta este răcită la temperatura azotului lichid, iar la celălalt capăt este încălzită. În epruvetă se realizează astfel un gradient de temperaturi. Prin aplicarea unui șoc la capătul răcit se inițiază ruperea prin fisurare. Temperatura zonei în care fisurarea se oprește a fost definită ca temperatură de oprire a fisurii notată cu CAT (Crack arrest temperature). Efectuând încercarea la mai multe tensiuni se trasează curba CAT a materialului. Încercările de acest tip, prezintă

dezavantajul dificultății sub aspectul tehnicii de încercare, din care cauză reproductibilitatea este redusă. Deși noile tipuri de încercări, BMSO, Double Tensil, etc, au îmbunătățit sub aspect metodologic inițierea fisurării, totuși aceste încercări au fost folosite din ce în ce mai puțin. Unul din motivele principale este faptul că temperatura CAT este dependentă de forma gradientului de temperatură /23/, deoarece aceasta face ca lungimea fisurii până la o anumită temperatură să fie diferită, realizându-se astfel alte condiții de oprire a fisurării și deci alte valori ale temperaturii CAT.

Cele câteva elemente referitoare la încercările prezentate mai sus explică parțial concluziile lui H.M. Schnadt /6/ privind lipsa lor de concludență, evidențiată de incapacitatea de a asigura gruparea oțelurilor în aceeași ordine calitativă.

Un salt prestigios în domeniul încercărilor de rupere prin fisurare l-a constituit realizarea epruvetelor cu fisuri obținute prin oboseală. Propunerea acestor epruvete a fost urmată la scurt interval de formularea, de către Comitetul Special E24 al ASTM, a conceptelor de bază ale mecanicii ruperii /24-28/, având ca fundament lucrările lui G.R. Irwin /29-33/. A fost definită o caracteristică nouă pentru evaluarea tenacității și anume factorul critic de intensitate al tensiunilor K_{IC} . Pentru a putea face o analiză aprofundată a măsurii în care această nouă caracteristică de material satisface condițiile de identitate și concludență, în capitolul următor sînt prezentate elementele teoretice prin care este definită această caracteristică.

Acest mod de tratare analitică a problemei ruperii prin fisurare reprezintă în prezent un model de referință în soluționarea problemelor încă nerezolvate în acest domeniu.

3. EVALUAREA TENACITĂȚII AVIND LA BAZĂ MECANICA RUPERII PRIN FISURARE

3.1. Elemente de bază ale mecanicii ruperii

Mecanica ruperii prin fisurare are la bază cunoașterea stării de tensiuni, deformații și deplasări care se realizează în vecinătatea unei fisuri dintr-un corp supus unei solicitări. În această zonă de maximă solicitare, se realizează condiția de rupere a materialului, perturbând echilibrul static al tensiunilor distribuite din corp. Realizarea în continuare a condiției de rupere este dependentă de dinamica variației distribuției tensiunilor corespunzător valorilor instantanee ale variabilelor implicite ale procesului de fisurare.

După cum este prezentat sintetic în lucrările /34, 35, 43/ starea de tensiuni, deformații și deplasări din vecinătatea unei fisuri, poate fi evaluată, în cazul problemei linear elastice, prin metodele teoriei elasticității.

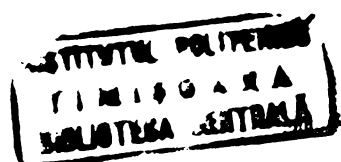
În paragrafele următoare sînt prezentate pe scurt metodele de soluționare a problemei. Alegerea formei generale a funcțiilor de rezolvare a ecuațiilor de echilibru s-a făcut avîndu-se în vedere funcțiile de distribuție în vecinătatea unei creștături.

În tratarea acestei probleme, au fost folosite ca elemente de bază următoarele cunoștințe din teoria elasticității și din matematică :

- ecuațiile lui Lamé, în cele două forme :

$$\begin{aligned} \nabla^2 u + \left(\frac{\lambda}{G} + 1 \right) \frac{\partial \varepsilon_v}{\partial x} &= 0 \\ \nabla^2 v + \left(\frac{\lambda}{G} + 1 \right) \frac{\partial \varepsilon_v}{\partial y} &= 0 \\ \nabla^2 w + \left(\frac{\lambda}{G} + 1 \right) \frac{\partial \varepsilon_v}{\partial z} &= 0 \end{aligned} \quad (3.1)$$

o/o



$$\begin{aligned}\nabla^2 \nabla^2 u &= 0 \\ \nabla^2 \nabla^2 v &= 0 \\ \nabla^2 \nabla^2 w &= 0\end{aligned}\tag{3.2}$$

- condiția de deformare plană : $u \neq 0$; $v \neq 0$;
 $w = 0$

- condiția de deformare antiplană : $u = v = 0$;
 $w \neq 0$

- forma funcțiilor de variabile complexe

$z = x + iy$ și $\bar{z} = x - iy$:

$$\begin{aligned}f(z) &= \phi(x, y) + i \psi(x, y) \\ f(\bar{z}) &= \phi(x, y) - i \psi(x, y)\end{aligned}\tag{3.3}$$

în care de regulă se notează $\phi(xy) = \text{Re}f(z)$
și $\psi(xy) = \text{Im}f(z)$

- proprietățile funcțiilor $\phi(xy)$ și $\psi(xy)$:
(relațiile Cauchy - Riemann)

$$\nabla^2 \phi = \nabla^2 \psi = 0\tag{3.4}$$

$$\begin{aligned}\frac{\partial \phi}{\partial x} &= \frac{\partial \psi}{\partial y} \\ \frac{\partial \phi}{\partial y} &= - \frac{\partial \psi}{\partial x}\end{aligned}\tag{3.5}$$

Axele de coordonate, cînd nu sînt specificate, sînt alese cu originea în vîrfurile fisurii, axa y perpendiculară pe planul fisurii, axa x în planul fisurii pe direcția frontului fisurii, axa z în direcția grosii, iar în coordonate polare direcția de unghi $\theta = 0$ este axa x .

3.2. Analiza stării de tensiuni în fața unei creștături

Distribuția tensiunilor în fața unei creștături a fost stabilită teoretic pe baza metodelor de calcul ale lui H. Neuber /35/ și a fost verificată experimental de L.R. Jackson /36/ și V. Weiss /37/. Relația stabilită are următoarea formă :

$$\sigma_y = \sigma_N \left(\frac{a}{1/4 p + r_0} \right)^{1/2}, \quad (3.6)$$

în care :

- σ_N = tensiunea nominală aplicată
- p = raza de racordare a creștăturii
- a = lungimea fisurii
- r_0 = distanța față de vârful fisurii, pentru $\theta = 0$

Verificările experimentale au fost făcute pentru o creștătură cu lungimea de 50,8 mm și cu diferite raze de racordare p , trasîndu-se diagramele din fig. 10. În această figură se observă că relația (3.6) este valabilă pentru :

$r_0 > p/4$, putînd fi aproximată sub forma :

$$\sigma_y = \sigma_N \left(\frac{a}{r_0} \right)^{1/2}, \quad (3.7)$$

care poate fi considerată relația generală care dă distribuția tensiunii σ_y în fața unei creștături. În zona din imediată vecinătate, cînd $0 < r_0 < p/4$, mărimea tensiunii este aproximativ constantă și egală cu mărimea tensiunii la marginea zonei, adică la distanța $r_0 = p/4$, fiind dată de relația :

$$\sigma_y = \sigma_N \left(\frac{2a}{p} \right)^{1/2}. \quad (3.8)$$

./.

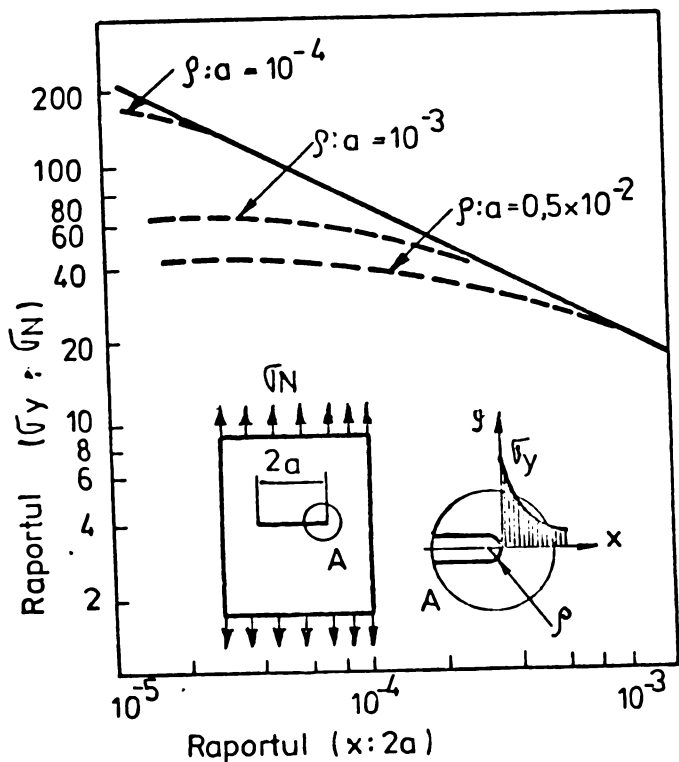


FIG. 10

Relația (3.6) a fost folosită de C.S. Inglis /38/ pentru calculul tensiunii la vârful fisurii. Considerând cazul la limita cînd $\rho \rightarrow 0$, a ajuns la concluzia că relația (3.7) este general valabilă pentru o fisură.

3.3. Analiza stărilor de tensiuni, deformării și deplasări elastice în vecinătatea unei fisuri în corpuri plate

3.3.1. Metodele de stabilire a soluțiilor

Cazuri analizate

În lucrare sînt analizate stările de tensiuni, deformării și deplasări elastice în corpuri plate conținînd fisuri, prin metodele lui Muschelisvili /39/ și H.E. Westergaard /40/ în următoarele situații particulare :

a) Corpuri plate infinite conținînd fisuri străpuse centrale de lungime $2a$, supuse unei stări uniforme de tensiuni. După cum este reprezentat în fig. 11 a, notarea axelor s-a făcut cu indicii originii axelor : o , o_1 , o_2 . Sînt

definite trei tipuri de solicitare uniformă și anume :

- tipul I = solicitare de deschidere a fisurii (fig. 11 b) datorită unei tensiuni normale σ pe direcția axei y , adică perpendicular pe planul fisurii. Un punct oarecare de pe suprafața fisurii are deplasările : $u \neq 0$, $v \neq 0$, $w = 0$, deci o stare plană de deformare ;

- tipul II = solicitare de forfecare longitudinală a fisurii (fig. 11 c), datorită unei tensiuni tangențiale τ în planul xy . Un punct oarecare de pe suprafața fisurii are deplasările : $u \neq 0$; $v \neq 0$; $w = 0$, deci o stare plană de deformare ;

- tipul III = solicitare de forfecare transversală a fisurii (fig. 11 d), datorită unei tensiuni tangențiale τ în planul yz . Un punct oarecare de pe suprafața fisurii are deplasările : $u = 0$, $v = 0$, $w \neq 0$, deci o stare antiplană de deformare.

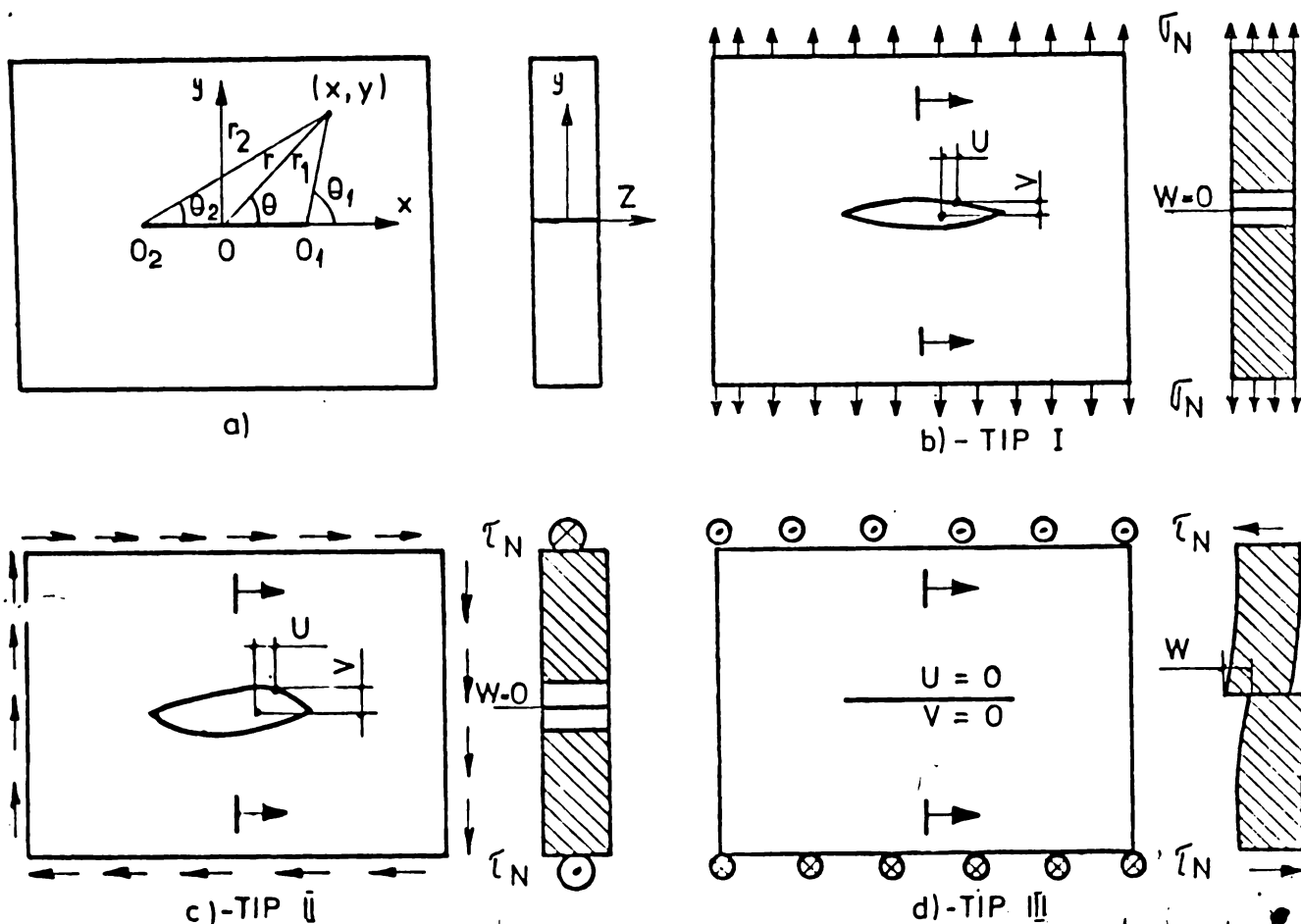


FIG 11

Volum 361. 120
 Data 16. Lit E

b) Corpuri plate infinite conținând fisuri centrale străpuse de lungime $2a$, supuse unei solicitări aplicată pe fețele fisurii.

c) Corpuri plate infinite conținând fisuri centrale străpuse de lungime $2a$, supuse unei stări de solicitare oarecare.

d) Corpuri plate finite și corpuri plate cu fisuri laterale.

e) Corpuri plate cu grosime mică - condiții de tensiuni plane.

Soluția generală a problemei antiplane

Rezolvarea problemei antiplane presupune găsirea soluției ecuației lui Laplace :

$$\nabla^2 w = 0. \quad (3.9)$$

Deplasarea w este deci o funcție armonică. Soluția ecuației (3.9) poate fi dată sub forma :

$$\begin{aligned} w &= \operatorname{Re} f(z) \\ w &= \operatorname{Im} f(z). \end{aligned} \quad (3.10)$$

Tensiunile tangențiale se calculează cu relațiile :

$$\begin{aligned} \tau_{yz} &= G \frac{\partial w}{\partial y} \\ \tau_{zx} &= G \frac{\partial w}{\partial x}. \end{aligned} \quad (3.11)$$

Ținând seama de relațiile Cauchy - Riemann se poate obține o relație mai ușor de folosit și anume :

$$G f'(z) = \tau_{zx} - i \tau_{yz}. \quad (3.12)$$

Soluția generală a problemei plane

Rezolvarea problemei plane se reduce la rezolvarea sistemului de ecuații :

$$\begin{aligned} \nabla^2 \nabla^2 u &= 0 \\ \nabla^2 \nabla^2 v &= 0 \end{aligned} \quad (3.13)$$

Comparând derivatele parțiale ale deformației volumetrico εv și ale rotației ω , se constată că ω și $\frac{1-\mu}{1-2\mu} \varepsilon v$, satisfac relațiile Cauchy - Riemann deci sînt partea reală și respectiv imaginară ale unei funcții de variabilă complexă :

$$g(z) = \frac{1-\mu}{1-2\mu} \varepsilon v + i \omega. \quad (3.14)$$

Decarece εv și ω sînt funcții ale derivatelor parțiale ale deplasărilor u, v , adică $\varepsilon v = \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y}$ iar $2\omega = \frac{\partial v}{\partial x} - \frac{\partial u}{\partial y}$, funcția $g(z)$ se poate integra și se obține o funcție de u, v , care se scrie sub forma generală :

$$f(z) = \Phi + i \Psi. \quad (3.15)$$

Se presupune că $u_1 = \Phi$ și $v_1 = \Psi$ este o soluție a sistemului (3.13). Se verifică relațiile rotațiilor, însă nu verifică relațiile deformării volumetrico. Se face modificarea soluției, astfel încît să nu se schimbe rotațiile, adăugîndu-se gradientii unei funcții P :

$$\begin{aligned} u_2 &= \Phi - \frac{\partial P}{\partial x} \\ v_2 &= \Psi - \frac{\partial P}{\partial y}. \end{aligned} \quad (3.16)$$

Funcția P se determină din condiția de verificare a relației deformării volumetrico. Se obține :

$$P = \frac{1}{2(1-\mu)} \gamma \Psi. \quad (3.17)$$

Soluția generală se poate scrie deci :

$$\begin{aligned}u &= \Phi - \frac{1}{2(1-\mu)} \frac{\partial}{\partial x} y \Psi + \bar{\Psi}_0 \\v &= \Psi - \frac{1}{2(1-\mu)} \frac{\partial}{\partial y} y \Psi + \bar{\Phi}_0\end{aligned}\tag{3.18}$$

Din condiția ca soluțiile (u, v) și (u_2, v_2) să aibă aceeași deformare volumetrică și aceeași rotație, rezultă că $\bar{\Phi}_0$ și $\bar{\Psi}_0$ satisfac relațiile Cauchy - Riemann.

Pentru calculul tensiunilor se obțin relațiile :

$$\begin{aligned}\sigma_x &= \frac{\partial^2 X}{\partial y^2} \\ \sigma_y &= \frac{\partial^2 X}{\partial x^2} \\ \tau_{xy} &= \frac{\partial^2 X}{\partial x \partial y},\end{aligned}\tag{3.19}$$

în care :

$$X = \frac{G}{1-\mu} (\mu \Psi + \Omega); \quad \Omega = -2(1-\mu) \operatorname{Im} \int \frac{F(z)}{z} dz; \quad F(z) = \bar{\Phi}_0 + i \bar{\Psi}_0$$

În literatură, se face foarte frecvent referire la metoda lui Westergaard /40/ de rezolvare a problemei plane. Se va prezenta în continuare această metodă și se va demonstra că soluțiile sînt similare. H.H. Westergaard, dorind o rezolvare în tensiuni a problemei plane, caută o funcție Airy ϕ . El reușește să definească cîte o funcție pentru fiecare mod de solicitare sub forma unor relații între o funcție de variabilă complexă $\bar{Z}(z)$ și derivatele sale :

$$\bar{Z}(z) = \frac{\partial \bar{Z}}{\partial z}; \quad Z(z) = \frac{\partial \bar{Z}}{\partial \bar{z}}; \quad Z'(z) = \frac{\partial Z}{\partial z}.$$

De exemplu pentru tipul I de solicitare, propune



funcția :

$$\phi_I = \operatorname{Re} \bar{Z}_I + \gamma \operatorname{Im} \frac{\partial \bar{Z}_I}{\partial z} \quad (3.20)$$

Pentru calculul tensiunilor rezultă relațiile :

$$\begin{aligned} \sigma_x &= \operatorname{Re} Z_I - \gamma \operatorname{Im} Z_I' \\ \sigma_y &= \operatorname{Re} Z_I + \gamma \operatorname{Im} Z_I' \\ \tau_{xy} &= -\gamma \operatorname{Re} Z_I' \end{aligned} \quad (3.21)$$

Pentru calculul deplasărilor rezultă relațiile :

$$\begin{aligned} u &= \frac{1+\mu}{E} \left[(1-2\mu) \operatorname{Re} Z_I' - \gamma \operatorname{Im} Z_I \right] \\ v &= \frac{1+\mu}{E} \left[2(1-\mu) \operatorname{Im} \bar{Z}_I - \gamma \operatorname{Re} Z_I \right] \end{aligned} \quad (3.22)$$

Comparând relațiile (3.21) cu relațiile (3.16) și (3.19) se obține următoarea relație între funcția generală $f(z) = \phi + i\psi$ și funcția lui Westergaard $Z(z)$:

$$Z(z) = \frac{G}{1-\mu} f'(z) \quad (3.23)$$

3.3.2. Soluțiile stărilor de tensiuni, deformații și deplasări pentru corpuri plate infinite cu fisură centrală străpunsă, supuse unor stări uniforme de tensiuni

Soluția problemei antiplane

Pe baza cunoștințelor privind distribuția tensiunilor în fața unei creștături se alege o funcție $f(z)$ de formă exponențială și anume :

$$f(z) = A z^{1/2}. \quad (3.24)$$

în care A este o constantă.

Condițiile la limită sînt următoarele :

- pentru capătul din dreapta al fisurii

$$\begin{aligned} W_{\theta=\pi} &= - W_{\theta=-\pi} \\ \theta = \pm\pi &\rightarrow \tau_{zy} = 0 \end{aligned} \quad (3.25)$$

- pentru capătul din stînga al fisurii :

$$\begin{aligned} W_{\theta=0} &= - W_{\theta=2\pi} \\ \theta = 0 \\ \theta = 2\pi &\rightarrow \tau_{zy} = 0 \end{aligned} \quad (3.26)$$

Funcțiile care îndeplinesc aceste condiții limită sînt :

$$\begin{aligned} f_1(z) &= -i B z^{1/2} \\ f_2(z) &= C z^{1/2} \end{aligned} \quad (3.27)$$

în care : B și C sînt constante.

Soluția generală se poate scrie ca produs al celor două funcții (f_1 și f_2). Făcîndu-se schimbările adecvate de variabilă pentru a avea originea în punctul O , se obține o funcție de forma :

$$f(z) = -i D (z^2 - a^2)^{1/2} \quad (3.28)$$

În baza relațiilor (3.10) și (3.12) se obține :

$$\begin{aligned} W &= D (r_1 r_2)^{1/2} \sin \frac{1}{2} (\theta_1 + \theta_2) \\ \tau_{zy} &= D G \frac{r}{(r_1 r_2)^{1/2}} \cos \left(\theta - \frac{1}{2} \theta_1 - \frac{1}{2} \theta_2 \right) \\ \tau_{zx} &= D G \frac{r}{(r_1 r_2)^{1/2}} \sin \left(\theta - \frac{1}{2} \theta_1 - \frac{1}{2} \theta_2 \right) \end{aligned} \quad (3.29)$$

Din condiția la limită : $\bar{\tau}_{zy} = \tau$ pentru $r \rightarrow \infty$ rezultă :

$$D = \frac{\tau}{G} \quad (3.30)$$

Valorile tensiunilor și deplasărilor în planul figurii, de-a lungul axei x , se obțin înlocuind unghiurile $\theta, \theta_1, \theta_2$ cu valorile $0, \pm \pi$ și razele r, r_1, r_2 cu valorile $|x|, |x-a|, |x+a|$. Rezultatele obținute sînt centralizate în tabelul 3.1 și sînt reprezentate grafic în fig. 12.

Tabelul 3.1

Mărimea	Relația de calcul		
	în dreptul figurii sus	în dreptul figurii jos	în afara figurii
w	$+\frac{\tau}{G} (a^2-x^2)^{1/2}$	$-\frac{\tau}{G} (a^2-x^2)^{1/2}$	0
τ_{zx}	$+\tau \frac{x}{(a^2-x^2)^{1/2}}$	$-\tau \frac{x}{(a^2-x^2)^{1/2}}$	0
τ_{zy}	0	0	$\tau \frac{ x }{(a^2-x^2)^{1/2}}$

Relațiile de calcul a tensiunilor și al deplasărilor din fața capătului din dreapta al figurii se obțin din relațiile generale (3.29) aproximînd $\theta_2 = \theta = 0$ și $r_2 = 2r = 2a$ pentru $r_1 \ll 2a$. Aceste relații sînt :

$$\begin{aligned} w_{\theta=\pi} &= \frac{K_{III}}{G} \left(\frac{2}{\pi}\right)^{1/2} r_1^{1/2} \\ \tau_{zx} &= \frac{K_{III}}{(2\pi r_1)^{1/2}} \sin\left(-\frac{1}{2}\theta_1\right) \\ \tau_{zy} &= \frac{K_{III}}{(2\pi r_1)^{1/2}} \cos\left(\frac{1}{2}\theta_1\right) \end{aligned} \quad (3.31)$$

în care s-a făcut notarea : $k_{III} = \tau (\pi a)^{1/2}$.

Soluția problemei plane - forfecare longitudinală

Se alege aceeași funcție $f(z)$ ca la problema antiplană, dată de relația (3.28). Deoarece nu sînt tensiuni normale de solicitare rezultă că $\Psi = \Phi_0 = 0$ și deci $\Omega = 0$

și $X = \frac{G}{1-\mu} y \psi$.

Calculînd tensiunea τ_{xy} cu relația (3.19) în planul fisurii adică pentru $y = 0$ se obține :

$$\tau_{xy} = \frac{G}{1-\mu} \frac{\partial \phi}{\partial y} \quad (3.32)$$

Deoarece în planul fisurii $\theta = \pi$, rezultă că există un paralelism cu problema antiplană, singura diferență fiind dată de valoarea constantei D care este demultipli-

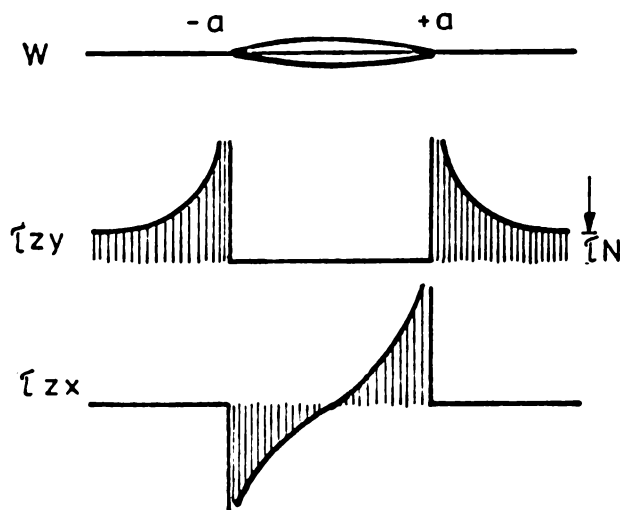


FIG. 12

cată prin factorul $(1 - \mu)$.

Soluția căutată se poate scrie deci sub forma :

$$\operatorname{Re} f(z) = \frac{1-\mu}{G} \tau (r_1 r_2)^{1/2} \sin \frac{1}{2} (\theta_1 + \theta_2) \quad (3.33)$$

$$\operatorname{Im} f(z) = \frac{1-\mu}{G} \tau (r_1 r_2)^{1/2} \cos \frac{1}{2} (\theta_1 + \theta_2)$$

$$X = -\tau r (r_1 r_2)^{1/2} \cos \frac{1}{2} (\theta_1 + \theta_2) \sin \theta$$

•/•

Soluția se verifică la limită cînd r este mare. Ținînd seama că pentru $r = r_1 = r_2$ și $\theta = \theta_1 = \theta_2$ funcția devine $\chi = \tau xy$ obținîndu-se următoarele valori ale tensiunilor, care definesc solicitarea de forfecare longitudinală :

$$\begin{aligned} \sigma_x &= 0 \\ \sigma_y &= 0 \\ \tau_{xy} &= \tau \end{aligned} \quad (3.34)$$

Relațiile de calcul a tensiunilor și a deplasărilor din fața capătului din dreapta O_1 al figurii se determină aproximînd $r_2 = 2a$, $\theta_2 = 0$ pentru $r_1 \ll 2a$. Deoarece $r_1 \sin \theta_1 = r \sin \theta$, funcția Airy și deplasarea u pentru $\theta_1 = 2\pi$ devin :

$$\begin{aligned} \chi &= K_{II} \left(\frac{2}{\pi}\right)^{1/2} r_1^{3/2} \cos \frac{1}{2} \theta_1 \sin \theta_1 \\ u &= \frac{2(1-\mu)}{G} K_{II} (2\pi)^{1/2} r_1^{1/2} \end{aligned} \quad (3.35)$$

în care s-a făcut notarea : $K_{II} = \tau (\pi a)^{1/2}$

Prin derivarea funcției Airy se obțin următoarele relații pentru calculul tensiunilor :

$$\begin{aligned} \sigma_x &= \frac{K_{II}}{(2\pi r_1)^{1/2}} \frac{1}{4} \left(-7 \sin \frac{1}{2} \theta_1 - \sin \frac{5}{2} \theta_1\right) \\ \sigma_y &= \frac{K_{II}}{(2\pi r_1)^{1/2}} \frac{1}{4} \left(-\sin \frac{1}{2} \theta_1 - \sin \frac{5}{2} \theta_1\right) \\ \tau_{xy} &= \frac{K_{II}}{(2\pi r_1)^{1/2}} \frac{1}{4} \left(3 \cos \frac{1}{2} \theta_1 + \cos \frac{5}{2} \theta_1\right) \end{aligned} \quad (3.36)$$

Soluția problemei plane - deschiderea figurii

Soluția generală a problemei plane este dată de relația (3.18). Din condiția de limită $\tau_{xy} = 0$ pentru $y = 0$ rezultă :

$$\Psi_0 = -\frac{1}{2(1-\mu)} \Phi \quad ; \quad \underline{\Phi} = \frac{1}{2(1-\mu)} \Psi. \quad (3.37)$$

Funcția $f(z)$ se alege similar cu cea aleasă în cazurile anterioare. Printr-un raționament identic, cu cel din solicitarea de forfecare longitudinală (acum $\nu = \frac{1}{2}$) se stabilește constanta funcției $f(z)$ obținându-se :

$$f(z) = -i\tau \frac{1-\mu}{G} (z^2 - a^2)^{1/2} \quad (3.38)$$

Însă funcția stabilită rezolvă problema pentru cazul sollicitării biaxiale : $\sigma_x = \sigma_y$. De aceea este necesară o corecție a soluției prin suprapunerea unei stări de tensiuni :

$$\begin{aligned} \sigma_x &= -\tau \\ \sigma_y &= \tau_{xy} = 0 \end{aligned} \quad (3.39)$$

Această stare de tensiuni care se suprapune nu modifică starea de tensiuni în jurul fisurii deoarece nu produce tensiuni pe fețele fisurii, dar va modifica deplasările. Deplasările suplimentare care apar sînt :

$$\begin{aligned} u &= -\frac{1-\mu}{G} \tau_x \\ v &= \frac{\mu}{G} \tau_y \end{aligned} \quad (3.40)$$

Soluția generală capătă forma :

$$\begin{aligned} u &= \phi \frac{1-2\mu}{2(1-\mu)} - y \frac{\partial \psi}{\partial x} \frac{1}{2(1-\mu)} - \frac{1-\mu}{G} \tau_x \\ v &= \psi - y \frac{\partial \psi}{\partial y} \frac{1}{2(1-\mu)} + \frac{\mu}{2G} \tau_y \end{aligned} \quad (3.41)$$

Calculul funcției Airy ϕ deși este mai dificil decît în cazurile precedente din cauza formei mai complicate a soluției generale, nu conține elemente particulare, drept care nu va mai fi urmărit. Se ajunge la următoarele relații finale pentru tensiunile și deplasările din jurul capătului din dreapta O_1 al fisurii, după aplicarea aproximațiilor : $r_2 = 2a$, $\theta_2 = 0$ pentru $r_1 \ll 2a$:

$$\begin{aligned} \sigma_x &= \frac{K_1}{(2\pi r_1)^{1/2}} \frac{1}{4} (3 \cos \frac{1}{2} \theta_1 + \cos \frac{5}{2} \theta_1) \\ \sigma_y &= \frac{K_1}{(2\pi r_1)^{1/2}} \frac{1}{4} (5 \cos \frac{1}{2} \theta_1 - \cos \frac{5}{2} \theta_1) \\ \tau_{xy} &= \frac{K_1}{(2\pi r_1)^{1/2}} \frac{1}{4} (-\sin \frac{1}{2} \theta_1 + \sin \frac{5}{2} \theta_1) \end{aligned} \quad (3.42)$$

în care s-a făcut notarea : $K_1 = \sqrt{\pi a}^{1/2}$

Deplasarea v a fețelor fisurii este dată de funcția ψ , pentru $y = 0$ și $\theta_1 = \pm \pi$. Aplicând aceleași aproximații se ajunge la relația :

$$v = K_1 \frac{1-\mu}{G} \left(\frac{2}{\pi}\right)^{1/2} r_1^{1/2} \quad (3.43)$$

Forma generalizată a relațiilor de calcul

Analizând relațiile care dau tensiunile în fața capătului din dreapta al unei fisuri în planul fisurii, precum și deplasările relative ale fețelor fisurii calculate cu relația :

$$\Delta v = v(r_1, \theta_1 = \pi) - v(r_1, \theta_1 = -\pi) \quad (3.44)$$

se constată că ele pot fi scrise sub forma generalizată :

$$\begin{aligned} \sigma(s) &= \frac{K}{(2\pi s)^{1/2}} \\ \Delta v(-s) &= \frac{K}{M} \left(\frac{8}{\pi}\right)^{3/2} (-s)^{1/2} \\ K &= (\pi a)^{1/2} \sigma^N \end{aligned} \quad (3.45)$$

în care semnificațiile lui σ , Δv și K , precum și valorile lui M sînt conform tabelului 3.2.

Relațiile de calcul, valabile pentru vecinătatea vârfului fisurii dau valori infinite ale tensiunii la vârful fisurii. Aceste tensiuni infinite nu se obțin în practică, datorită neomogenității și structurii granulare a materialelor, care conduce la redistribuirea tensiunilor la nivelul

Tabelul 3.2

Tipul de solicitare		$\bar{V}(s)$	$\Delta V(-s)$	K	M
Tip I	- def. plană	\bar{V}_x	Δv	K_I	$G(1-\mu)^{1/2}$
Tip II	- def. plană	\bar{v}_{xy}	Δu	K_{II}	$G(1-\mu)^{1/2}$
Tip III	- def. antiplană	\bar{v}_{zy}	Δw	K_{III}	G

unor microvolumă a căror mărime este specifică fiecărui material. Rezultă că la vârful unei fisuri se poate considera că tensiunea are o valoare finită egală cu valoarea obținută din relația (3.45) la o distanță $r = d$. F.A. de Clintock /41/ afirmă că această mărime d poate avea valori de ordinul de mărime $10^{-2} \dots 1,0$ mm.

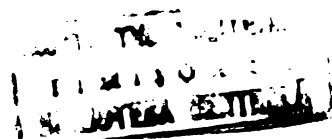
3.3.3. Soluțiile stărilor de tensiuni, deformatii și deplasări pentru corpuri plate infinite cu fisură centrală străpunsă, supuse unei solicitări pe fețele fisurii

Se analizează la început cazul în care la distanța u^0 față de capătul din dreapta al fisurii se aplică o pereche de forțe unitare care produc o deplasare a fețelor fisurii în unul din modurile știute. Problema se rezolvă de asemenea prin metoda generală prezentată, funcția $f(z)$ alegându-se de forma :

$$f(z) = C \ln r. \quad (3.46)$$

Mersul calculului este asemănător, se găsesc soluțiile pentru fisura din dreapta și stînga, se combină cele două soluții pentru a se obține o soluție generală și se fac corecturile pentru satisfacerea condițiilor limită. Se determină în final relația care dă mărimea tensiunii în fața unei

./.



fisuri, produsă de o sarcină unitară aplicată la distanța x' de vârful fisurii, notată cu $\sqrt{\sigma(x'; s)}$:

$$\sqrt{\sigma(x', s)} = (2a)^{-1/2} \pi^{-1} (a+x')^{1/2} (a-x')^{-1/2} s^{-1/2} \quad (3.47)$$

Dacă solicitarea pe fețele fisurii se face cu o tensiune $\sqrt{\sigma(x')}$ atunci tensiunea $\sqrt{\sigma(s)}$ în fața fisurii se calculează cu relația :

$$\sqrt{\sigma(s)} = \int_{-a}^{+a} \left(\frac{a+x'}{a-x'} \right)^{1/2} \sqrt{\sigma(x')} dx' \quad (3.48)$$

Derivând relația (3.48) sub o formă asemănătoare celei date în relația (3.45), se obține pentru K expresia :

$$K = \frac{1}{(\pi a)^{1/2}} \int_{-a}^{+a} \left(\frac{a+x'}{a-x'} \right)^{1/2} \sqrt{\sigma(x')} dx' \quad (3.49)$$

care poate fi de asemenea scrisă sub forma generalizată dată în relația (3.45) în care tensiunea $\sqrt{\sigma_N}$ este dată de relația :

$$\sqrt{\sigma_N} = \frac{1}{\pi} \int_{-a}^{+a} \left(\frac{a+x'}{a-x'} \right)^{1/2} \sqrt{\sigma(x')} dx' \quad (3.50)$$

Relația (3.50) este expresia unei medii ponderate, deoarece :

$$\int_{-\infty}^{+\infty} \left(\frac{a+x'}{a-x'} \right)^{1/2} dx' = 1 \quad (3.51)$$

3.3.4. Soluțiile stărilor de tensiuni pentru corpuri plate infinite cu figură centrală străpunsă, supuse unei stări de solicitare neuniforme

Se presupune că tensiunea aplicată este σ_{ij}^N
Dacă nu ar exista fisură ar exista egalitatea :

$$\sigma_{ij}(x,y) = \sigma_{ij}^N(x,y) \quad (3.52)$$

Existind o fisură, această egalitate nu mai este valabilă, în membrul al doilea adăugându-se o tensiune de perturbație produsă de existența fisurii notată : $\sigma_{ij}^0(x,y)$, deci relația :

$$\sigma_{ij}(x,y) = \sigma_{ij}^N(x,y) + \sigma_{ij}^0(x,y) \quad (3.53)$$

Dacă pe fețele fisurii se aplică tensiunile $\sigma_{ij}^N(x,y)$ fisura se închide și se anulează efectul de fisură, deci $\sigma_{ij}^0(x,y)$ devine zero. Se poate deci trage concluzia că tensiunea de concentrație la vârful fisurii este egală cu tensiunea care ar apărea dacă pe fețele fisurii s-ar acționa cu tensiunea neuniformă de solicitare. Rezolvarea este dată în paragraful anterior fiind valabile relațiile generale în care se ia media ponderată a tensiunii aplicate, calculată cu relația (3.50).

3.3.5. Influența elementelor geometrice ale corpului

În paragrafele anterioare s-a studiat cazul corpului plat infinit conținând o fisură centrală străpunsă. Rezultatele studiului acestui caz îl putem lua ca bază pentru studiul altor cazuri și anume al corpurilor cu grosime mică la care se schimbă starea de tensiuni la vârful fisurii, introducându-se o stare plană de tensiuni, sau al corpurilor la

care locul și geometria fisurii se schimbă. Cele mai frecvente sînt cazurile fisurilor laterale sau al fisurilor centrale nepătrunse.

Pentru aceste cazuri, atunci cînd nu se mai pot aplica metodele generale, se determină relațiile empirice, care definesc constanta K , care a fost numită factor de intensitate al tensiunilor. În literatură [42, 43] sînt date astfel de relații pentru foarte multe cazuri.

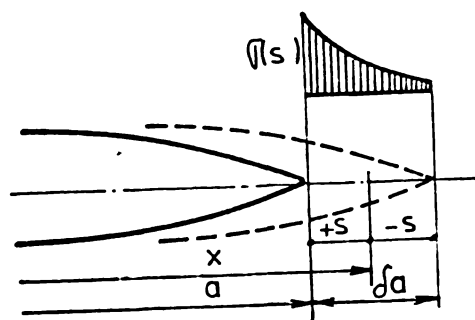


FIG. 13

3.3.6. Analiza energetică a deformării elastice a unui corp cu fisură

Lucrul mecanic de deschidere a fisurii

O fisură existentă într-un corp supus unei stări de solicitare, va suferi după cum s-a văzut o deplasare relativă a fețelor sale, care odată cu înlăturarea forțelor de solicitare revine la zero. Există deci o energie elastică de deformare care reprezintă energia potențială de deschidere a fisurii. Această energie este măsurabilă prin lucrul mecanic necesar pentru aducerea unei fisuri deschise la starea inițială.

Lucrul mecanic pentru închiderea unei porțiuni dintr-o fisură de lungime $2a$, se poate calcula ușor. De exemplu pentru cazul prezentat în fig. 13, se aplică pe fețele fisurii o tensiune $\hat{\sigma}(s)$ ce variază de la valoarea zero cînd fisura este deschisă pînă la valoarea dată de relația (3.45) cînd fisura este închisă. Deplasările acestor tensiuni vor fi de la valoarea dată de relația (3.45) pînă la zero.

Lucrul mecanic se va calcula cu relația :

$$dL = \int_a^{a+\delta a} \bar{\sigma}(s) \Delta \nu(-s) dx \quad (3.54)$$

in care : $s = x-a$; $s' = a + \delta a - x$

Inlocuind in relația (3.54) $\bar{\sigma}(s)$ și $\Delta \nu(-s)$ cu valorile date de relațiile (3.45) și efectuind integrala, se va obține in final :

$$\frac{dL}{da} = \frac{K^2}{2M} \quad (3.55)$$

In mecanica ruperii, raportul $K^2/2M$ a fost notat cu g și a fost numit forța de extindere a fisurii, datorită relației sale dimensionale [N/mm].

Energia de deformare elastică relaxată datorită măririi fisurii

Intre două puncte ale unui corp supus unei deformări elastice se va realiza o deplasare proporțională linear cu forța de solicitare aplicată. Coeficientul de proporționalitate (C) este o constantă atâta timp cât geometria corpului nu se schimbă. Dacă in corp se realizează o fisură, valoarea acestui coeficient crește.

Analizând cazul prezentat in fig. 14, se constată că există două variante de solicitare a unui corp și anume cu deformare constantă (fig. 14 a) și cu sarcină constantă (fig. 14 b). In primul cas, energia care se relaxează datorită creșterii fisurii cu da este suprafața triunghiului OAB, rezultând relația :

$$dE = \frac{1}{2} \frac{\partial F}{\partial a} \delta_1 da \quad (3.56)$$

In care δ_1 este deplasarea de deschidere a fisurii, măsurată pe direcția de aplicare a forței.

Tinând seama că $\delta = CF$ se obține :

$$dE = \frac{1}{2} F^2 \frac{\partial C}{\partial a} da \quad (3.57)$$

În cazul al doilea (fig. 14 b), dacă fisura se mărește cu da , forța F de solicitare rămâne constantă, iar deplasarea se mărește efectuându-se un lucru mecanic al forței exterioare. În starea finală în corp se va regăsi distribuită numai o parte din această energie totală (energie inițială + lucrul mecanic de deformare), diferența fiind suprafața OAD rezultând o relație asemănătoare relației (3.57).

Această energie de deformare (dE) "relaxată" datorită creșterii cu da a lungimii fisurii, este egală cu energia care ar fi necesară pentru a închide fisura pînă se ajunge la lungimea inițială a , avînd semnificația forței de

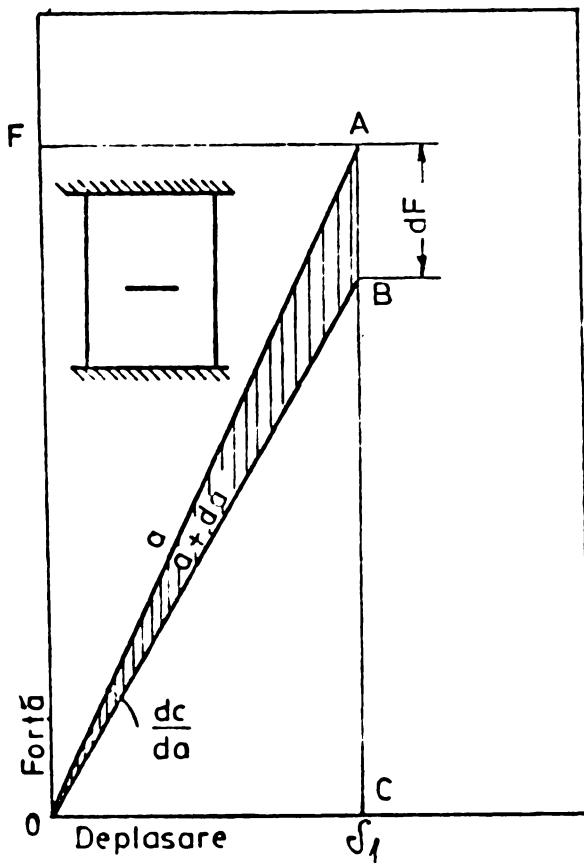


FIG. 14a

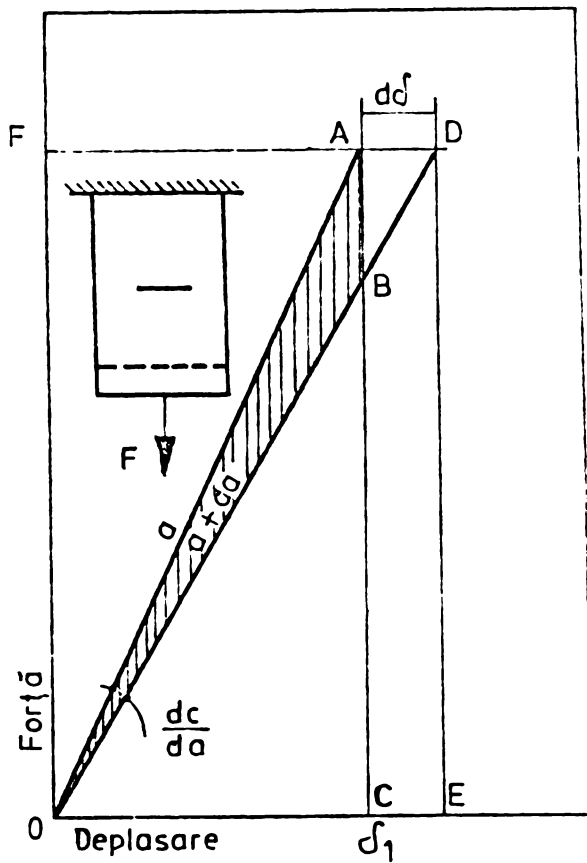


FIG. 14b

./.

extindere a fisurii deci :

$$\frac{dE}{da} = g \quad (3.58)$$

Această relație stă la baza determinării experimentale a forței de deschidere a fisurii, și avînd în vedere relația (3.55), a factorului de intensitate al tensiunilor, prin metoda cunoscută ca "metoda prin complianță".

3.4. Definiția caracteristicii de tenacitate K_{IC}

3.4.1. Criterii de rupere a materialelor și caracteristica de tenacitate K_{IC}

După cum este prezentat în capitolul anterior, ruperea materialelor, definită cu procesul de anulare a legăturilor coezive, poate să se realizeze prin mecanisme diferite.

Funcție de condițiile de solicitare, în principal temperatură și viteză de aplicare a sarcinii (viteza de deformare), mecanismul de rupere a unui material poate fi diferit. Astfel, la oțelurile de construcții ferito-perlitice, la temperaturi scăzute se produce ruperea prin clivaj, la temperaturi în jurul temperaturii ambiante se produce ruperea prin mecanism ductil și la temperaturi înalte poate apărea ruperea prin amulgare la rosturi. Trecerea de la un mecanism de rupere la altul se face treptat, avînd frecvent cazul unor ruperi bimodale sau chiar trimodale.

Mărimea rezistenței la rupere determinată experimental, este dependentă atât de mecanismul ruperii cit și de condițiile de solicitare, inclusiv forma și dimensiunile epruvetei, și are valori diferite față de rezistența teoretică de rupere a materialului. După cum s-a arătat în capitolul 1, rezistența la rupere a materialului, determinată experimental

nu poate defini comportarea la rupere prin fisurare a unui material. Două corpuri identice, din materiale având aceeași rezistență la rupere, se pot rupe prin fisurare la solicitări exterioare diferite. Exemplul clasic este faptul că deși rezistența la rupere prin clivaj este mai mare decât rezistența la rupere prin mecanism ductil, prima fiind comparabilă cu rezistența teoretică a materialului, iar a doua fiind comparabilă cu rezistența la tracțiune, totuși solicitările exterioare la care se rup corpurile prin clivaj sînt mult mai mici.

Explicația acestui fapt a fost dată de F.A. Mc Clintock /41/. După cum s-a arătat în paragrafele anterioare, în imediata vecinătate a vârfului fisurii nu se obțin valori infinite ale tensiunii, după cum ar rezulta din relațiile de calcul, ci valorile finite corespunzătoare unei distanțe "d" față de vârful fisurii, specifice fiecărui material. Aceasta, deoarece se produce o redistribuire a tensiunilor la nivelul unor microvoluma a căror mărime este dependentă de neomogenitatea și morfologia structurală a materialelor.

Avînd în vedere aceste elemente, G.R. Irwin /31/ a propus să se caracterizeze comportarea la rupere prin fisurare a materialelor (tenacitatea) prin valoarea factorului de intensitate al tensiunilor la care se face inițierea ruperii. Într-adevăr, din relația de calcul a tensiunii σ_y la vârful fisurii (relația 3.42), rezultă că factorul de intensitate critic este calculabil cu relația :

$$K_{IC} = \sqrt{R} (2\pi d)^{1/2}, \quad (3.59)$$

cumuliînd atât valoarea rezistenței la rupere, cît și caracteristica structurală care influențează procesul de fisurare.

Verificarea experimentală a caracterului de identitate a mărimii K_{IC} , a fost făcută de J.M. Krafft /44/, pe materiale rupte prin mecanism ductil, la care caracteristica d este dată de diametrul mediu (d_m) al cavităților de pe suprafața de rupere. După cum se vede în fig. 15, s-a obținut

o corelație de tipul :

$$K_{IC} = A \sqrt{d_m} \quad (3.60)$$

în care : A este o constantă de material. Avînd în vedere relația (3.59), valoarea ei este dependentă de rezistența la rupere a materialului.

3.4.2. Condițiile ruperii prin fisurare

În evaluarea siguranței față de ruperea prin fisurare, prezintă interes să se definească trei condiții, și anume :

- a) condiția de inițiere, care corespunde momentului cînd se produce inițierea ruperii întempestive ;
- b) condiția de propagare, care evaluează dacă după satisfacerea condiției de inițiere, fisurarea continuă ;
- c) condiția de oprire, care stabilește în ce condiții ruperea prin fisurare poate să înceteze.

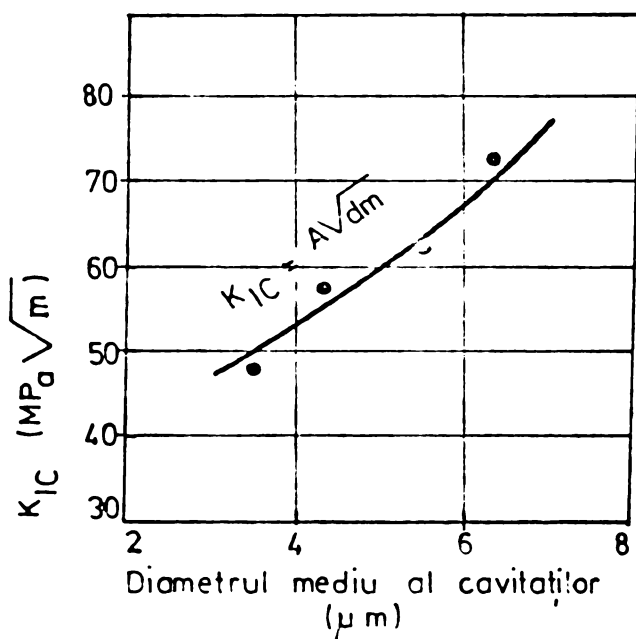


FIG. 15

Prin definiție, caracteristica de tenacitate reprezintă condiția de inițiere a fisurării intempestive, putând fi scrisă deci sub forma :

$$f(\bar{\sigma}_N, a) = 0 \quad (3.61)$$

În care $f(\bar{\sigma}_N, a)$ reprezintă relația de calcul a factorului de intensitate a tensiunilor pentru cazul particular avut în vedere, și reprezintă corelația între tensiunea critică de inițiere a ruperii și mărimea defectelor din material.

Condiția de propagare, presupune evaluarea efectului creșterii infinite mici a lungimii fisurii, condițiile de solicitare rămânând aceleași. Prin diferențierea relației de calcul a factorului de intensitate a tensiunilor rezultă :

$$\frac{\partial K}{\partial a} > 0 \quad (3.62)$$

deci factorul de intensitate a tensiunilor crește, deci fisurarea continuă.

Condiția de oprire a fisurării este ca valoarea instantanee a factorului de intensitate a tensiunilor în timpul procesului de fisurare să scadă sub o valoare critică. Deoarece sub efectul dinamic dat de propagare, rezistența la rupere poate suferi schimbări importante de valoare, condiția de oprire este dată de o relație asemănătoare relației (3.61) în care se înlocuiește K_{IC} cu valoarea critică în regim dinamic K_{Id} . Noțiunea de factor de intensitate critic dinamic a fost introdusă de W.S. Pellini /5/, fără a se lămurii pe deplin problema determinării lui.

3.5. Determinarea caracteristicii K_{IC}

3.5.1. Principiul încercării

Pentru a se asigura reproductibilitatea determi-

mărit factorului critic de intensitate a tensiunilor K_{IC} , aceeași metodă de încercare a fost standardizată în diferite țări, inclusiv în țara noastră prin STAS 9760.

Încercările pentru determinarea caracteristicii K_{IC} constau din aplicarea unei solicitări asupra unei epruvete care conține o fisură străpunsă produsă prin oboseală. Au fost adoptate două tipuri de epruvete, fig. 16, care se solicită una la tracțiune și cealaltă la încovoiere (STAS 9760).

Pentru aceste tipuri de epruvete, factorul de intensitate al tensiunilor se calculează cu relația :

$$K_I = \frac{F Y}{t b^{3/2}} \quad (3.63)$$

în care :

F = mărimea forței de solicitare (daN)

t, b = grosimea respectiv lățimea epruvetei (mm)

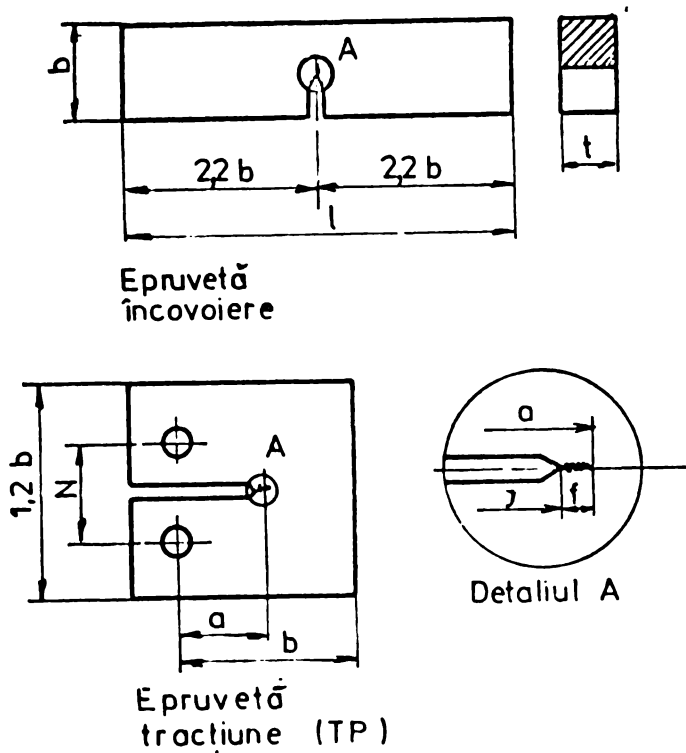


FIG 16

Y = funcție de lungimea fisurii a , calculată cu relațiile :

- pentru epruveta de încovoiere :

$$Y = 1.5 l \sum_{i=1}^5 A_i \left(\frac{a}{b}\right)^{m_i} \quad (3.64)$$

- pentru epruveta de tracțiune :

$$Y = \sum_{i=1}^5 A_i \left(\frac{a}{b}\right)^{m_i} \quad (3.65)$$

Coefficienții A_i , m_i , din relațiile (3.64) și (3.65) au valorile din tabelul 3.3.

Tabelul 3.3

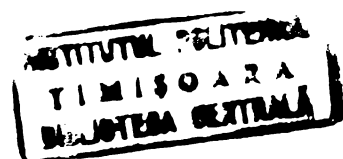
Coefi- cientul	Tipul de epruvetă	1	2	3	4	5
A_i	Încovoiere	+1.93	+3.07	+14.53	+21.11	+25.8
	Tracțiune	+29.6	+185.5	+655.7	+1017.0	+638.8
m_i	Ambele tipuri	+1/2	+1/2	+5/2	+7/2	+9/2

După cum rezultă din relația (3.63) pentru calculul factorului critic de intensitate al tensiunilor trebuie să se determine valoarea forței la momentul inițierii.

3.5.2. Stabilirea momentului inițierii

S-a convenit ca momentul inițierii să se găsească

./.



În intervalul corespunzător unei deviații de la linearitate de 5% a curbei forță - deplasare de deschidere a fisurii ($F - \delta$), aceasta corespunzând unei creșteri a lungimii fisurii cu 1% /45/. Sînt scesalate trei tipuri posibile de curbe $F - \delta$ conform fig. 17.

Dintre acestea, curbele tip b și c, reprezintă situații în care se realizează inițierea fisurării. La curbe tip a, la o deviație de la linearitate cu 5% nu se realizează inițierea fisurării.

3.5.3. Condiții de validare a valorii K_{IC} determinată experimental

Teoretic, validitatea valorii K_{IC} determinată experimental este condiționată de menținerea stării de deformare elastică, astfel încît relațiile de calcul a factorului de intensitate al tensiunilor să fie valabile. Metodica de stabi-

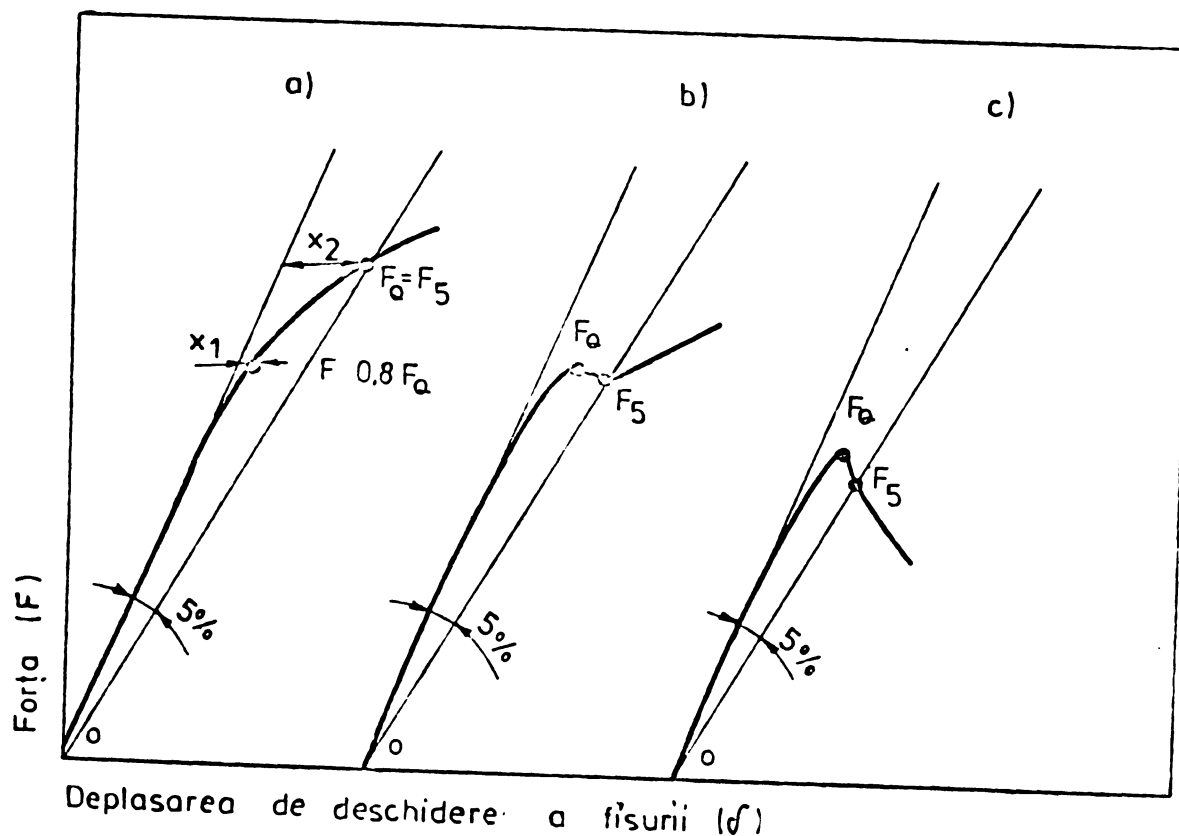


FIG. 17

•/•

lire convențională a momentului inițierii, expusă în paragraful anterior nu respectă această condiție teoretică.

Consecința acestei nerespectări este că determinarea nu mai îndeplinește condiția de identitate, valoarea care se obține experimental fiind funcție de dimensiunile epruvetei, în principal de grosime. Din această cauză, a fost necesar ca în normele de încercare să se introducă "condițiile de validare" sub forma relațiilor :

$$\alpha_1 \geq \frac{1}{4} \alpha_2 \quad (3.66)$$

$$t \geq 2.5 \left(\frac{K_1}{R_p} \right)^2 \quad (3.67)$$

Significația notațiilor α_1 și α_2 este arătată în fig. 17. Aceste condiții au fost stabilite empiric de Comitetul Special ASTM și publicate în lucrarea /45/. Nici în această lucrare, și nici într-o lucrare ulterioară nu s-au dat explicații privind modul cum au fost stabilite.

Analizând aceste două condiții, care se referă în special la determinările la care se obțin diagrame tip a (fig. 17), se constată că ele delimitează un interval pe ramura plastică a curbei forța - deplasare de deschidere a fisurii, în care trebuie să se afle forța critică F_c . Relația (3.66) definește limita inferioară, iar relația (3.67) limita superioară, amândouă în raport cu începerea devierii de la linearitate a curbei. Incadrarea între aceste limite este dependentă, după cum rezultă din relația (3.67), de grosimea probei.

S-a acreditat astfel ideea că folosind epruvete de grosime foarte mare se poate determina caracteristica K_{IC} a oricărui material indiferent de gradul său de ductilitate. N.S. Pellini /5/ a făcut încercări pe epruvete cu grosimi până la 300 mm, rezultatele obținute infirmând însă această ipoteză.

Rezultă că din punctul de vedere al posibilității de caracterizare a susceptibilității la fisurare a materiale-

lor, prin factorul critic de intensitate al tensiunilor, se pot defini trei domenii și anume : un domeniu în care materialele sînt fragile și validitatea determinării caracteristicii K_{IC} este necondiționată, un domeniu în care determinările caracteristicii K_{IC} nu pot fi valide, și un domeniu intermediar în care determinarea caracteristicii K_{IC} este convențional validă dacă se satisface condiția de grosime a epruvetei. În acest domeniu intermediar se găsește în marea majoritate oțelurile de construcții. Ponderele consumului de metal o reprezintă însă în general grosimile mici, astfel încît actuala metodă de caracterizare a tenacității prin factorul critic de intensitate al tensiunilor are o utilitate destul de redusă.

3.6. Concluzii

Referitor la stadiul actual de evaluare a susceptibilității la fisurare a oțelurilor :

a) Metodele empirice de evaluare a tenacității nu au capacitatea de a defini trecerea de la comportamentul ductil la comportamentul fragil în corelație cu aspectele fenomenologice privind procesul de rupere prin fisurare și de a satisface condițiile de concludență. Datorită acestui fapt, aprecierea comparativă a susceptibilității la fisurare a mai multor oțeluri este diferită de la o metodă la alta.

b) Caracteristica de material care îndeplinește condițiile de concludență pentru evaluarea tenacității la fisurare este factorul critic de intensitate al tensiunilor (K_{IC}), deoarece cumulează cele două elemente care definesc comportarea la rupere prin fisurare și anume rezistența și particularitățile structurale ale materialului.

c) Factorul de intensitate al tensiunilor în fața unei fisuri este definit teoretic pentru starea de deformare elastică, deci evaluarea tenacității prin factorul critic de

intensitate a tensiunilor este validă numai pentru ruperea prin fisurare fragilă. Cu toate acestea, în baza unor criterii empirice, evaluarea se consideră validă și în domeniul elasto-plastic, în anumite limite stabilite de asemenea empiric.

Referitor la aspectele care trebuie avute în vedere în cercetarea susceptibilității la fisurarea ductilă a oțelurilor :

d) Un prim aspect - care va fi abordat în cadrul acestei lucrări - este de a fundamenta teoretic posibilitatea evaluării tenacității la fisurare ductilă prin factorul critic de intensitate al tensiunilor și de a stabili limitele în care această evaluare este validă.

e) Un alt aspect, care vizează soluționarea problemei în afara limitelor în care se poate face evaluarea prin factorul critic de intensitate al tensiunilor, este de a defini soluțiile stării de tensiuni, deformații și deplasări în vecinătatea unei fisuri în condiții de deformare elasto-plastică, care să permită obținerea unor caracteristici de material având la bază conceptele mecanicii ruperii prin fisurare.

4. METODA PROPUȘA DE AUTOR PENTRU EVALUAREA SUSCEPTIBILITĂȚII LA FISURARE DUCTILĂ

4.1. Analiză critică a metodelor actuale - prezenta noi metode

4.1.1. Bazele metodelor actuale

În literatura de specialitate sînt propuse diverse metode de evaluare a tenacității la fisurare ductilă avînd la bază conceptele mecanicii ruperii prin fisurare. Pentru a aprecia măsura în care aceste metode pot fi acceptate, sînt analizate limitele lor ca un corolar al elementelor teoretice prin care sînt fundamentate, inclusiv al ipotezelor de calcul.

O caracteristică generală a metodelor propuse este faptul că au la bază evaluări diferite ale deviației de la linearitate a diagramei forță - deplasare de deschidere a fisurii. Modul de evaluare a acestei deviații care este datorată apariției deformațiilor plastice în frontul fisurii, se face după criterii diferite și anume după criteriul complianței, al deplasării de deschidere remanentă sau totală a fisurii sau după criterii energetice. Aceste criterii sînt prezentate schematic în fig. 18.

Fundamentul teoretic al metodelor propuse îl reprezintă soluțiile definite pentru evaluarea formei și mărimii zonei de deformații elasto-plastice numită "enclavă plastică", și distribuția tensiunilor și deformațiilor în interiorul și în afara enclavei plastice. Ipotezele de bază în stabilirea acestor soluții sînt ipoteza formei inițiale circulare a enclavei plastice și ipoteza materialului ideal plastic.

Ipoteza formei inițiale circulare a enclavei

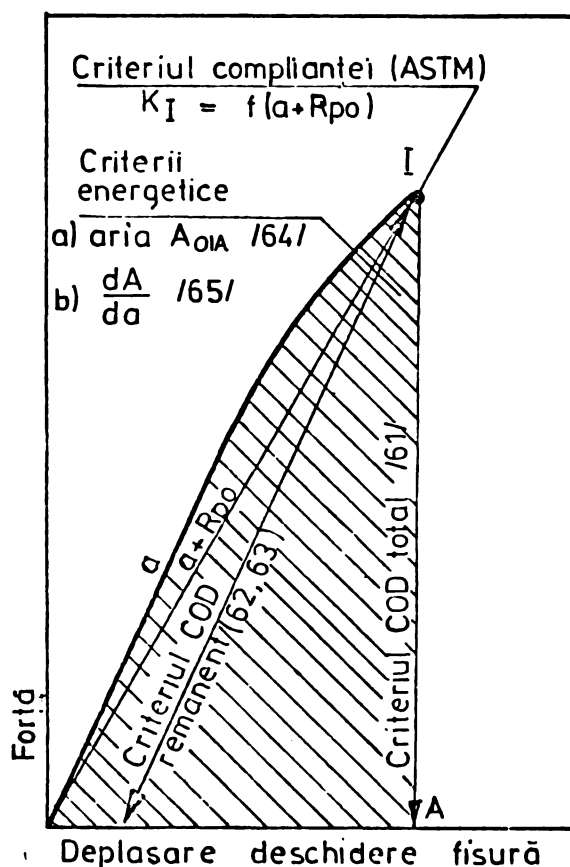


FIG. 18

plastice a fost propusă de P.A. Mc Clintock, bazându-se pe forma circulară a liniilor de egală tensiune tangențială. Au fost semnalate diferențele între mărimea enclavei plastice în condițiile stării plane de tensiuni și a stării plane de deformare. Pentru simplificarea problemei, cazul corpurilor plate cu fisură străpunsă s-a tratat în ipoteza enclavei plastice de mărime constantă pe toată grosimea, luându-se în considerare cazuri limită de corpuri cu grosime mică (sub 5 mm) la care enclava plastică corespunde stării plane de tensiuni, și corpuri cu grosime mare (peste 15 mm) la care enclava plastică corespunde stării plane de deformare.

4.1.2. Metoda corecțiilor plastice

Metoda corecțiilor plastice, propusă de Comitetul ASTM care se ocupă cu mecanica rupei, constă în asimilarea enclavei plastice cu o extindere ipotetică de fisură. Mărimea extinderii ipotetice a fisurii este evaluată în baza crite-

✓.

riului complianței. Conform acestui criteriu se consideră că nivelul de solicitare în fața unei fisuri în condiții de deformare elasto-plastică este echivalent nivelului de solicitare în fața unei fisuri în condiții de deformare elastică având aceleași valori ale forței și deplasării de deschidere a fisurii. Lungimea fisurii corpului echivalent elastic este mai mare, corespunzător diferenței de complianță, cu o valoare care reprezintă extinderea ipotetică a fisurii.

Fundamentul teoretic al acestei metode îl constituie evaluările mărimii enclavei plastice circulare, a distribuției tensiunilor în afara enclavei plastice și a energiei de deformare plastică.

Mărimea enclavei plastice circulare

Principala dimensiune a enclavei plastice de formă circulară este distanța de la vârful fisurii și pînă la marginea graniței enclavei în planul fisurii (coordonată polară $\theta = 0$) notată R_{po} . Pentru determinarea mărimii ei, se face egalitatea rezultatelor tensiunilor distribuite, în regiile elastică și în regiile elasto-plastică. Conform fig. 19, acest echilibru presupune satisfacerea egalității :

$$\text{Aria } OACE = \text{Aria } OADF, \quad (4.1)$$

În ipoteza similitudinii de formă a curbelor CH și DH, egalitatea (4.1) conduce la următoarea relație analitică :

$$R_{po} \sigma_{yp} = \int_0^{r_p} \sigma_y dr \quad (4.2)$$

Notînd : $R_{po} = \beta r_p$, egalitatea (4.2) este valabilă pentru $\beta = 2$, obținîndu-se relația care dă mărimea enclavei plastice:

$$R_{p0} = \alpha \left(\frac{\sigma_H}{\sigma_p} \right)^2 a, \quad (4.3)$$

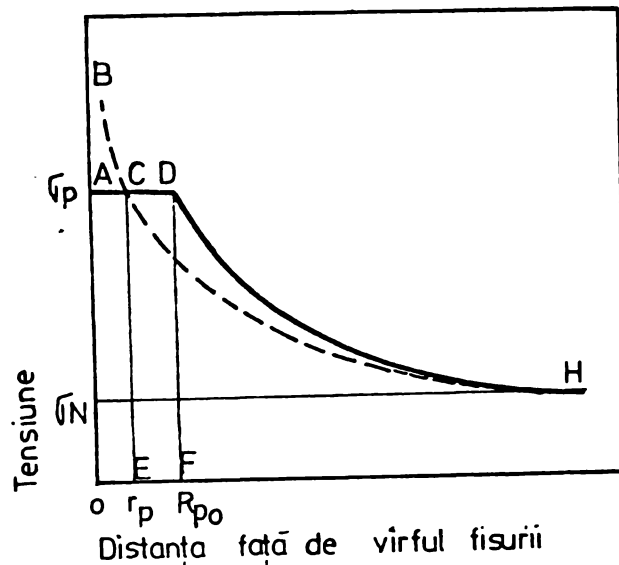


FIG. 19

în care :

σ_p = limita de curgere a materialului

a = lungimea fisurii

α = coeficient care depinde de valoarea raportului σ_p / σ_{yp}

Coeficientul α variază între valorile limită specifice pentru starea plană de tensiuni și starea plană de deformare.

O metodă mai riguroasă de calculare a mărimei enclavei plastice a fost propusă de D.S. Dugdale /50/. El a considerat că lungimea fisurii ($2a$) este egală cu lungimea fisurii inițiale ($2a_0$) la care se adaugă mărimea enclavelor plastice ($2R_{p0}$), conform fig. 20. Considerând că pe zona fisurii

./.

inițiale acționează o tensiune de deschidere a fisurii σ_N iar pe zonele de capăt o tensiune σ_p (limita de curgere a materialului), aplicând relațiile de calcul pentru starea elastică de deformare, a obținut relația :

$$\frac{R_{po}}{a_0} = \sec \frac{\pi \sigma_N}{2 \sigma_p} - 1 \quad (4.4)$$

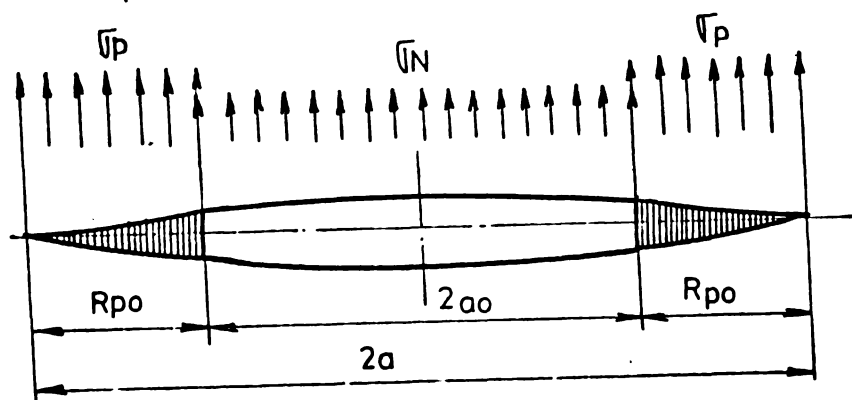


FIG. 20

Pentru enclave plastice mici, relația (4.4) poate fi simplificată ținând seama că $\sigma_N \ll \sigma_p$, obținându-se :

$$R_{po} = \frac{\pi^2}{8} \left(\frac{\sigma_N}{\sigma_p} \right)^2 a \quad (4.5)$$

Această relație este asemănătoare cu relația (4.3)

Distribuția tensiunilor în afara enclavei plastice

Admițând ipoteza similitudinii de formă a curbelor DH și OH din fig. 19, și avînd în vedere că s-a obținut pentru coeficientul β valoarea 2, rezultă că distribuția tensiunilor în afara enclavei plastice (deci pentru $x > r_p$)

este cea corespunzătoare unei fisuri cu lungimea $(a_0 + r_p)$. Factorul de intensitate al tensiunilor și mărimea r_p sînt interdependente, putîndu-se calcula iterativ. Pentru calculul mărimei r_p rezultă relația :

$$r_p = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{R_p} \right)^2 \quad (4.6)$$

Energia de deformare plastică

Din integrarea relației care dă energia elementară de deformare plastică, și anume :

$$dU = \frac{1}{2} \frac{\tau_p^2}{G} \left(\frac{R_p}{r} - 1 \right) r dr d\theta, \quad (4.7)$$

se obține relația :

$$U_p = \frac{1}{2} \frac{\tau_p^2}{G} S_p, \quad (4.8)$$

în care S_p este aria enlavei plastice, calculabilă cu relația :

$$S_p = \pi r_p^2. \quad (4.9)$$

Înlocuind în relația (4.8), relația de calcul a mărimei r_p (relația 4.6) se ajunge la relația :

$$U_p = \frac{1}{2} \beta r_p. \quad (4.10)$$

Această relație arată că energia de deformare plastică este egală cu energia de deformare elastică care s-ar relaxa dacă fisura s-ar mări cu r_p , fiind în concordanță cu valoarea 2 obținută pentru coeficientul β .

Considerații asupra metodei

Conform acestei metode, intensitatea solicitării la vârful fisurii este considerată proporțională cu mărimea enclavei plastice. Pentru a avea această proporționalitate ar trebui ca distribuția tensiunilor și deformațiilor în interiorul enclavei plastice să fie aceeași pentru toate materialele și solicitările (sisteme de forțe, forme și mărimi de fisură, etc). Deoarece această condiție nu este îndeplinită /47, 48, 49/, rezultă că condiția de inițiere a ruporii prin fisurare se va realiza la valori diferite ale factorului de intensitate al tensiunilor calculat cu lungimea de fisură ipotetică din momentul inițierii, funcție de particularitățile situației.

Această lipsă de identitate a acestei caracteristici, reiese și din faptul că relația (4.6) cu care se calculează prin iterație extinderea ipotetică a fisurii nu dă rezultate asemănătoare cu cele determinate experimental, chiar pentru același tip de epruvetă, solicitare și material, decât în condițiile anumitor limite ale lungimii fisurii și a raportului dintre limita de curgere a materialului și tensiunea nominală de solicitare /41/.

Fenomenul de instabilitate

Metoda corecțiilor plastice a devenit totuși deosebit de utilă, deoarece a permis evaluarea fenomenului de instabilitate, care este analog cu cel obținut la solicitarea la tracțiune a unei bare.

Prin deformare plastică se produce o slăbire a secțiunii portante, la bare pe seama reducerii secțiunii ca urmare a condiției de volum constant la deformare plastică, iar la corpurile cu fisură datorită efectului enclavelor plastice similar unei creșteri ipotetice a lungimii fisurii. Această slăbire a secțiunii portante este însă compensată de creșterea prin curvare a rezistenței materialului. La un anumit nivel

ul deformării, creșterea rezistenței prin deformare devine insuficientă și procesul de deformare continuă fără creșterea solicitării exterioare, astfel încît dacă solicitările nu scad se ajunge la rupere.

Curbele R

Scrierea condiției de instabilitate are la bază conceptul "curbelor R " propus de G.R. Irwin /53/ și apoi definit teoretic de J.M. Krafft /54/, care a formulat următoarele caracteristici de bază :

- a) pentru un material, în aceleași condiții de temperatură și viteză de solicitare, rezistența la propagarea fisurii este funcție de creșterea lungimii fisurii (reală sau ipotetică) ;
- b) peste o anumită lungime, rezistența la fisurare nu mai este dependentă de lungimea inițială a fisurii.

În general curba R are o zonă inițială de creștere datorată dezvoltării enclavelor plastice (creșterea ipotetică a lungimii fisurii) apoi o zonă de creștere datorată creșterii fizice și ipotetice a lungimii fisurii, pînă la atingerea unui palier. Prezența acestui palier al curbelor R a fost constatat experimental de S.J. Rippling /55/, fiind în concordanță cu geometria suprafeței de rupere. Astfel, de la o anumită distanță de vîrfurile fisurii, raportul între zonele de rupere plată și înclinată rămîne constant.

Condiția de instabilitate

În cazul corpurilor cu fisură, condiția de instabilitate a fost scrisă /53/ în funcție de factorul de intensitate al tensiunilor la vîrfurile fisurii și curba R și are :

$$g - R = 0$$
$$\left(\frac{\partial g}{\partial a}\right)_{\sigma} = \left(\frac{\partial R}{\partial a}\right)_{\sigma} \quad (4.11)$$

În reprezentare grafică, momentul realizării condiției de instabilitate corespunde punctului de tangență între curbele g și R .

Valoarea factorului de intensitate corespunzător momentului instabilității, a fost notat cu g_c , fiind folosit pentru calculele de siguranță. După cum este prezentat în referatul /56/, factorul critic g_c nu este o caracteristică de material, valoarea lui fiind dependentă de geometria corpului cu fisură (grosime, lungime, fisură, etc).

Metode de încercare pentru determinarea curbei

Încercările standardizate pentru determinarea factorului critic de intensitate al tensiunilor K_{IC} (g_{IC}), nu permit să se determine întreaga curbă R , deoarece după atingerea valorii critice de instabilitate K_c (g_c) procesul se desfășoară cu viteză mare și diagrama forță-deplasare de deschidere a fisurii nu mai poate fi înregistrată fidel.

Au fost propuse două metode de încercare, și anume încercări cu deplasarea de deschidere a fisurii controlată /52, 57, 58/ și încercări cu factor de intensitate al tensiunilor controlat /55/ la care nu se mai obține fenomenul de instabilitate. Detalii privind aceste metode de încercare sînt cuprinse în referatul /56/.

4.1.3. Metoda COD (COS)

Evaluarea tenacității la fisurare a materialelor prin deplasarea de deschidere a vîrfului fisurii, notată COD (crack opening displacement), a fost propusă de A.A. Wells /51/. În prezent mulți autori /52/ folosesc o altă notație

COD (crack opening stretch) care pare mai adecvată fenomenului fizic de deformare de la vârful fisurii.

Fundamentul teoretic al acestei metode îl constituie relația între deplasarea de deschidere a fisurii la vîrf (deschiderea remanentă) și energia specifică de propagare a fisurii. Avînd în vedere că deplasarea de deschidere a fisurii la vîrf este dată de însumarea deformațiilor plastice din zona adiacentă, valoarea ei poate fi calculată cu relația :

$$\int_0 = \int_{-\pi/2}^{+\pi/2} \gamma d\theta = \frac{\tau_p}{G} \int_{-\pi/2}^{+\pi/2} R_p d\theta. \quad (4.12)$$

Avînd în vedere că pentru enclave circulare $R_p = R_{p0} \cos \theta$, prin integrare se poate ajunge la o relație de forma :

$$g = \frac{\pi}{4} \tau_p \int_0 \quad (4.13)$$

care este relația pe care A.A. Wells /51/ o pune la baza propunerii caracterizării susceptibilității la fisurare a materialelor ductile prin mărimea \int_0 notată COD.

Din punctul de vedere al condiției de rupere, caracterizarea tenacității prin acest parametru nu asigură evaluarea celor doi factori și anume caracteristica fizică de rezistență și volumul de material din imediata vecinătate a fisurii în care se realizează palierul maxim al sollicitării. Din această cauză, la două materiale la care inițierea ruperii se face la aceeași valoare a COD, nivelul de sollicitare poate fi diferit, deci, din punctul de vedere al ruperii corpului, rezistența (tenacitatea) la fisurare este diferită.

Un element care limitează aplicarea metodei COD în caracterizarea tenacității la fisurare o reprezintă și faptul că nefiind cunoscută legea de distribuție a tensiunilor

și deformațiilor în interiorul enclavei plastice, nu se poate stabili relația dintre deplasarea de deschidere la vârful fisurii și nivelul solicitării externe. Din această cauză se recurge la relații empirice care, după cum se prezintă în lucrările /59, 60/, nu se verifică în aplicațiile pe elemente cu alte configurații geometrice decât cele pentru care s-au determinat aceste relații empirice.

Metoda COD, rămâne însă o metodă utilă în cercetările de materiale, permițând evaluarea schimbărilor calitative ale unui material, de îmbunătățire sau de nu a tenacității la rupere, sub efectul factorilor tehnologici analizați.

În metodele de încercare pentru determinarea COD, se semnalează două tendințe. O primă tendință /61/ este de determinare a COD cu ajutorul diagramei forță-deplasare de deschidere a fisurii, oventual pentru o mai fidelă evaluare cu înregistrarea deplasării de deschidere a fisurii în două puncte. Având definită legea de roto-translație a flancurilor fisurii, calculația COD este o problemă simplă. O a doua tendință /62, 63/ este de folosire a unor epruvete cu două fisuri tehnice egale, după rupere una rămânând martor pentru măsurarea COD, asimilat cu deschiderea remanentă a flancurilor fisurii.

4.1.4. Metode energetice

Evaluarea tenacității prin lucrul mecanic necesar pentru creșterea lungimii fisurii este în concordanță cu definiția acestei proprietăți. În cazul problemei linear elastice, după cum rezultă din relația (3.55), caracteristica energetică de tenacitate poate fi evaluată având în vedere distribuția tensiunilor și deformațiilor în vecinătatea unei fisuri, având astfel certitudinea concluziei acestei caracteristici din punctul de vedere al condițiilor de rupere.

Soluțiile energetice ale problemei caracterizării tenacității materialelor ductile, în lipsa cunoașterii distribuției tensiunilor și deformațiilor plastice, s-au

./.



dezvoltat în limitele posibilităților de evaluare globală a balanței energetice. Sînt cunoscute două metode și anume cea propusă de M.S. Pellini și R.W. Judy /64/ avînd la bază încercări de încovoiere prin șoc pe epruvete de mecanica ruperii (dynamic test - DT) și metoda integralei J propusă de I.R. Rice /65/ și dezvoltată sub aspectul metodicii de încercare de I.A. Begley, I.D. Landes /66/ și R.I. Bucci /67/.

Metoda Pellini - Judy, constă în încercarea unui set de epruvete cu aceeași grosime, și aceeași lungime de fisură, însă diferite secțiuni nete în planul fisurii. Variația lucrului mecanic specific pentru ruperea epruvetelor funcție de mărimea secțiunii nete este diferită de la un material la altul. La materiale fragile nu se obține o variație a lucrului mecanic, iar la materiale ductile se obține o variație cu atât mai mare, cu cît tenacitatea este mai mare.

De remarcat că autorii acestei metode mențin ideea caracterizării tenacității la fisurare a materialelor ductile printr-o curbă. Curba determinată prin aceste încercări este în fapt o formă integrată a curbei R , panta curbei fiind dată de media ponderată a consumului energetic crescător inițial și consumul energetic constant pe palierul curbei R .

Această metodă, dezvoltată pe fondul unor cunoștințe generale de mecanica ruperii, abandonează însă tendințele analitice de rezolvare a problemei și nu face diferențieri între condiția de inițiere și condiția de propagare. De asemenea, avînd în vedere că fenomenul de instabilitate care este dependent de geometria corpului, influențează balanța generală energetică pînă la rupere, curbele determinate prin această metodă vor diferi funcție de tipul de epruvetă folosit.

Integrala J, definită analitic ca integrala energiei de deformare în vecinătatea fisurii, se rezumă ca metodă de încercare la extinderea aplicării "metodei complianței", în domeniul elasto-plastic, avînd la bază planimetrarea ariei sub curba forță - deplasarea punctului de aplicare a forței.

Drept caracteristică de material se propune valoarea integralei J în momentul inițierii fisurii.

Aprecierea dacă metoda propusă satisface condiția de identitate, adică valoarea critică J_{IC} este dependentă numai de calitatea materialului, nu poate fi făcută din lipsa de date experimentale și teoretice. În orice caz, satisfacerea acestei condiții, este posibilă numai dacă devierea de la linearitate a curbei forță - deplasarea de deschidere a fisurii nu este dependentă de lungimea inițială a fisurii. Dacă avem în vedere că la epruvete de diferite grosimi din același material, după cum remarcă J.E. Srawley /68/ lățimea zonelor laterale de rupere înclinată este aceeași, rezultă că caracteristica J_{IC} a aceluiași material va fi diferită la grosimi diferite.

4.1.5. Premizele metodei propuse de autor

După cum este prezentat în paragrafele anterioare, metodele actuale de evaluare a tenacității la fisurare ductilă se aplică din momentul începerii devierii de la linearitate a curbei forță-deplasare de deschidere a fisurii, și au la bază ipoteza privind constanța pe grosime a mărinii enclavei plastice.

Un element important de care se face abstracție, este faptul că nivelul tensiunii de solicitare la care un material începe să se deformeze plastic este dependent de gradul de triaxialitate a tensiunilor. La solicitarea unui corp cu fisură, momentul începerii devierii de la linearitate a curbei forță-deplasare de deschidere a fisurii corespunde apariției deformațiilor plastice în zonele de suprafață ale fronturilor fisurilor, caracterizate prin stare plană de tensiuni. În zonele caracterizate prin stare plană de deformare, apariția deformațiilor plastice are loc la valori mai mari ale forței de solicitare.

În concluzie, în partea inițială a ramurii elasto-plastice a curbei forță-deplasare de deschidere a fisurii, corpul solicitat prezintă o zonă centrală cu stare

elastice de deformare. In această zonă distribuția tensiunilor se face după legile stabilite prin teoria elasticității, deci ar fi posibilă evaluarea factorului de intensitate a tensiunilor în fața fisurii. Rezolvarea acestei probleme, adică stabilirea metodologiei de evaluare a factorului de intensitate a tensiunilor și stabilirea limitelor până la care se poate face această evaluare a fost propusă de autor [70] și este prezentată în cadrul acestui capitol.

Referitor la metodele actuale de evaluare a tenacității la fisurare ductilă, rezultă că ar căpăta o mai bună concludență dacă s-ar aplica după dezvoltarea enclavei plastice pe tot frontul fisurii.

4.2. Elemente de bază ale noii metode propusă de autor

4.2.1. Zonarea curbei de tranziție la rupere prin fisurare în baza criteriilor de deformare plastică

Caracterul tranzitoriu cu temperatura a tenacității materialelor este evidențiat de majoritatea încercărilor mecanice prin care se evaluează această proprietate de material. In general, de-a lungul curbei de tranziție, se produc schimbări ale aspectelor fenomenologice care definesc procesul de rupere. De regulă aceste schimbări sînt lente și evolutive, astfel că curba de tranziție este continuă.

In cazul ruperilor prin fisurare a produselor plate, aspectul fenomenologic definitoriu al curbei de tranziție este dat de evoluția enclavelor plastice din vecinătatea fisurii. Ținînd seama de stările de tensiuni și de amplasamentul față de frontul fisurii, enclavele plastice pot fi :

- a) enclave plastice laterale, localizate la suprafața corpului, în jurul terminațiilor frontului fisurii, într-o zonă caracterizată în regia elastic de o stare plană de tensiuni ;

- b) enclave plastice frontale, localizate de-a lungul frontului fisurii, într-o zonă caracterizată în regim elastic de o stare plană de deformare.

În fig. 21 sînt reprezentate schematic cele două tipuri de enclave plastice. Apariția enclavelor plastice frontale se face la stări de solicitare mai mari decît cele la care apar enclavele plastice laterale.

Avînd în vedere apariția și dezvoltarea enclavelor plastice, se pot defini trei zone distincte pe curba de tranziție, delimitate de următoarele temperaturi de tranziție:^{x)}

- a) temperatura de tranziție T_{Tp} , care reprezintă cea mai ridicată temperatură la care inițierea ruperii se face la nivele de solicitare la care nu se mai formează enclavele plastice laterale, definită ca temperatura de pierdere a ductilității în stare plană de tensiuni ;

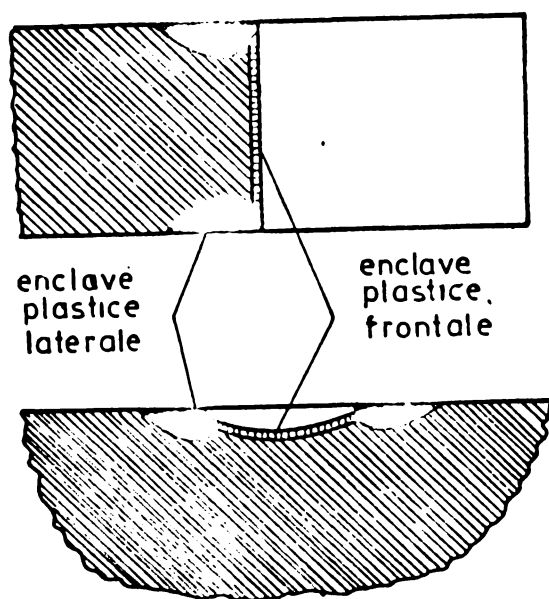


FIG 21

./.

x) vezi fig 32

b) temperatura de tranziție TT_{DP} , care reprezintă cea mai ridicată temperatură la care inițierea rupei se face la nivele de solicitare la care nu se mai formează enclavele plastice frontale, definită ca temperatură de pierdere a ductilității în stare plană de deformare.

În zona temperaturilor sub TT_{DP} , materialul are o comportare fragilă, cu rupe de tip plat, tenacitatea materialului putând fi evaluată prin factorul critic de intensitate al tensiunilor K_{IC} . În intervalul între temperaturile $TT_{DP} - TT_{DP}$ materialul prezintă rupe de tip mixt, inițierea rupei făcându-se în zona centrală a epruvetei în condiții de stare plană de deformare elastică, în timp ce zonele laterale sînt în stare plastică de deformare. Curbele forță-deplasare de deschidere a fisurii prezintă deviere de la linearitate, iar determinarea caracteristicii K_{IC} este convențional validă numai în anumite condiții, de regulă dacă sînt folosite epruvete de grosime mare. În zona temperaturilor peste temperatura TT_{DP} , întreg frontul fisurii este înconjurat de enclave plastice astfel încît chiar în condițiile unor epruvete de grosime foarte mare, devierile de la linearitate al curbei forță-deplasare de deschidere a fisurii sînt mari și nu se mai pot obține determinări valide ale factorului critic de intensitate a tensiunilor.

Metoda propusă de autor /69, 70/, se referă la evaluarea tenacității în intervalul de temperaturi $TT_{DP} - TT_{DP}$ definit ca zona de tranziție de la comportarea fragilă la comportarea ductilă. Metoda propusă are la bază definirea influenței enclavelor plastice asupra complianței corpurilor cu fisură și asupra formei curbei forță-deplasare de deschidere a fisurii.

4.2.2. Complianța corpurilor cu fisură

Mărimea de complianță, este definită ca raportul între deplasarea de deschidere a fisurii și mărimea forței aplicate. Valoarea complianței este dependentă de geometria epruvetei și de poziția celor două puncte față de frontul fi -

surii. Determinarea complianței se poate face experimental din diagrama forță-deplasarea de deschidere a fisurii.

Pentru epruvetele standardizate, se poate obține relația empirică de calculare a complianței /70/ din relațiile (3.55; 3.57; 3.63), și anume :

$$C = \frac{2(1-\mu^2)}{E} \frac{1}{t} \int \frac{1}{b} Y^2 da, \quad (4.14)$$

în care :

- C = complianța pe direcția de aplicare a forței
- E, μ = constantele elastice ale materialului
- t, b = grosimea respectiv lățimea epruvetei
- Y = factorul adimensional din relația de calcul a factorului de intensitate a tensiunilor

Pentru epruvetele de tracțiune din STAS 9760, prin integrarea relației (4.14) se ajunge la relația :

$$C = \frac{1-\mu^2}{E} \frac{1}{t} \Phi_0, \quad (4.15)$$

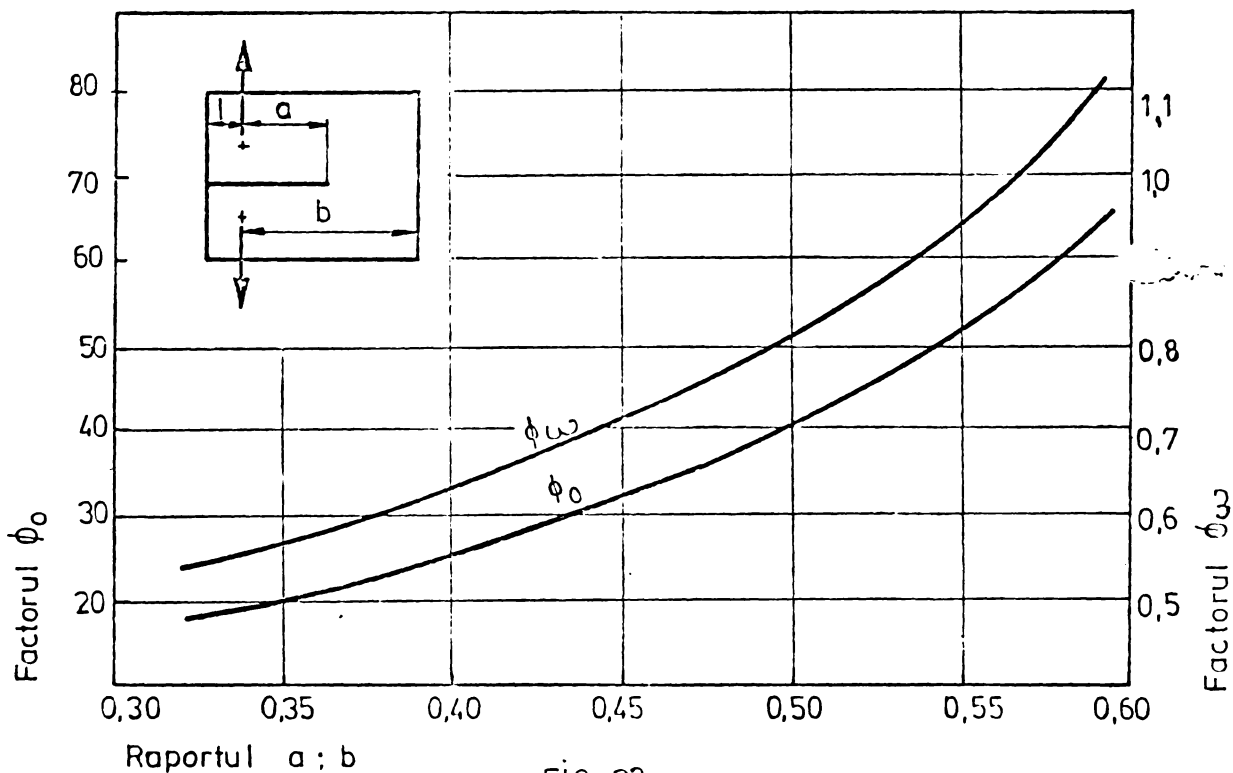
în care Φ_0 este factor adimensional dat de relația :

$$\Phi_0 = \sum_{i=0}^{10} \alpha_i \left(\frac{a}{b}\right)^i, \quad (4.16)$$

în care coeficienții α_i au valorile din tabelul 4.1.

Complianța corespunzătoare măsurării deplasării de deschidere a fisurii la distanța l față de direcția de aplicare a forței (fig. 22) se poate calcula cu relația (4.15) în care factorul dimensional se calculează cu relația :

$$\Phi_l = \Phi_0 + 2l \Phi_w, \quad (4.17)$$



tabelul 4.1

1	Coefficientii °C
0	+19,66
1	-43,60
2	+876,16
3	-7.321,06
4	+36.613,84
5	-121.368,44
6	+281.690,78
7	-448.778,78
8	+468.035,62
9	-288.782,80
10	+81.638,64

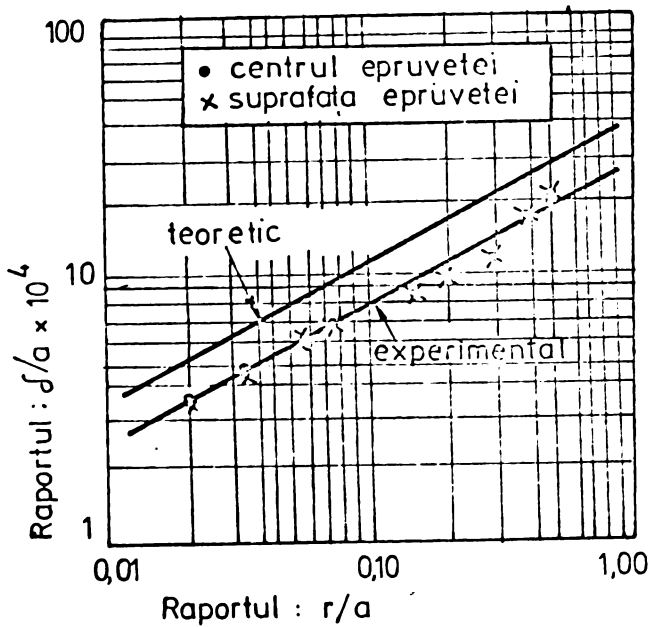


FIG. 23

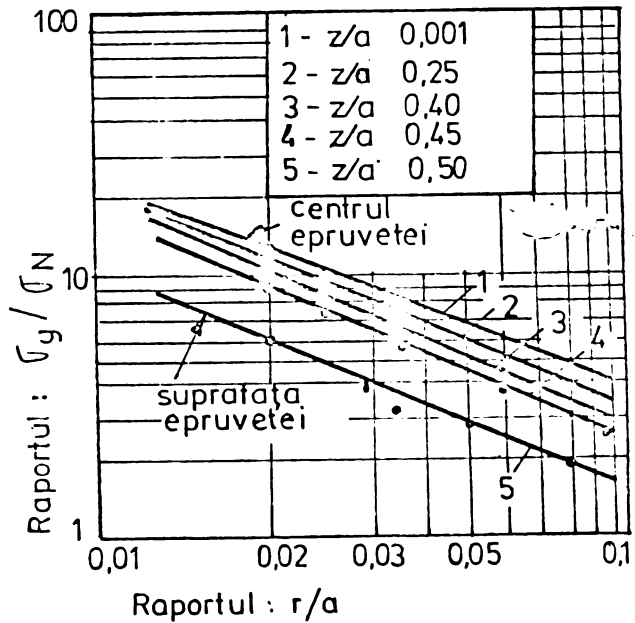


FIG. 24

β_ω fiind factorul adimensional din relația de calcul a complianței de rotație a flancurilor. In fig. 22 se prezintă curbele de variație a celor doi factori adimensionali β_0 și β_ω , funcție de lungimea fisurii.

Avind in vedere relația (4.15), se poate scrie relația de definiție a complianței sub forma :

$$\delta = \frac{1-\mu^2}{E} \Phi_0 \frac{F}{t} \quad (4.18)$$

Decarece raportul între deplasarea de deschidere a fisurii și forța medie distribuită pe unitatea de grosime a epruvetei definește complianța specifică medie ϕ_m , rezultă:

$$\phi_m = \frac{1-\mu^2}{E} \Phi_0 \quad (4.19)$$

Variatia pe grosime a complianței specifice, poate fi evidențiată avind in vedere determinările experimentale ale lui T.A. Truse /71/, cuprinse în fig. 23 și 24. Din fig.23 rezultă că nu sînt diferențe între deplasările de deschidere

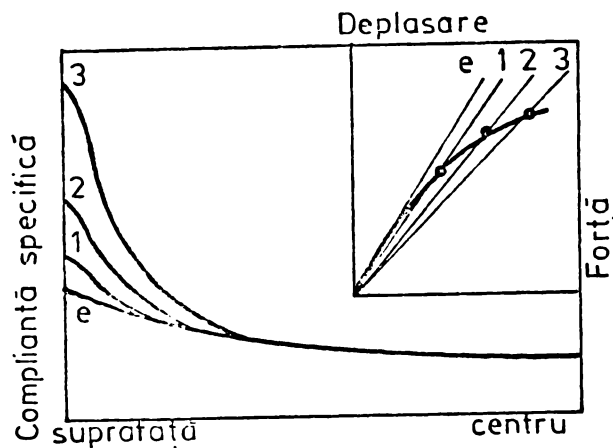


FIG. 25

a fisurii măsurate în centrul și la marginea epruvetei, chiar în condițiile depășirii domeniului de comportare elastică. În ceea ce privește distribuția tensiunilor, fig. 24, sînt semnificate diferențe între tensiunea normală pe direcția forței din centrul și de la marginea epruvetei. Aceste diferențe cresc pe măsură ce se dezvoltă enclavale plastice laterale. Forța de solicitare se distribuie deci neuniform pe grosime, în centrul epruvetei avînd valori superioare raportului mediu F/t , iar la marginile epruvetei valori inferioare.

Rezultă în consecință că complianța specifică are o variație pe grosime, conform fig. 25, cu valori maxime la marginea epruvetei și valori constante inferioare valorii complianței specifice medii la mijlocul epruvetei. Lățimea zonelor laterale este de aproximativ 4-5 mm și nu depinde de grosimea epruvetei.

Influența enclavelor plastice. Dezvoltarea enclavelor plastice, semnalată pe diagrama forță-deplasare de deschidere a fisurii prin devierea de la linearitate, are ca efect creșterea valorii complianței.

Avînd însă în vedere că la început se dezvoltă enclavale plastice laterale, rezultă că complianța specifică a epruvetei va suferi schimbări în zonele laterale și va rămîne constantă în centrul epruvetei, după cum se arată în fig. 25. Creșterea pe ansamblu a complianței și deci a complianței

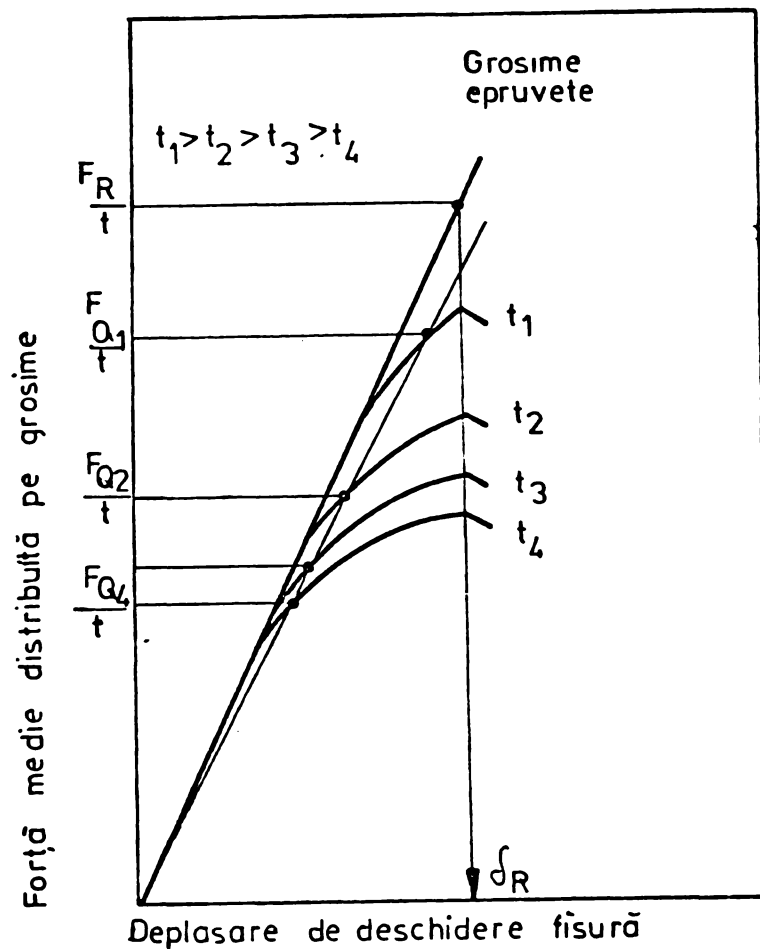


FIG. 26

specifice medii este la nivelul creșterii mediei ponderate a complianțelor specifice. Rezultă deci, că cu cât epruveta are grosimea mai mare, creșterea complianței specifice medii va fi mai mică, și în consecință deviația de la liniaritate a curbei forță-deplasare de deschidere a fisurii va fi mai mică (fig. 26).

4.3. Definirea caracteristicii de tenacitate K_{II}

După cum s-a prezentat în capitolul 3, la determinarea caracteristicii K_{IC} s-a convenit să se ia ca valoare critică a forței, valoarea maximă înregistrată în intervalul unei schimbări de pantă de 5%, care corespunde din punctul de vedere al variației complianței cu lungimea fisurii, unei creșteri cu 1% al lungimii fisurii. Această convenție face de fapt

./.

abstracție de condiția de definiție a caracteristicii K_{IC} de a evalua starea de solicitare din momentul cedării materialului.

Având în vedere variația complianței cu grosimea și cu dezvoltarea enclavelor plastice laterale, rezultă, după cum se arată în fig. 26, că factorul critic de intensitate al tensiunilor determinat prin convenția adoptată va avea valori cu atât mai mari cu cât grosimea epruvetei este mai mare, tinsind la limită ($t \rightarrow \infty$) către o valoare maximă calculabilă cu forța care s-ar înregistra în cazul comportării linear elastice pînă la inițierea rupei.

Valoarea maximă a factorului critic de intensitate al tensiunilor care se poate obține prin creșterea grosimii epruvetei este egală însă cu valoarea factorului de intensitate din zona centrală a epruvetei, atît timp cît starea elastică de deformare în această zonă nu este perturbată.

Avînd în vedere că ruperea se inițiază în zonă centrală /68/, aceasta fiind evidențiată de aspectul suprafeței de rupere a epruvetei, care prezintă fronturi ale rupei ("rîuri") care converg către centru, rezultă că factorul de intensitate al tensiunilor din această zonă centrală corespunzător momentului inițierii, satisface cea de a doua condiție de definiție a unei caracteristici de tenacitate, și anume de a evalua starea de solicitare din locul în care se inițiază ruperea. Valoarea acestui factor de intensitate, a fost notat cu K_{IR} și reprezintă caracteristica de tenacitate care întrunește condițiile de concludență și identitate în aceeași măsură ca și caracteristica K_{IC} .

Caracteristica de tenacitate K_{IR} se poate determina prin aceeași încercare ca cea folosită pentru determinarea caracteristicii K_{IC} . Valoarea caracteristicii de tenacitate K_{IR} se calculează însă cu relația :

$$K_{IR} = \frac{Y}{b^{1/2} \phi} \int_R, \quad (4.20)$$

în care :

C_b = complianța specifică din zona centrală a epruvetei

R = deplasarea de deschidere a fisurii la momentul inițierii rușurii,

iar Y , b , au aceeași semnificație ca în relația pentru calculul caracteristicii K_{IC} .

Deoarece valoarea complianței specifice nu poate fi determinată experimental, s-a propus ca pentru calculul caracteristicii K_{IR} să se folosească valoarea complianței specifice medii, diferența rezultată fiind la grosimi de epruvete de peste 25 mm de ordinul de mărime a erorii rezultate din abaterile de măsurare a celorlalte mărimi care sînt cuprinse în relația de calcul. Complianța specifică medie, poate fi determinată experimental, sau calculată cu relațiile (4.15-4.17). Deci relația de calcul este de forma :

$$K_{IR} = \frac{Y}{b^{1/2} C_m} \int_R. \quad (4.21)$$

În lucrarea /69/, a fost propusă o metodă de determinare mai operativă a caracteristicii K_{IR} , care constă în determinarea grafică, conform fig. 27, a forței dată de relația :

$$F_R = \frac{\int_R}{C_m} t, \quad (4.22)$$

astfel încît, caracteristica K_{IR} să poată fi calculată cu relația (3.63) folosită pentru calculul caracteristicii K_{IC} , luînd însă pentru forța critică valoarea F_R .

Această metodă grafică de determinare a forței critice distribuite pe zona centrală a frontului fisurii poate fi generalizată pentru orice tip de epruvetă /42, 43), și prin aceasta calculul caracteristicii K_{IR} se poate face în

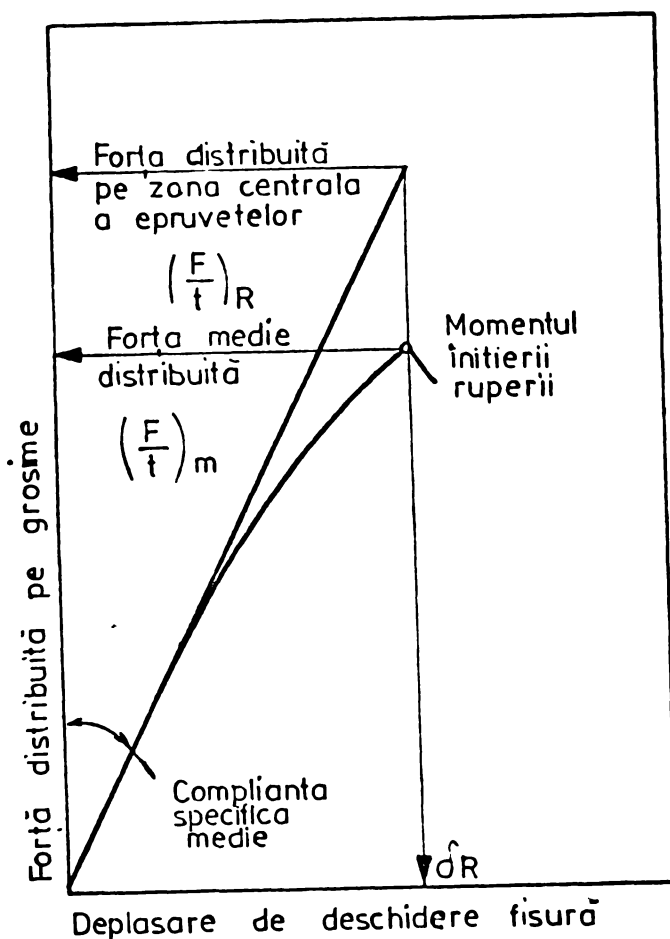


FIG. 27

toate cazurile folosind relațiile definite pentru factorul de intensitate al tensiunilor.

4.4. Concluzii

a) Recomandarea actuală din normele de încercare pentru determinarea caracteristicii K_{IQ} , de a realiza condiția de validare a rezultatului încercării prin mărirea grosimii epruvetei pe măsură ce tenacitatea crește, are la bază scutirea ponderii măririi enclavelor plastice laterale asupra devierii de la linearitate a curbei forță-deplasare de deschidere a fisurii. Această metodă prezintă însă dezavantajul utilizării unor epruvete de dimensiuni mari, inoperante, și ceea

ce este mai important faptul că nu permite caracterizarea gamei dimensionale de produse care reprezintă ponderea mare în utilizare.

b) Metoda propusă de autor, permite evaluarea tenacității prin factorul critic de intensitate al tensiunilor, folosind epruvete de dimensiuni obișnuite. Metoda are la bază definirea factorului de intensitate a tensiunilor în zona centrală a grosinii epruvetei care prezintă stare elastică de deformare și care reprezintă zona în care se realizează condiția de rupere a materialului.

5. CERCETARI PRIVIND SUSCEPTIBILITATEA LA FISURARE DUCTILA A OTELURILOR

5.1. Obiectivele cercetării

Cercetările privind susceptibilitatea la fisurare a oțelurilor au fost făcute avînd în vedere trei obiective, și anume verificarea relațiilor de calcul a complianței și a complianței specifice medii, verificarea identității și univocității caracteristicii de tenacitate K_{IR} și caracterizarea susceptibilității la fisurare a oțelurilor prin prisma caracteristicilor actuale folosite pentru evaluarea tenacității.

Condiția de identitate și univocitate a caracteristicii K_{IR} este satisfăcută dacă valorile determinate experimental sînt dependente numai de calitatea materialului. După cum a fost prezentat în capitolele anterioare, caracteristicile propuse pentru evaluarea tenacității în intervalul de tranziție au valori dependente de geometria epruvetei (grosime, lungime fibură, etc). Domeniul în care condiția de identitate este satisfăcută, definit de regulă ca domeniu de validitate al caracteristicii de tenacitate, este limitat teoretic pentru caracteristica K_{IR} de apariția enclavei plastice frontale. În cadrul cercetărilor efectuate s-a urmărit să se definească practic limitele în care determinarea acestei caracteristici este validă.

Referitor la caracterizarea susceptibilității la fisurare ductilă, s-a avut în vedere că în prezent există un volum mare de cunoștințe privind tenacitatea oțelurilor evaluată prin criterii convenționale. Un obiectiv major privind caracterizarea susceptibilității la fisurare a fost de a se corela rezultatele aplicării noii metode de evaluare a

tenacității și de definire a unor temperaturi de tranziție pe criterii fenomenologice, cu actualele metode folosite. Prin aceasta, rezultatele cercetării pot fi utilizate pentru verificarea și îmbunătățirea prescripțiilor actuale de utilizare a oțelurilor pentru evitarea pericolului ruperii fragile, beneficiind în continuare de încrederea probabilistică dată de experiența dobândită până în prezent prin aplicarea acestor prescripții.

5.2. Metodica de cercetare

5.2.1. Materiala de cercetare

A fost folosită pentru experimentări o gamă largă de oțeluri pentru structuri metalice, și anume oțeluri carbon și alab aliate utilizate în stare normalizată cu limite de curgere în intervalul 240-450 MPa, și oțeluri alab aliate utilizate în stare îmbunătățită cu limita de curgere peste 450 MPa. S-a urmărit prin aceasta ca concluziile cercetării să fie la un nivel de generalitate care să permită aplicarea lor la nivelul prescripțiilor de utilizare pentru evitarea pericolului ruperii fragile.

Cercetările de bază efectuate în cadrul acestei lucrări s-au făcut pe table groase din mărcile de oțel din STAS 9021. Un interes deosebit îl prezintă noile mărci de oțel cu limită de curgere peste 400 MPa, OCS 55 și OCS 58, a căror tehnologie de fabricație a fost stabilită în cadrul Institutului de cercetări Metalurgice /72, 76, 77/. Șarjele de oțel folosite pentru cercetări sînt prezentate în tabelele 5.1 și 5.2.

Mărcile de oțeluri de îmbunătățiri folosite pentru experimentări au fost : 35Mn16, 40Cr10, 33MoCr11, 41MoCr11, 34MoCrNi15, 30MoCrNi20. Din punct de vedere calitativ șarjele folosite s-au încadrat în prescripțiile de calitate din STAS 791. Oțelurile au fost încercate în stare normalizată și în

diferite stări de tratament termic de îmbunătățire (călire + revenire). Date privind șarjele cercetate sînt cuprinse în lucrarea /79/.

Tabelul 5.1

Marca oțel	Nr. șarjă (C.S. Galați)	Gro- sime tablă (mm)	Compoziție chimică la turnare ^{x)} /% /						
			C	Mn	Si	Ni	V	S	P
OCS 44	128.001	40	0,16	1,10	0,28	-	-	0,019	0,022
OCS 52	928.665	45	0,20	1,35	0,23	0,30	0,10	0,015	0,016
OCS 55	124.181	45	0,16	1,36	0,33	0,61	0,14	0,011	0,015
OCS 58	118.816	45	0,16	1,50	0,31	0,53	0,12	0,015	0,014
	412.682	30	0,18	1,43	0,42	0,59	0,16	0,009	0,010

^{x)} Toate șarjele au fost dezoxidate suplimentar cu Al

Tabelul 5.2

Marca oțel	Nr. șarjă	Caracteristici de tracțiune			Tempera- tura de tranziție T_{KV} ^{x)} (°C)
		Limita de curgere (MPa)	Rezistența la tracțiune (MPa)	Alungirea la rupere (%)	
OCS 44	128.001	310	460	25	-40
OCS 52	928.665	380	525	27	-60
OCS 55	124.181	420	600	24	-45
OCS 58	118.816	490	695	22	-30
	412.682	500	640	23	-55

^{x)} Temperatura de tranziție T_{KV} reprezintă temperatura la care media valorilor individuale ale rezultatelor încercărilor de încovoiere prin soc (minim 10 valori/șarjă) pe epruvete cu creștătură în V, prelevate pe direcție longitudinală (direcția de laminare), a fost de 28 J.

5.2.2. Epruvete pentru încercări

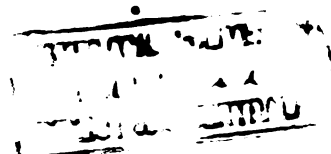
In general, epruvetele folosite pentru încercări au fost conform standardelor de încercări și prevederilor din standardele de material.

Epruvetele pentru încercările de mecanica ruperii au fost de tipul celor prevăzute în STAS 9760 pentru sollicitarea la tracțiune. Epruvetele au fost prelevate în același mod în care sînt de regulă prelevate epruvetele Charpy V pentru încercări de încovoiere prin ψ , adică în direcția longitudinală cu fisură perpendiculară pe planul tablei. Epruvetele cu grosimea mai mică decît grosimea tablei au fost prelevate din centrul tablei.

Au fost folosite două tipuri de epruvete și anume epruvete proporționale conform STAS 9760, notate în această lucrare cu simbolul TP x grosimea epruvetei (exemplu : TP 25 = epruvetă proporțională cu grosimea de 25 mm) și epruvete neproporționale avînd în general dimensiunile epruvetei TP 25 însă cu grosimi de 15, 20, 25, 30, 35, 40, 45 mm. Aceste epruvete au fost notate în această lucrare cu simbolul TN x grosimea epruvetei (exemplu : TN 35 = epruvetă neproporțională cu grosimea de 35 mm). Dimensiunile epruvetelor neproporționale au fost stabilite astfel încît la forțele maxime pînă la care se solicită epruvetele să nu apară tensiuni mai mari decît limita de curgere a materialului, în zonele din afara vîrfului fisurii. Conform verificărilor tensometrice efectuate de D.E. McCabe /52/, zona de maximă solicitare este în planul secțiunii de rupere a epruvetei, pe latura fără fisură, cu o tensiune care poate fi calculată cu relația :

$$\sigma = \frac{6Fa}{t(b-a)^2} \quad (5.1)$$

Epruvetele au fost făcute cu respectarea preciziei dimensiunilor și a calității suprafețelor indicate în STAS 9760. În vederea obținerii fisurării de oboseală la sollicitări scîsute fundul creștăturii epruvetelor a fost prelucrat prin electroeroziune cu un fir cu diametrul de 0,2 mm pe o



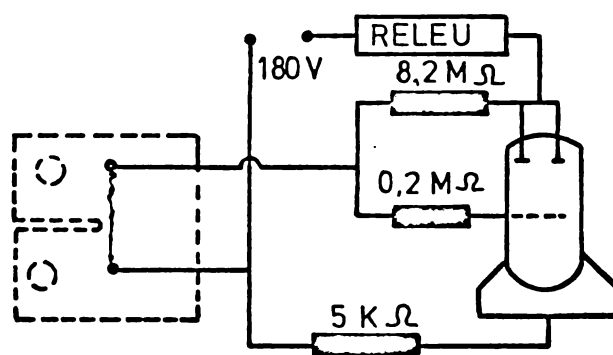


FIG 28

adâncime de 1.5 mm. Efectuarea acestui concentrator a asigurat de asemenea obținerea preciziei cerute pentru fisura de oboseală.

5.2.3. Tehnică de încercare

Fisurarea epruvetelor s-a făcut pe o instalație cu acționare mecanică cu deformare constantă. S-a realizat oprirea automată a instalației atunci când lungimea fisurii de oboseală a atins mărimea dorită. Oprirea a fost declanșată de ruperea unui fir cuprins în circuitul electronic de alimentare a instalației conform fig. 28. Firul a fost lipit pe epruvetă la o distanță față de vârful creștăturii egală cu lungimea pe care fisura trebuia să o aibă.

Încercările au fost efectuate pe o instalație hidraulică cu funcționare în regim de servocontrol (closed-loop). Forța și deplasarea de deschidere a fisurii au fost măsurate cu captori tensometrici rezistivi (din dotarea instalației) și înregistrate în coordonate XY. În tabelul 5.3 sînt cuprinse date tehnice privind precizia cu care s-au efectuat încercările. La temperaturi scăzute încercările au fost efectuate cu epruvetele inserate în baie cu lichid răcit la temperatura de încercare. Captorul tensometric pentru măsurarea deplasării de deschidere a fisurii este cu compensare a efectului temperaturii astfel că precizia măsurătorilor a fost asigurată pînă la temperaturi de -150°C .

Tabelul 5.3

Caracteristici tehnice	Măsurare		Înregistrare X-Y
	Forță	Deschidere fisură	
Valoare maximă	100 kN	5 mm	250 mm
Precizie	±1%	±0,25%	±0,4%
Linearitate	0,25%	0,25%	±0,1%

5.2.4. Prezentarea datelor experimentale

Rezultatele încercărilor sînt cuprinse în reprezentare grafică sub formă de diagrame care să pună în evidență concluziile privind confirmarea obiectivelor propuse. Interpretarea rezultatelor s-a făcut în baza prelucrării statistice a datelor, conform metodelor și criteriilor de apreciere prezentate în continuare.

Determinarea modelului statistic. Problema determinării modelului statistic presupune stabilirea repartiției teoretice pe baza repartiției empirice a unei populații statistice finite. Acceptînd a priori că repartiția rezultatelor experimentale este normală, problema determinării modelului statistic s-a particularizat la verificarea normalității. A fost folosit testul Lilliefors /90/, care presupune următoarele prelucrări :

a) Se ordonează valorile variabilei aleatoare, se calculează frecvențele relative cumulate și se reprezintă în coordonate semilogaritmice. Într-o astfel de reprezentare repartiția normală este sub formă de dreaptă (dreapta Henry).

b) Se stabilește valoarea statisticii $D_{n,1-\varepsilon}$ care reprezintă diferența maximă admisă între valorile empirice și teoretice ale frecvențelor relative cumulate. Valoarea acestei statistici este de regulă tabelată /90, 91/ și este funcție de volumul de selecție (n) și coeficientul de încredere ($1-\varepsilon$).

Ipoteza normalității se acceptă dacă valorile individuale ale frecvențelor cumulate ale populației statistice se găsesc în jurul dreptei care reprezintă estimarea repartiției teoretice, la distanțe mai mici decât valoarea statisticii

$D_{n, 1-\varepsilon}$

Evaluarea indicatorilor statistici. Ipoteza normalității fiind verificată, indicatorii statistici care definesc populația statistică sînt : media, abaterea medie pătratică, limitele intervalului de variație (toleranțele statistice). Media și abaterea medie pătratică au fost calculate cu relațiile :

$$m = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i, \quad (5.2)$$

$$\sigma^2 = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (x_i - m)^2.$$

În reprezentarea grafică a frecvențelor cumulate, media reprezintă valoarea corespunzătoare unei frecvențe relative cumulate de 50%, iar abaterea medie pătratică reprezintă media valorilor corespunzătoare unor frecvențe cumulate de 15,87% și respectiv de 84,13%.

Evaluarea limitelor de variație, respectiv a limitei superioare LS și a limitei inferioare LI , s-a făcut cu relațiile :

$$\begin{aligned} LS &= m + u_{n,p} \sigma \\ LI &= m - u_{n,p} \sigma. \end{aligned} \quad (5.3)$$

În care statistica u este de regulă tabelată și este funcție de

volumul de selecție și coeficientul de încredere probabilistică.

Verificarea identității statistice a două eșantioane. La interpretarea valorilor indicatorilor statistici obținuți pentru un eșantion (volum finit de selecție) trebuie avut în vedere că aceștia reprezintă "estimații" ale indicatorilor, care sînt dependente de volumul de selecție (gradele de libertate). Teoretic, avînd în vedere entropia distribuției normale, estimația unui indicator statistic este cu atît mai bună cu cît volumul de selecție este mai mare, cu condiția însă ca statistica să satisfacă condiția de nedepășire.

Verificarea identității statistice a două eșantioane reprezintă de fapt verificarea ipotezei că indicatorii statistici ai celor două eșantioane pot fi considerați estimații ale aceleiași populații statistice. Pentru evaluarea identității sub aspectul dispersiei, a fost folosit testul F. Mecanismul testului este foarte simplu, avînd la bază calcularea raportului $F = \sqrt{1}^2 / \sqrt{2}^2$, în care $\sqrt{1}^2 > \sqrt{2}^2$ sînt estimațiile dispersiilor celor două eșantioane. Se poate accepta ipoteza că cele două eșantioane sînt statistic identice dacă valoarea F calculată este mai mică decît o valoare critică dependentă de gradele de libertate ale celor două eșantioane și de coeficientul de încredere acceptat.

Pentru verificarea identității statistice a mediilor eșantionalelor s-a folosit testul Student. Ipoteza identității statistice se poate accepta, dacă statistica estimată cu relația :

$$t = \frac{m - m_0}{\sigma} \sqrt{n}, \quad (5.4)$$

are valoarea absolută mai mică decît valoarea critică

$t_{n-1; \frac{1-\epsilon}{2}}$, care poate fi extrasă din tabele /9a/ funcție de gradele de libertate și nivelul de risc admis.

Verificarea caracterului aleator. În cazurile în

care se dorește obținerea unor concluzii generale privind o grupă de mărci de oțel, sau verificarea constantei calității, este necesară verificarea caracterului aleator al datelor. Caracteristica față de care se verifică caracterul aleator poate fi diferită, de exemplu caracteristica de rezistență a oțelului la verificarea posibilității de generalizare a unui criteriu la o grupă de oțeluri, sau timpul la verificarea constantei calității unei fabricații.

Metoda folosită pentru verificarea caracterului aleator al rezultatelor încercărilor cuprinse în această lucrare, are la bază statistica M , definită prin relația :

$$M = \frac{\sum^2}{\sigma^2} \quad (5.5)$$

în care σ^2 este estimația dispersiei iar \sum^2 este media pătratică a diferențelor succesive, care se estimează cu relația :

$$\sum^2 = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^{n-1} (x_{i+1} - x_i)^2. \quad (5.6)$$

Valorile critice ale statisticii M sînt tabulate /90/ sub forma valorilor critice inferioare $(VCI)_{n,\varepsilon}$ și superioare $(VCS)_{n,\varepsilon}$ funcție de volumul de selecție și nivelul de semnificație. Decizia de acceptare a ipotezei că selecția are un caracter aleator se ia dacă sînt satisfăcute inegalitățile :

$$(VCI)_{n,\varepsilon} < M < (VCS)_{n,\varepsilon} \quad (5.7)$$

Evaluarea ponderii factorilor de influență. În general, variația unei caracteristici de material este determinată de doi factori și anume de variația calității materialului și de erorile de determinare. Separarea influenței celor doi factori, permite pe de o parte aprecierea corectă a omogenității calitative, și pe de altă parte stabilirea nivelului de

precizie a determinării corelat cu criteriile de apăsare a calității.

În cazul repartițiilor normale, evaluarea ponderii factorilor de influență este simplificată de proprietatea de stabilitate. Conform acestei proprietăți, dacă două variabile X și Y au repartiții normale, atunci și variabila $Z = X + Y$ are același tip de repartiție. Indicatorii statistici (media m și abaterea medie pătratică σ) pot fi calculați cu relațiile :

$$\begin{aligned} m(z) &= m(x) + m(y) \\ \sigma^2(z) &= \sigma^2(x) + \sigma^2(y) \end{aligned} \quad (5.8)$$

Conform acestor relații rezultă că, având indicatorii statistici ai determinării unei caracteristici de material și indicatorii statistici ai preciziei determinării calculați funcție de valorile limită ale erorilor pentru un nivel de încredere dat, se pot estima indicatorii statistici care definesc împrăștierea rezultatelor datorită variației calității. Fidelitatea evaluării unei caracteristici este dată de raportul între toleranțele caracteristicii datorate erorilor de determinare și toleranțele calității materialului.

În ceea ce privește corelarea rezultatelor, proprietatea de stabilitate a repartițiilor normale este foarte folosită, făcând posibile corelațiile pentru cazurile în care avem volume de selecție diferite. În aceste situații este posibilă corelarea valorilor medii ale caracteristicilor sau corelarea valorilor individuale ale unei caracteristici cu valorile medii ale celeilalte.

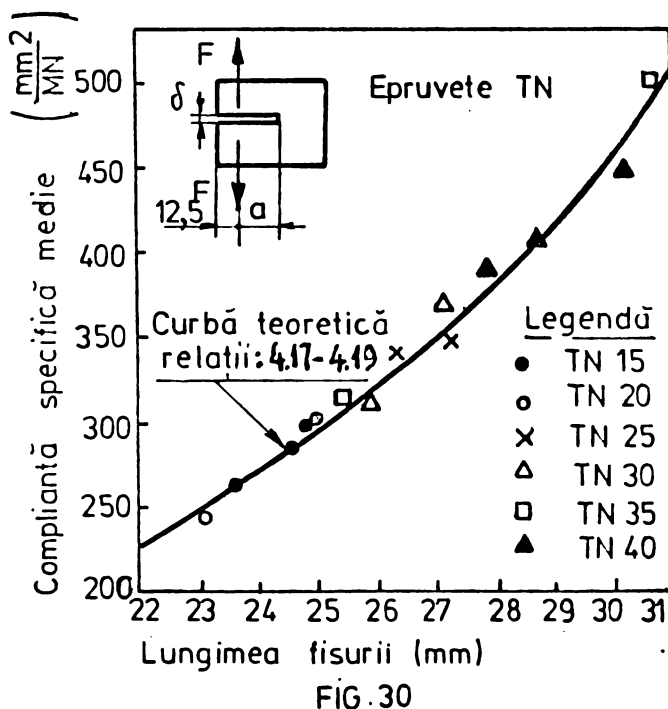
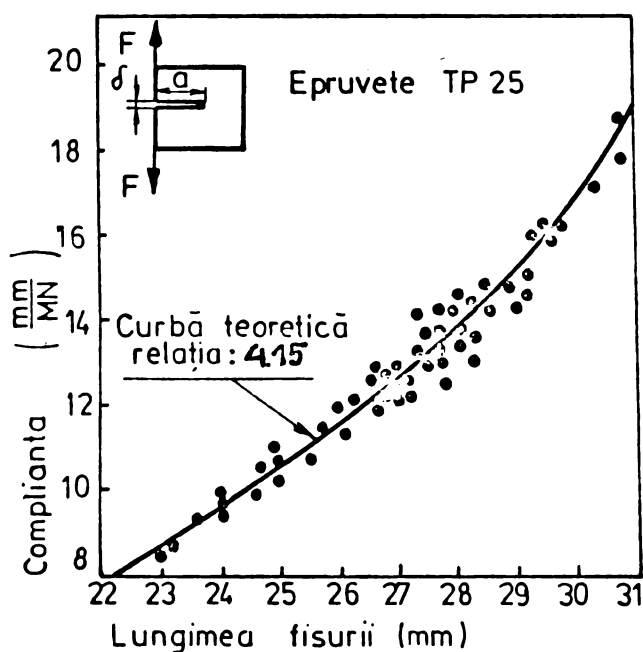
5.3. Rezultatele cercetării

5.3.1. Verificarea relațiilor complianței

Corectitudinea relațiilor complianței este confirmată de diagramele din fig. 29 și 30. În figura 29 sînt cuprinse rezultatele măsurării complianței specifice la toate

epruvetele cu grosimea de 25 mm (TP 25) încercate. În figura 30 sînt cuprinse rezultatele măsurării complianței specifice medii la epruvetele tip TN cu grosimi de la 15 la 40 mm. În ambele diagrame, rezultatele experimentale se grupează în jurul valorilor calculate cu relațiile (4.14 - 4.19).

În vederea aprecierii măsurii în care relațiile de calcul sînt confirmate de rezultatele experimentale, s-a făcut verificarea statistică a distribuției abaterilor față de curba teoretică și a caracterului întîmplător al abaterilor re-



portat la lungimea fisurii.

Repartiția abaterilor față de curba teoretică este prezentată în fig. 31. Se constată că diferența maximă dintre valorile estimate și empirice ale frecvențelor relative cumulate este de circa 0,09. Pentru această valoare a statisticii D , ipoteza normalității se poate accepta pentru coeficienți de încredere de peste 80%. Valoarea statisticii $D_{n; 0,8}$ este dată de relația :

$$D_{n; 0,8} = \frac{0,736}{\sqrt{n}} \quad (5.9)$$

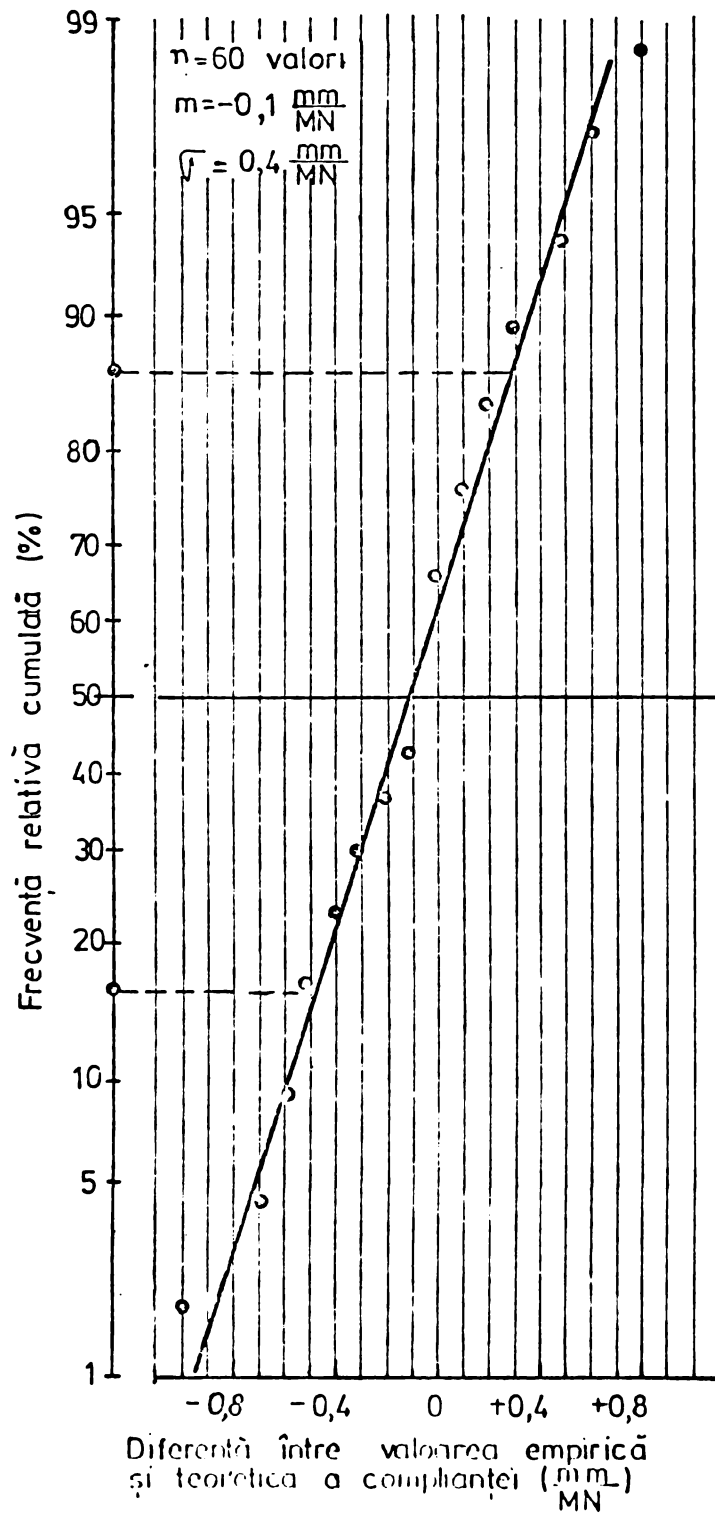


FIG. 31

Media diferențelor față de curba teoretică este de $-0,1 \text{ mm/MN}$. Calculând statistica t a testului Student se obține valoarea $1,94$. Valoarea critică cuprinsă în tabele pentru $n = 60$ și nivelul de risc de $0,025$ este $t = 2,00$ și este mai mare decât valoarea calculată. Se poate trage concluzia că abaterea cu $0,1 \text{ mm/MN}$ a mediei eșantionului față de valoarea teoretică este nesemnificativă, populația statistică

✓.

respectivă putând fi considerată cu un risc de 0,025, identică statistic cu o populație cu medie aritmetică zero.

Testul de verificare a caracterului aleator al datelor în funcție de lungimea fisurii s-a efectuat având în vedere media valorilor corespunzătoare unei lungimi de fisură. S-au obținut următoarele valori ale statisticilor testului : $\delta^2 = 0,0515$; $\sqrt{\delta^2} = 0,0426$; $M = 1,21$. Valorile limitelor critice pentru un nivel de semnificație $\epsilon = 0,01$ sînt $VCI = 0,92$ și $VCS = 3,08$. Statistica calculată M are valoarea cuprinsă între cele două valori limită, deci se verifică ipoteza caracterului aleator al datelor. Se poate trage concluzia că relația de calcul este echivalabilă pe tot intervalul verificat.

O altă verificare statistică este de comparare a toleranțelor datorită erorilor de măsurare cu toleranțele statistice obținute experimental. Aplicînd principiile propagării erorilor /91, 92/ s-a calculat eroarea maximă a complianței, corespunzătoare erorilor de măsurare a forței, deplasării de deschidere a fisurii și a lungimii fisurii. Valoarea calculată este de $20,6 \text{ mm/MN}$ corespunzătoare preciziei de 1% a măsurării forței, și de $20,5\%$ a deplasării de deschidere a fisurii și de $20,05$ a raportului a/b .

Avînd în vedere că valoarea estimată a abaterii medii patratice este $\sqrt{u} = 0,4 \text{ mm/MN}$, rezultă valoarea statistică $u = 1,5$ (pentru $n = 60$), ceea ce corespunde unui coeficient de încredere de 90%. Aceasta înseamnă că se poate face afirmația că în proporție de 90% împrăștierea datelor experimentale se datorește preciziei de determinare.

5.3.2. Influența temperaturii asupra curbelor forță - deplasare de deschidere a fisurii

Din analiza curbelor obținute la încercările epruvetelor tip TP la temperaturi scăzute /74/ s-a ajuns la următoarele constatări :

a) forma generală a curbelor este conform celei

./.

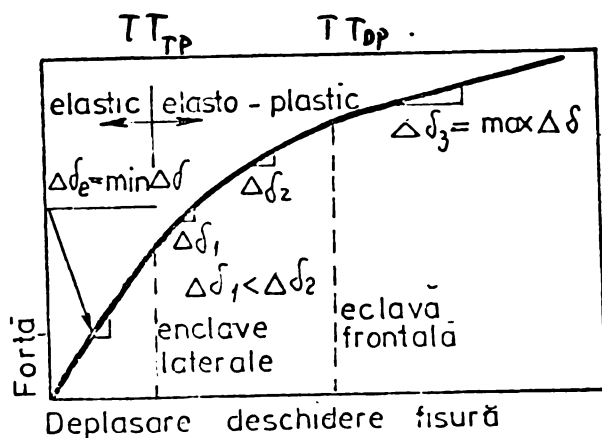


FIG. 32

prezentată în fig. 32. Pe această curbă se semnalează trei zone și anume : prima zonă de comportare linear elastică în care forța și deplasarea de deschidere a fisurii variază proporțional; a doua zonă în care pe măsură ce forța crește deplasarea de deschidere a fisurii crește cu valori din ce în ce mai mari; a treia zonă în care se obține din nou o variație proporțională a deplasării de deschidere a fisurii cu forța;

b) curbele obținute la încercarea opruvetelor TP 25 din același material la temperaturi diferite, pot fi suprapuse /75/ ca în fig. 33, în coordonate forță - deviere de la linearitate. Pe măsură ce temperatura de încercare scade, ramura elasto-plastică se scurtează, momentul inițierii rupei apropiindu-se de zona de comportare linear-elastică.

Constatările consemnate mai sus au permis formularea ipotezei că începerea zonei a treia pe curba forță-deplasare de deschidere a fisurii corespunde inițierii enclavei plastice frontale. Valoarea factorului de intensitate a tensiunilor din zona cu stare plană de deformare corespunzător acestui moment, notat cu K_{IDP} reprezintă valoarea maximă validă a caracteristicii K_{IR} , iar temperatura la care inițierea rupei se face la această valoare reprezintă temperatura de tranziție T_{IDP} . În ceea ce privește temperatura de tranziție T_{TP} este evident că ea reprezintă temperatura la care inițierea rupei se face la începerea devierii de la linearitate a curbei. Valoarea factorului de intensitate corespunzător acestui moment,

notată cu K_{TP} , reprezintă valoarea maximă validă a caracteristicii K_{IC} .

Având definit momentul inițierii enlevei plas-

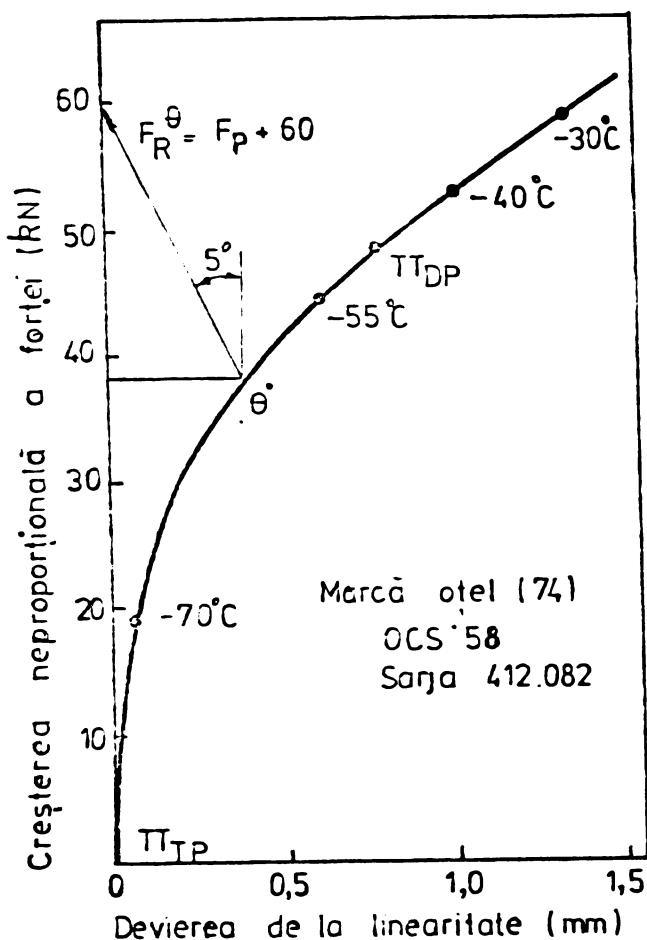


FIG. 33

ties frontale, rezultă o nouă condiție de identitate a caracteristicii K_{IR} la nivelul valorii maxime K_{IDP} și anume constanța raportului între această valoare maximă și limita de curgere a materialului (condiția de curgere în starea plană de deformare din frontul unei fisuri).

5.3.3: Confirmarea identității și univocității caracteristicii K_{IR}

Rezultatele încercărilor pe epruvete tip III (cu

✓.

grosimea de 15...45 mm) din mărcile de oțel OCS 44 și OCS 55, prezentate în fig. 34, confirmă că valoarea maximă a caracteristicii K_{IR} este independentă de grosimea epruvetelor și de lungimea fisurii.

Confirmarea celei de a doua condiții de identitate este dată de rezultatele încercărilor la temperaturi scăzute a epruvetelor tip TP din mărcile de oțel din STAS 9021 /75/. După cum este prezentat în tabelul 5.3, media raportului K_{IDP}/R_p are valori apropiate la toate mărcile de oțel cercetate.

Tabelul 5.3

Marcă oțel	OCS 44	OCS 52	OCS 55	OCS 58
Valoare medie K_{IDP}/R_p (mm)	13,2	13,0	11,5	12,2

În baza rezultatelor obținute se poate prezenta domeniul de validitate a caracteristicii K_{IR} , conforma fig. 35 comparativ cu domeniul de validitate a caracteristicii K_{IC} dat în lucrarea /45/.

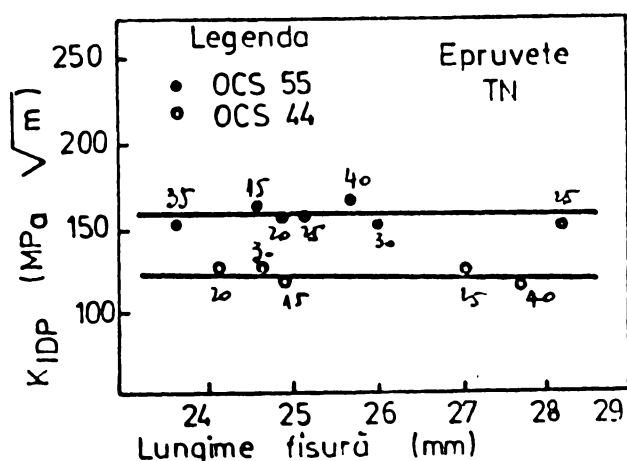


FIG 34

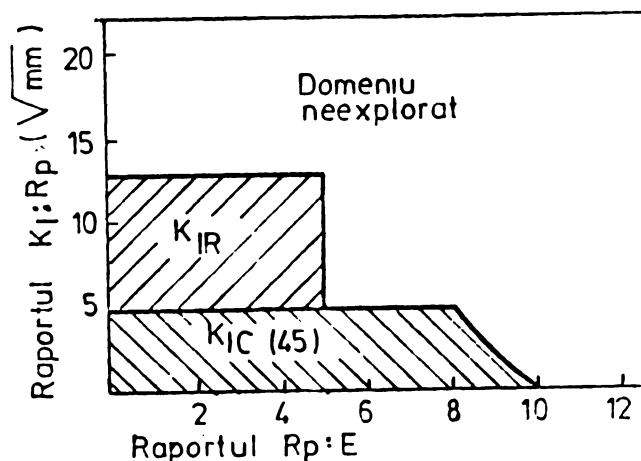


FIG 35

In ceea ce privește curbele R calculate cu convenția creșterii ipotetice a fisurii și caracteristica K_{IC} determinată conform convenției din STAS 9760 (valori care nu satisfac însă condiția de validitate), prezentate în fig. 36 și 37,

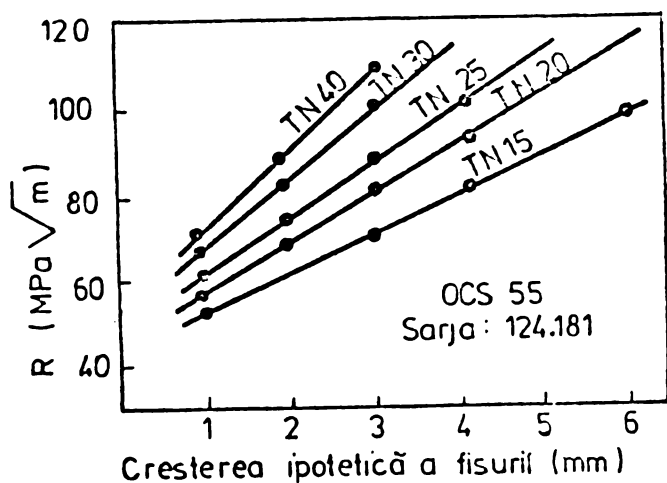


FIG. 36

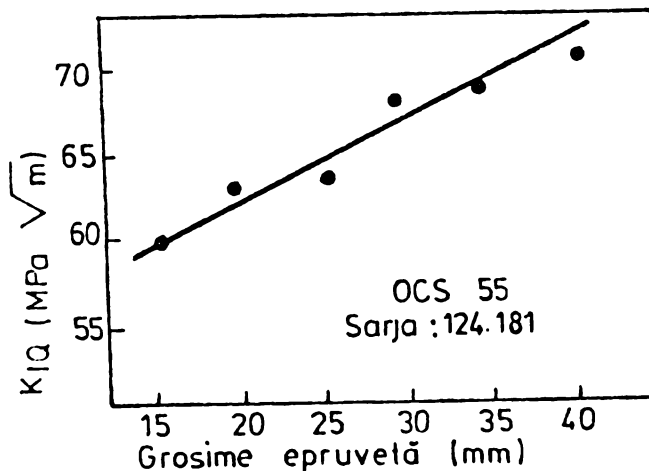


FIG. 37

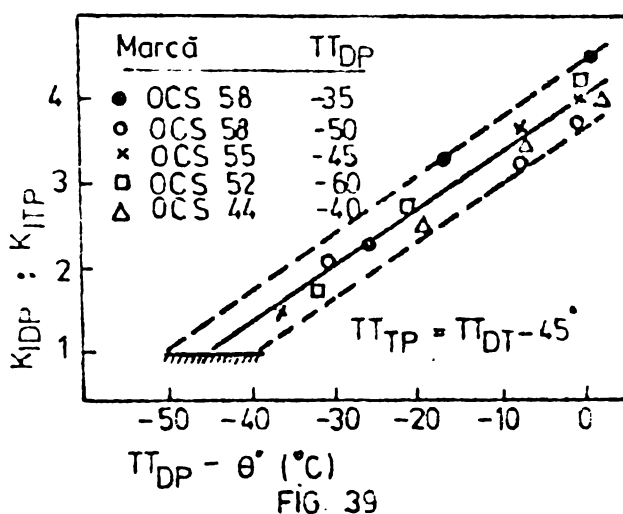
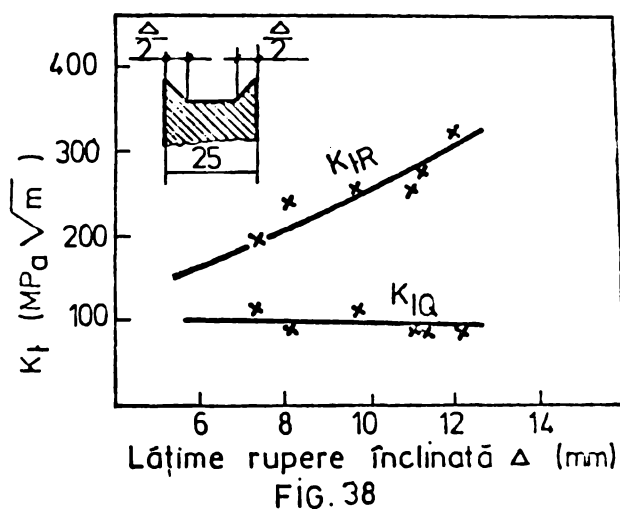
se evidențiază dependența lor de grosimea epruvetei. Avînd în vedere variația cu grosimea a caracteristicii K_{IC} (fig. 37) se poate aprecia că pentru obținerea unor valori de ordinul de mărime a caracteristicii K_{IR} , sînt necesare epruvete cu grosime de peste 200 mm.

O confirmare indirectă a identității caracteristicii K_{IR} este dată și de rezultatele încercărilor pe epruvete tip TP 25 din oțeluri de înăbușățire Orfilo, cu limita de curgere de 1100-1400 MPa, la care ruperea s-a inițiat în zona a doua a curbei forță-deplasare de deschidere a fisurii /%/. După cum se prezintă în fig. 38, s-a obținut o corelație bună între valoarea caracteristicii K_{IR} și mărimea zonelor laterale de rupere înclinată. Avînd în vedere că mărimea acestor zone laterale este proporțională cu mărimea enclavelor plastice laterale, corelația obținută este normală. În această figură sînt trecute și valorile caracteristicii K_{IC} (valori nevalide) care sînt constante, deși tenacitatea epruvetelor a fost diferită.

./.

5.3.4. Caracterizarea susceptibilității la fisurare a oțelurilor cercetate

Rezultatele cercetărilor privind caracterizarea tenacității oțelurilor din STAS 9021 sint sintetizate în diagrama din fig. 39 /75/. S-a urmărit evidențierea variației te-



nacității în intervalul de tranziție. În fig. 39 este prezentată variația raportului dintre valoarea maximă a caracteristicii de tenacitate K_{IR} și valoarea minimă, funcție de scăderea temperaturii sub temperatura de tranziție T_{DP} . Se constată că variația cu temperatura a tenacității în intervalul de tranziție poate fi considerată asemănătoare pentru toate mărcile de oțel cercetate. Intervalul de tranziție obținut este de aproximativ 45°C , de același ordin de mărime cu intervalul consecut în diagrama SAD /5/ dintre temperatura de pierdere a ductilității (NDT) și temperatura de plastifiere totală (PTP).

Pentru evaluarea corectitudinii corelării lineare a celor două caracteristici s-a determinat repartiția statistică a abaterilor valorilor empirice față de dreapta de corelație. A rezultat o repartiție normală cu cei doi parametri: media $m = 0$ și abaterea medie pătratică $\sqrt{v} = 0,25$. Toleranțele statistice ale raportului $K_{IDP} : K_{IIP}$ pentru un grad de

incredere de 95% sînt de aproximativ 20,5. Conform acestor toleranțe statistice, rezultă că dacă s-ar defini temperatura de tranziție TT_{DP} în raport cu o valoare fixă a repertului K_{IR} și K_{IY} (de exemplu valoarea 4) eroarea care s-ar face în determinarea temperaturii TT_{DP} ar fi de $\pm 5^{\circ}C$.

În ceea ce privește valorile temperaturilor de tranziție TT_{DP} , prezintă importanță să se sublinieze că sînt plasate în domeniul temperaturilor de utilizare a acestor oțeluri, în special pentru utilaje tehnologice și pentru structuri metalice care lucrează în zone cu temperaturi scăzute. Este deci necesar să se cunoască care este valoarea tenacității evaluată prin metodele convenționale la temperatura de tranziție TT_{DP} , deoarece această valoare reprezintă un prag în raport cu care condiția de siguranță față de ruperea prin fisurare este diferită.

Caracterizarea susceptibilității la fisurare a oțelurilor de tratament termic a fost abordată diferit. S-a avut în vedere că la aceste oțeluri valorile caracteristicilor mecanice în general și ale tenacității în particular sînt dependente de starea finală de tratament termic. În consecință s-a urmărit în principal variația caracteristicii K_{IR} cu temperatura de revenire, atât la temperaturi ambiante cît și la temperaturi scăzute. Spre exemplificare, în fig. 40 sînt prezentate curbile obținute pentru o șurjă din marca de oțel 30MoCrNi20 /74/.

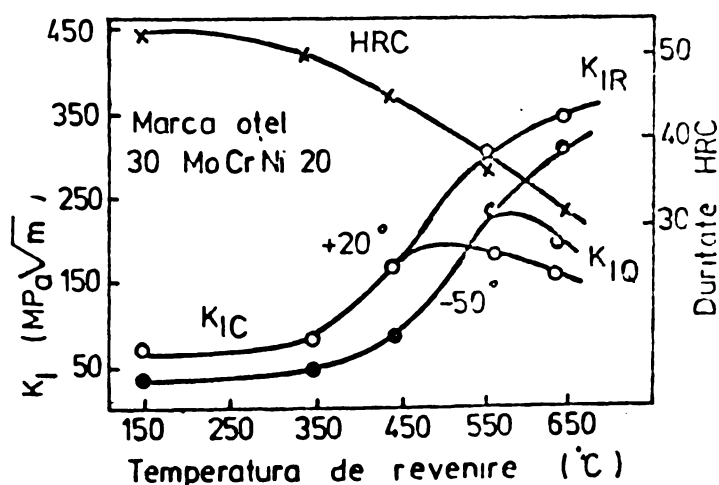


FIG. 40

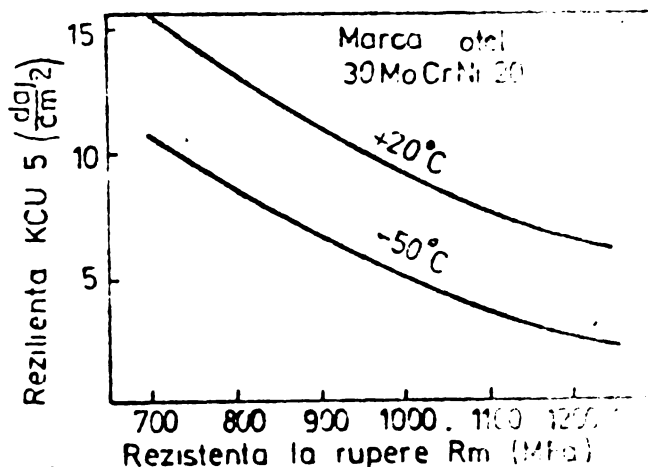


FIG. 41

Astfel de curbe sînt necesare pentru a stabili condițiile în care o marcă de oțel de îmbunătățire poate fi folosită la temperaturi scăzute. De exemplu, din figura 40 rezultă că la marca de oțel 30MnCrNi20 se poate asigura la -50°C o tenacitate comparabilă cu cea pe care oțelul o are la temperatură ambiantă dacă se aplică un tratament de revenire mai înaltă care să conducă la valori ale rezistenței la tracțiune cu 200 - 240 MPa mai mici.

5.3.5. Corelații cu caracteristicile de tenacitate evaluate prin încercări de încovoiere prin

199

După cum s-a arătat în paragrafele 3^e mai sus, prezintă importanță să se cunoască care este valoarea energiei de rupere KV la temperatura de tranziție TT_{DP} .

În diagrama din fig. 42, s-a făcut corelația dintre temperatura de tranziție TT_{DP} (valorile din fig. 39) și temperatura de tranziție T_{KV} (valorile din tabelul 5.2). Conform acestei diagrame, rezultă că la temperatura TT_{DP} , energia de rupere KV are valoare medie de 28 J.

Verificări suplimentare ale acestei corelații au fost făcute pentru oțelurile de îmbunătățire din STAS 791, atât în stare îmbunătățită (cu diferite regimuri de tratament termic) cât și în stare normalizată /79/. Au fost efectuate încercări de mecanica ruperii la temperaturi scăzute, s-a determinat temperatura de tranziție TT_{DP} și la această temperatură s-au încercat epruvetele de încovoiere prin șoc cu creștătură în V. Valorile energiei de rupere KV obținute sînt prezentate în fig. 43 sub forma dreptei frecvențelor cumulate. Repartiția datelor este normală, media fiind foarte apropiată de valoarea de 28 J, iar abaterea medie pătratică fiind $\sigma = 14$ J.

O primă constatare privind repartiția acestor valori este că imprecizia este mai mare decît se obține de regulă la oțelurile de fabricație curentă. În baza datelor din literatură /92, 93/ se poate aprecia că pentru oțeluri cu energia

de rupere $KV = 28 J$, valoarea abaterii medii patratice este de circa $10 J$. Efectuând testul F se infirmă ipoteza că populația statistică din fig. 43 poate fi considerată identică statistic cu o populație avînd $\bar{V} = 10 J$. Valoarea calculată a statisticii F este $1,96$, fiind superioară valorii critice $F_{critic} = 1,59$, corespunzătoare unui nivel de încredere de 95% .

Împrăștierea valorilor obținute experimental este influențată atât de variația calității metalurgice a oțeluri-

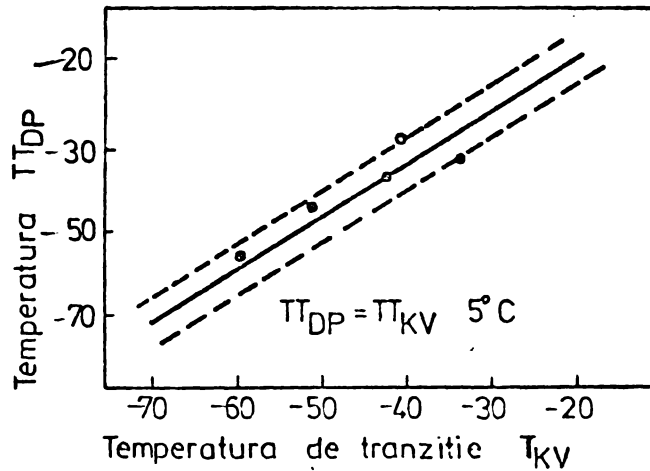


FIG. 42

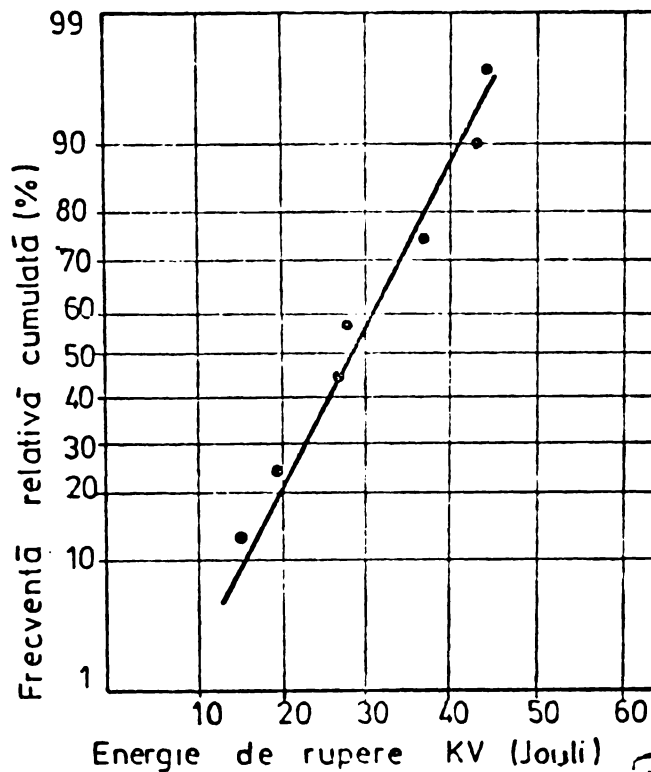
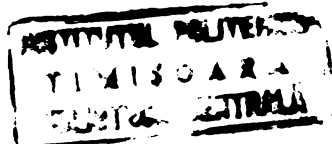


FIG. 43



lor cit și de erorile de determinare a temperaturii de tranziție TT_{DP} , la care s-au efectuat încercările. Având valoarea abaterii medii pătratice a rezultatelor obținute sub efectul cumulat al celor doi factori și valoarea abaterii medii pătratice estimată ca valoare specifică a oțelurilor, rezultă că împrăștierea datorită erorii de determinare a temperaturii TT_{DP} este caracterizată de valoarea $\sqrt{u} = 10$ J. Diferența între toleranțele statistice ale energiei de rupere KV sub efectul cumulat al celor doi factori și toleranțele statistice caracteristice ale oțelurilor, este de circa 17 J. Evaluarea s-a făcut luând pentru statistica $U_{n,p}$ valoarea de 2,079, corespunzătoare volumului de selecție ($n > 50$) și nivelului de încredere de 95%. Având în vedere variația medie cu temperatura a energiei de rupere KV, se poate aprecia că eroarea de determinare a temperaturii TT_{DP} a fost de 5...10°C.

Această concluzie este în concordanță cu datele din fig. 42. Temperaturile T_{KV} sînt determinate ca temperaturi la care valorile centrale ale eșantionului au valoarea sînt KV = 28 J, iar temperaturile TT_{DP} sînt valori individuale ale determinărilor și sînt cuprinse în toleranțe de $\pm 5^\circ\text{C}$.

Avînd în vedere cele de mai sus, rezultă că criteriul KV = 28 J poate fi generalizat pentru definirea temperaturilor de tranziție și pentru oțelurile de îmbunătățire.

O concluzie de asemenea favorabilă privind corelația cu caracteristicile de tenacitate evaluate prin încercări de încovoiere prin 90° se desprinde și prin compararea diagramei din figurile 40 și 41. În figura 41 sînt prezentate curbele medii de variație a rezilienței funcție de valoarea rezistenței la tracțiune și de temperatură, preluate din lucrările /79, 80/. Din aceste curbe se desprinde aceeași concluzie ca din fig. 40 și anume că pentru a se asigura la -50°C o reziliență asemănătoare cu cea obținută la temperatură ambiantă, rezistența la tracțiune trebuie să fie cu circa 200 MPa mai mică.

5.3.6. Considerații privind corelarea cu temperatura de tranziție NOT

După cum este prezentat în lucrarea /75/, deoarece

încercării propusă de W.S. Pellini pentru determinarea temperaturii NDT îi sînt specifice mărimi constante ale defectului (fisurii) și a nivelului de solicitare indiferent de clasa de rezistență a oțelului încercat, condiția de inițiere se realizează la aceeași valoare a factorului de intensitate al tensiunilor. Avînd în vedere că cele două valori limită K_{IIP} și K_{IOP} sînt proporționale cu limita de curgere a oțelurilor, rezultă că temperatura NDT va fi cu atît mai scăzută față de temperatura TT_{DP} cu cît limita de curgere va fi mai mare. Acreditînd corelația $TT_{DP} = T_{KY}$ obținută, rezultă că temperatura NDT trebuie să fie cu atît mai scăzută decît temperatura T_{KY} cu cît limita de curgere este mai mare.

Această previziune teoretică nu este însă confirmată de rezultatele experimentale, după cum se arată în fig.44. În această figură sînt prezentate corelații între NDT și T_{KY} în baza datelor din lucrările /78, 81/. Se observă că temperatura NDT este mai scăzută în raport cu temperatura T_{KY} la oțelurile cu limita de curgere sub 450 MPa.

Neconfirmarea previziunii teoretice poate fi pusă pe seama efectului diferit al zonei de influență termică, după cum este prezentat în paragraful 2.4, avînd la bază concluziile lucrării /19/. Într-adevăr oțelurile cu limita de curgere sub 450 MPa sînt oțeluri normalizate care au o calibilitate scăzută, astfel că prin călire tenacitatea oțelului crește (asemănător oțelurilor de cementare care sînt folosite în stare călită și detensionată), conducînd la obținerea de temperaturi NDT mai scăzute. Oțelurile cu limita de curgere peste 450 MPa sînt oțeluri de îmbunătățire care au o bună calibilitate și de aceea după călire au tenacitate mai scăzută decît cea obținută după călire + revenire. În aceste condiții la aceste oțeluri temperatura NDT este proprie oțelului în starea de utilizare.

Se evidențiază astfel că nu se poate obține o corelație NDT - TT_{DP} , din lipsa de concludență a temperaturii de tranziție NDT.

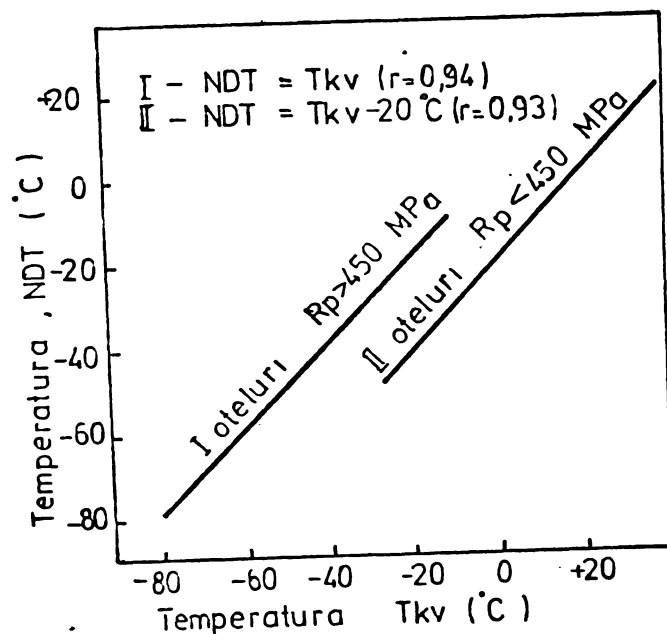


FIG. 44

5.4. Aprecieri privind caracterizarea oțelurilor

Metoda propusă pentru evaluarea tenacității la fisurare a oțelurilor a permis definirea temperaturii de tranziție TT_{DP} care evaluează susceptibilitatea la fisurare a oțelurilor. Rezultatele experimentale au evidențiat că toleranțele statistice ale caracteristicii TT_{DP} a unui oțel sînt de aproximativ $1e^{\circ}C$, comparabile cu toleranțele determinării temperaturii de pierdere a ductilității (STAS 9261).

Referitor la metodologia determinării temperaturii de tranziție TT_{DP} poate fi avută în vedere metodologia prescrisă în STAS 9261, fiind deci necesar un set de circa 10 epruvete. Avînd însă în vedere toleranțele statistice ale temperaturii TT_{DP} caracteristice oțelurilor, se poate face o determinare satisfăcătoare folosind numai două epruvete. În acest scop a fost trasată curba valorilor medii a devierilor de la liniaritate a curbelor forță-deplasare de deschidere a fisurii corespunzătoare momentului inițierii ruperii, funcție de diferența între temperatura TT_{DP} și temperatura de încercare. Această curbă este prezentată în fig. 45.

Pentru determinarea temperaturii T_{DP} folosind numai două epruvete se procedează astfel :

- a) se face prima încercare la o temperatură egală cu temperatura clasei de calitate a oțelului ;
- b) se măsoară devierea de la linearitate a curbei forță deplasare de deschidere a fisurii corespunzătoare momentului inițierii ruperii ;
- c) se determină din diagrama din fig. 45, valoarea probabilă a temperaturii T_{DP} care este verificată cu cea de a doua încercare ;
- d) se verifică validitatea determinării, comparând valoarea caracteristicii K_{IR} determinată cu valoarea dată de relația :

$$K_{IR} = (12,5 \pm 1,5) R_p 0,2 \quad (5.10)$$

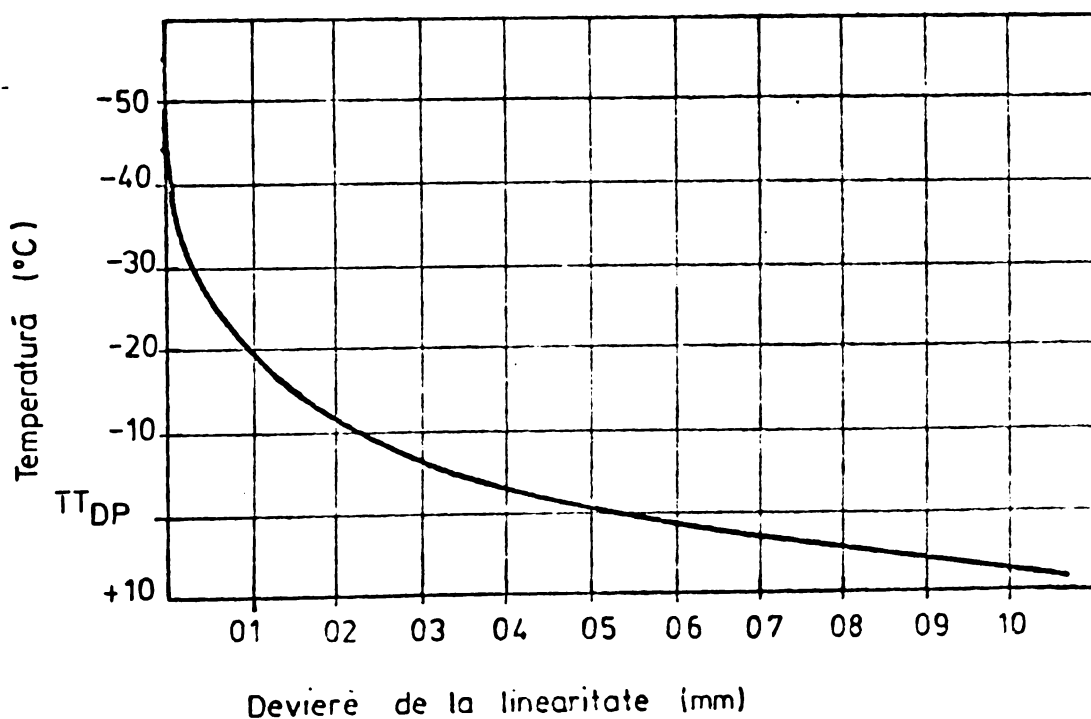


FIG 45

•/•

Dacă ele corespund, determinarea se consideră validă.

- e) în cazul în care la cea de a doua încercare temperatura aleasă nu a corespuns temperaturii TT_{DP} , se poate face de aceeași dată o estimare corespunzătoare, având două puncte pe diagrama din fig.45.

Pentru cazurile în care determinarea temperaturii TT_{DP} este o condiție de recepție a unui produs în fabricație curentă sau când se verifică constanța calității unui lot de produse, se poate efectua numai cîte o încercare, și cu ajutorul diagramei din fig. 45 se poate evalua statistic gradul de asigurare a caracteristicii TT_{DP} .

5.5. Concluzii

a) Rezultatele cercetărilor efectuate au confirmat valabilitatea relațiilor de calcul a complianței specifice care stau la baza definirii noii caracteristici de material K_{IR} propusă. De asemenea au confirmat identitatea și univocitatea caracteristicii K_{IR} , precum și domeniul său de validitate.

b) În ceea ce privește caracterizarea susceptibilității la fisurare a oțelurilor, concluzia principală desprinsă din cercetările făcute este că valoarea energiei de rupere $KV = 28 J$ reprezintă un nivel de tenacitate cu semnificație fenomenologică deosebită în procesul de fisurare, definind o temperatură de tranziție față de care criteriile de siguranță se impune a fi diferențiate avînd în vedere comportarea diferită a materialului. Contrar acestor concluzii, temperatura NDT nu definește un prag de comportament al materialului, deoarece valoarea ei este dependentă uneori de factori care definesc în fapt comportarea la sudare (fragilizarea zonei de influență termică) a materialelor.

c) Temperatura de tranziție TT_{DP} se poate determina folosind un număr de cîțiva două epruvete. Verificarea constantei calității se poate face folosind o singură epruvetă, avînd și posibilitatea evaluării nivelului de încredere.

6. APLICATII ALE CERCETARILOR

6.1. Definirea sistemului unitar de clase de calitate (tenacitate)

Dezvoltarea și diversificarea continuă a fabricației oțelurilor pentru construcții în țara noastră, în concordanță cu cererile formulate de consumatorii de metal din diferite ramuri industriale, a dus la asimilarea unui număr însemnat de mărci de oțel, în majoritatea cazurilor avându-se în vedere prescripții tehnice de calitate din diferite norme străine.

În această conjunctură, au apărut probleme de ordin economic atât în sectoarele de fabricație a produselor metalurgice, probleme vizând în special organizarea fabricației și asigurarea calității cu implicații directe asupra consumurilor de materiale, consumurilor energetice și asupra productivității, cât și în sectoarele de utilizare privind aprovizionarea și raționalizarea consumurilor și a stocurilor de materiale.

Probleme economice au fost generate și de unele aspecte tehnice. De exemplu, evaluarea după criterii diferite a tenacității oțelurilor făcea imposibilă dezvoltarea și verificarea în practică a unor metode unitare de prescriere a nivelurilor de tenacitate a oțelurilor în vederea prevenirii pericolului ruperii fragile a structurilor metalice, aceasta având implicații directe asupra utilizării raționale a oțelurilor.

Cadrul general de abordare și reglementare a acestor probleme a fost creat de acțiunea generală, la nivelul întregii economii, de tipizare a produselor, atât sub aspect sortotipodimensional cât și sub aspect calitativ. Dintre elementele care au stat la baza tipizării oțelurilor pentru construcții metalice /82, 83/ un rol de importanță l-a avut definirea unui sistem unitar de clase de calitate (de tenacitate) a oțelurilor.

Avînd la bază rezultatele cercetărilor de acreditare a nivelului de tenacitate $KV = 28 J$ pentru toată gama de oțeluri de construcții metalice, a fost definit sistemul de clase de calitate prezentat în tabelul 6.1. Prin revizuirea

Tabelul 6.1

Clasa de calitate (tenacitate)	Temperatura ($^{\circ}C$) la care se garantează $KV = 28 J$
1	-
2	+20
3	0
4	-20
5	-30
6	-40
7	-50

sub responsabilitatea autorului acestei lucrări a standardelor de oțeluri pentru structuri metalice (STAS 500, STAS 9021, STAS 2883) a fost asigurată introducerea sistemului unitar de clase de calitate (tenacitate) din tabelul 6.1 și structurarea unitară a claselor de rezistență pentru toate domeniile de utilizare.

Structura cadru de mărci de oțel adoptată, este prezentată în tabelul 6.2.

6.2. Alegerea oțelurilor pentru construcții metalice

6.2.1. Elemente generale privind noțiunile de alegere a clasei de calitate (tenacitate)

Principiul metodelor actuale de prevenire a rupei fragile a construcțiilor metalice este de prescriere a nivelului de tenacitate funcție de condițiile de exploatare și

Taboulul 6.2

Limita de curgere (MPa)	Destinația oțelurilor	Clase de calitate						
		1	2	3	4	5	6	7
240	- construcții metalice ^{x)}	OL37.1	OL37.2	OL37.3	OL37.4	-	-	-
	- vase sub presiune ^{xx)}	-	R41.2	R37.3	R37.4	-	-	-
290	- construcții metalice	-	OL44.2	OL44.3	OL44.4	OC344.5	OC344.6	-
	- vase sub presiune	-	-	R44.3	R44.4	R44.5	R44.6	-
360	- construcții metalice	-	OL52.2	OL52.3	OL52.4	OC352.5	OC352.6	OC352.7
	- vase sub presiune	-	R52.2	R52.3	R52.4	R52.5	R52.6	R52.7
430	- construcții metalice	-	-	OC355.3	OC355.4	OC355.5	-	-
	- vase sub presiune ^{xxx)}	-	-	R55.3	R55.4	R55.5	R55.6	R55.7
470	- construcții metalice	-	-	OC358.3	OC358.4	OC358.5	-	-
	- vase sub presiune ^{xxx)}	-	-	R58.3	R58.4	R58.5	R58.6	R58.7

x) Mărcile de oțel notate cu simbolul OL sînt cuprinse în STAS 500, iar mărcile de oțel notate cu simbolul OCS sînt cuprinse în STAS 9021 (oțeluri cu granulație fină)

xx) Mărci de oțel din STAS 2883

xxx) Mărci de oțel în curs de acțiunare, după care vor fi incluse în STAS 2883

factorii constructivi. Practica uzinală a consacrat încercarea de încovoiere prin 90° pe epruvete cu creștătură pentru evaluarea tenacității. Modalitățile de evaluare a tenacității sînt însă diferite, atît sub aspectul tipului de epruvetă folosit, cît și sub aspectul criteriului de definire a temperaturii de tranziție a oțelurilor. În general temperatura de tranziție este definită ca temperatura la care se asigură un nivel minim stabilit al tenacității, evaluată prin :

- mărimea energiei de rupere (sau rezilienței); valoarea cea mai frecvent folosită este $KV = 25 J$;
- mărimea suprafeței de rupere cu aspect cristalin ;
- mărimea contracției laterale la fundul creștăturii.

Elementele care au fundamentat prescripțiile diferitelor normative au un caracter empiric, avînd la bază definirea comportamentului oțelurilor prin diferite încercări fără a ține cont de corelația acestora cu elementele fenomenologice specifice procesului de fisurare. Cu toate acestea, prin cumulara experienței dobîndită prin aplicare, ele au fost aduse la un nivel de conservatism care satisface condiția de siguranță. În aplicarea acestor normative, trebuie avut însă în vedere că ele sînt valide în condițiile particulare specifice practicii industriale ale ariei în care s-au aplicat și poate că asta este explicația diferențelor foarte mari dintre prescripțiile diferitelor normative. Din aceste motive, folosirea unor normative străine trebuie făcută cu foarte mare grijă. Spre exemplificare, în fig. 46 sînt prezentate relațiile dintre temperatura de exploatare și temperatura de tranziție T_{KV} prescrisă în diferite normative /84/, pentru un caz în care toate celelalte elemente tehnice care sînt avute în vedere la alegerea temperaturii de tranziție a oțelului sînt constante. Alegînd un alt caz particular, poziția relativă a dreptelor se schimbă, astfel încît diferențele mari segnalate nu pot fi date pe seama introducerii unor

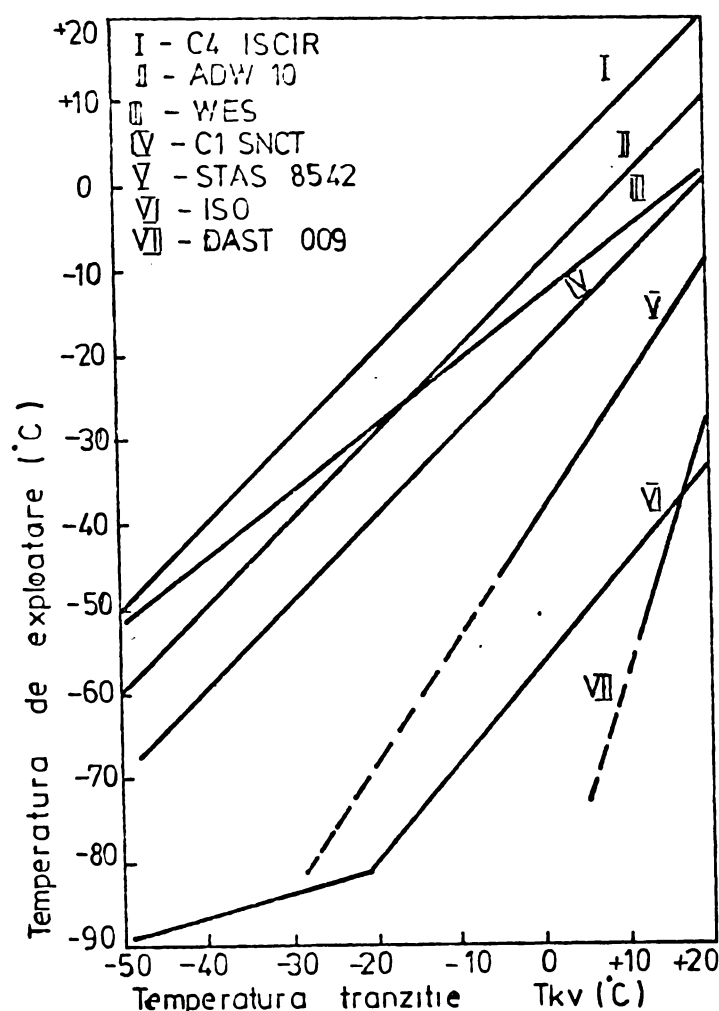


FIG. 46

coeficienți diferiți de siguranță. Acești coeficienți diferiți de siguranță ar trebui să se regăsească numai în ordonate la origine diferite ale dreptelor. Dreptele din fig.46 au însă pante diferite. Având în vedere rezultatele cercetărilor prezentate în capitolul anterior, panta dreptei acreditate să fi corectă este de 45° .

6.2.2. Analiza pericolului ruperii prin fisurare /85/

Din punctul de vedere al mecanicii ruperii prin fisurare, se pot deosebi două sisteme de solicitare și anume :

- a) solicitări cu sarcini a căror valoare este independentă de apariția și evoluția ruperii prin fisurare (constantă sau variabilă) ;

./.

- b) solicitări cu sarcini a căror valoare este dependentă sau influențată de apariția și evoluția procesului de fisurare.

Forțele independente de apariția și evoluția ruperii prin fisurare sînt forțele de greutate. Forțele dependente de apariția și evoluția procesului de fisurare sînt cele rezultate din solicitări cu deformare controlată, în acest caz mărimea forței fiind dependentă de rigiditatea sistemului, care se schimbă odată cu dezvoltarea fisurii. În categoria forțelor care sînt influențate de apariția și dezvoltarea fisurilor sînt forțele de presiune care se relaxează cînd se pierde etanșitatea (datorită fisurării), viteza de relaxare fiind dependentă de evoluția fisurării.

În analiza pericolului ruperii prin fisurare trebuie avute în vedere două condiții și anume condiția de inițiere și condiția de propagare. Condiția de inițiere presupune stabilirea nivelului maxim de solicitare a unui element de construcție la care se realizează condiția de rupere, funcție de mărimea defectelor (fisurilor) care pot exista în material. Condiția de propagare presupune stabilirea dacă după realizarea condiției de inițiere, prin variația forțelor de solicitare, proprii sistemului, condiția de inițiere se menține sau nu.

Condiția de inițiere, este determinantă pentru siguranța unei structuri metalice, în cazul solicitării cu forțe independente de apariția și evoluția ruperii prin fisurare. Aceasta deoarece, indiferent de gradul de tenacitate al materialului, cu creșterea lungimii fisurii, nivelul de solicitare critic este mai scăzut, astfel că fisura se propagă pînă la rupere totală.

Condiția de inițiere, este dată de atingerea valorii critice a factorului de intensitate al tensiunilor, aceasta fiind K_{IC} în cazul materialelor fragile și K_{IR} în cazul materialelor ductile. După cum se prezintă în fig. 47, în cazul comparării a două materiale, unul fragil și altul ductil la

care factorul de intensitate critic are aceeași valoare, adică :

$$K_{IC \text{ oțel 1}} = K_{IR \text{ oțel 2}} \quad (6.1)$$

sarcina portantă maximă este mai mare în cazul oțelului fragil. Această superioritate a oțelurilor fragile nu poate fi valorificată însă decât în condiții speciale de control al defectelor și în cazurile în care nu există pericolul supra-sarcinilor datorate șocurilor, care face necesară evaluarea siguranței având în vedere condiția de propagare a rupei prin fisurare.

Condiția de propagare, este determinantă pentru siguranța unei structuri metalice în cazul solicitării cu forțe care sînt variabile după inițierea fisurării. Condiția de propagare este analizată pentru două cazuri și anume cazul supra-sarcinilor în care variația forțelor este independentă de evoluția fisurării și cazul forțelor dependente sau influențate de evoluția fisurării care sînt caracterizate de scăderea în timp a forței de solicitare, după o curbă proprie fiecărui sistem.

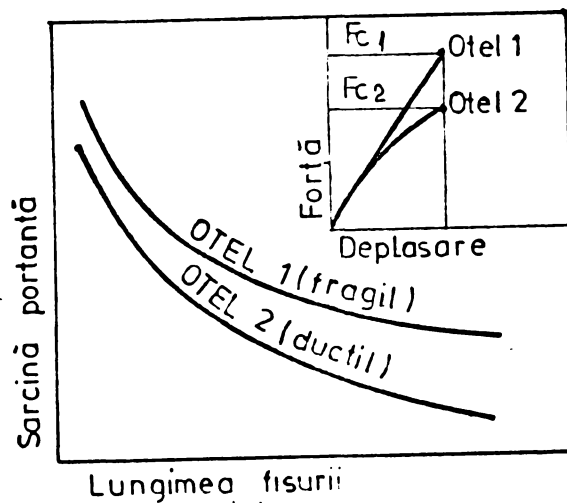


FIG. 47

Cele două cazuri sînt prezentate schematic în diagramele din figurile 48 și 49. În aceste diagrame este prezentată variația forței portante - în timpul propagării fisurii - a structurii metalice și variația sarcinii de solicitare. În cazul oțelurilor fragile viteza de propagare este foarte mare, comparabilă cu viteza de propagare a rîndelor

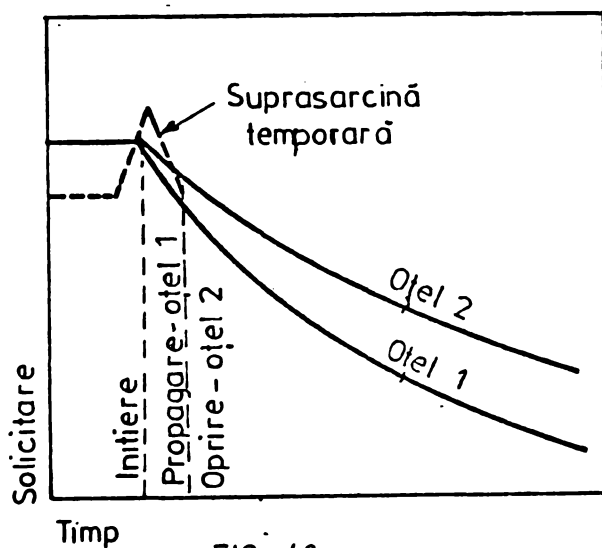


FIG. 48

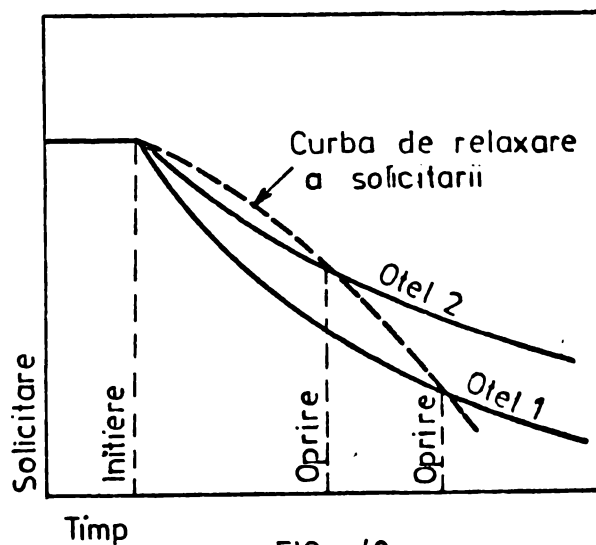


FIG. 49

elastice, iar în cazul materialelor ductile viteza de propagare are valori mult mai mici. Din această cauză sarcina portantă în cazul materialelor fragile scade foarte repede comparativ cu materialele ductile.

După cum se arată în fig. 48, pe durata unui șoc (suprasarcină) se poate atinge condiția critică mult mai ușor la materialele fragile. În acest caz după înlăturarea suprasarcinii fisurarea continuă pînă la rupere totală.

În cazul relaxării în timp a sarcinii de solicitare, fig. 49, intervalul de timp cît se menține condiția de inițiere, deci în care se realizează propagarea, este mai mic pentru materialele ductile. Ținînd seama și de diferențele viteselor de propagare, rezultă că gradul de avariere este mult mai mic în cazul materialelor ductile. Din aceasta pot rezulta atît avantaje economice considerabile cît și condiții

sporite de securitatea muncii. De exemplu în cazul conductelor de transport de petrol, folosind materiale cu ductilitate corespunzătoare s-au obținut avarii localizate pe câțiva metri, iar în cazul folosirii de materiale cu ductilitate scăzută avaria s-a extins pe câțiva kilometri de conductă. Condiția diferită de securitate a muncii, apare la avarierea vaselor sub presiune. Deoarece curba de relaxare a presiunii este dependentă de lungimea instantanee a fisurii, folosind materiale ductile rezultă o atenuare substanțială a efectului exploziv, față de cel care apare la ruperea vaselor sub presiune din materiale fragile.

Din această analiză rezultă că siguranța la rupere prin fisurare în marea majoritate a cazurilor este dependentă de condiția de propagare, în ultima instanță de viteză de propagare, care are valori minime atunci când întreg frontul fisurii este înconjurat de enclavă plastică, deci când temperatura de serviciu a metalului este mai mare decât temperatura de tranziție T_{Dp} .

6.2.3. Efectul grosimii la ruperea prin fisurare

Unul din factorii de care se ține seama în toate normele de prevenire a ruperii fragile este grosimea.

Jupă cum s-a arătat în paragraful 1.4.1, efectul grosimii este semnificativ numai în zona de tranziție. În acest domeniu, comportamentul ductil este dat de enclavele plastice laterale, efectul lor având o pondere cu atât mai mare cu cât grosimea este mai mică.

Cercetările prezentate în capitolul anterior au relevat că la inițierea enclavelor plastice frontale, enclavele laterale au o grosime cumulată care nu depășește grosimea de 25 mm. Rezultă că la grosimi peste 25 mm, plastifierea totală a frontului fisurii nu se poate realiza decât la temperaturi peste temperatura T_{Dp} . La grosimi sub 25 mm, se poate obține o plastifiere a întregii secțiuni numai pe seama

enclavelor plastice laterale, deci la temperaturi sub temperatura de tranziție TT_{DP} , cu atât mai scăzute cu cât grosimea este mai mică. Având în vedere că intervalul de tranziție al oțelurilor de construcții este de circa $40^{\circ}C$, rezultă că temperatura de tranziție a unui oțel, după criteriul plastifierii totale a frontului fisurii, care dă condiția optimă de propagare, variază cu grosimea după cum se arată în fig. 50.

6.2.4. Criteriile revizuirii STAS 8542

Rezultatele cercetărilor prezentate în cadrul acestei lucrări, au permis autorului să propună îmbunătățirea standardului de alegere a oțelurilor pentru prevenirea ruperii fragile (STAS 8542).

Forma revizuită a standardului este prezentată în anexa 1. La baza revizuirii lui au stat următoarele :

- a) prescrierea unor temperaturi de exploatare superioare temperaturilor de tranziție TT_{DP} , realizând astfel condiția optimă de propagare (de siguranță) ;
- b) adoptarea unei variații cu grosimea a temperaturii de exploatare conform fig.50,

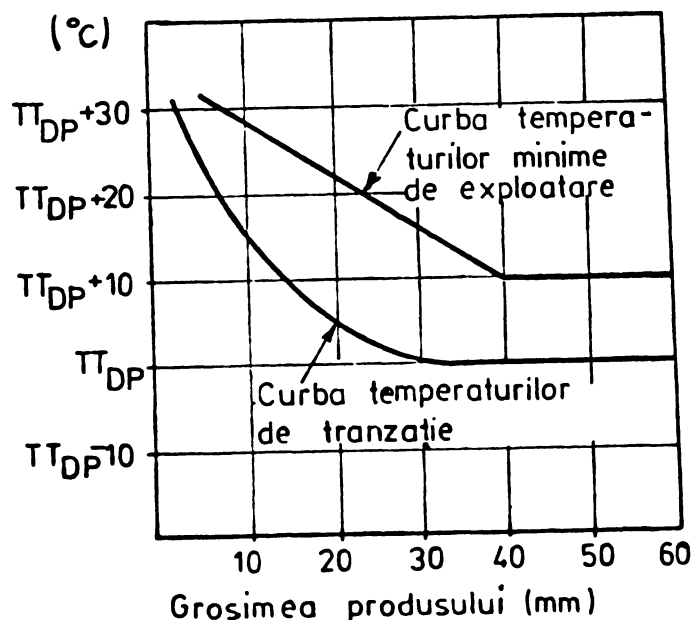


FIG. 50

./.

cu un coeficient de siguranță de circa 10°C față de temperatura de tranziție ;

- e) îmbunătățirea metodei coeficientului de pericolozitate pentru alegerea clasei de calitate. În cazurile în care natura și severitatea solicitării este mai puțin periculoasă decât în cazurile de bază (cu coeficientul de pericolozitate maxim), temperatura de exploatare se poate alege mai scăzută decât temperatura de tranziție, însă nu cu mai mult de 35°C .

Prescripțiile standardului se refereau numai la oțelurile din STAS 500. Bazat pe rezultatele cercetărilor ele au fost extinse și pentru oțelurile din STAS 9021, acoperindu-se astfel temperaturi de exploatare pînă la -50°C .

6.2.5. Eficiența economică

Comparativ cu vechiul standard, cel revizuit prescrie, pentru aceleași condiții de exploatare, folosirea unor clase de calitate mai scăzute. Avînd în vedere diferențele de preț de cost între oțeluri cu clase de calitate diferită rezultă din punct de vedere economic o scădere a prețului de cost al structurilor metalice, iar din punct de vedere al balanței de metal o utilizare mai rațională.

S-a făcut o evaluare a efectelor economice /85, 89/ referitor la producția anuală de table groase a Combinatului Siderurgic Galați. Structura pe clase de calitate a fabricației de table groase pentru beneficiarii interni, este prezentată în fig. 51. Prin aplicarea standardului revizuit, rezultă după cum se arată pe aceeași diagramă o creștere a consumului de oțel din clasele de calitate inferioare și o scădere a consumului de oțel din clasele de calitate superioare. Raportat la consumul total de table groase rezultă o

reducere a costului construcțiilor metalice cu aproximativ 5 milioane lei la 100.000 tone oțel.

6.3. Prescripții de utilizare a oțelurilor de înălțare pentru instalații de foraj care lucrează la temperaturi pînă la -60°C

Una din problemele pe care a ridicat-o utilizarea instalațiilor de foraj în zonele arctice, la temperaturi pînă la -60°C , a constituit-o prevenirea ruperii fragile a construcțiilor mecanice. Această problemă, neabordată pînă în prezent în țara noastră, a prezentat ca elemente de deosebită

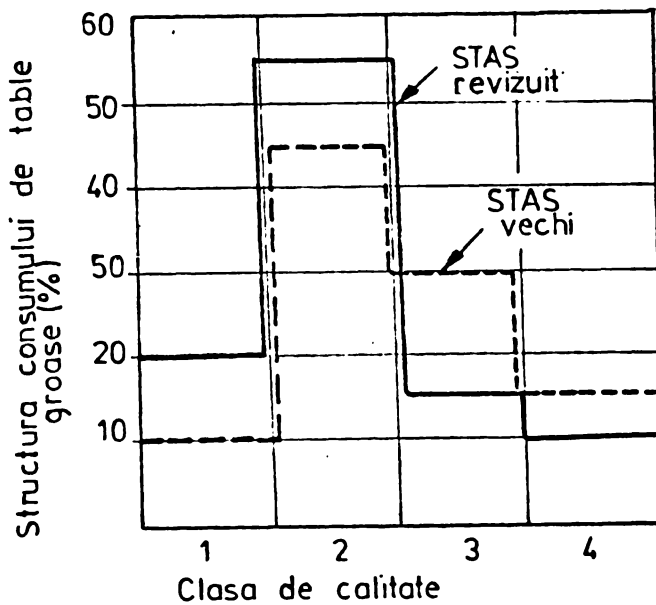


FIG 51.

dificultate pe de o parte faptul că la această categorie de oțeluri, nu se cunoșteau comportarea la temperaturi scăzute, iar pe de altă parte documentațiile tehnice privind prevenirea ruperii fragile nu fac referire de regulă decît la oțelurile normalizate pentru construcții metalice.

Au fost efectuate cercetări, sub responsabilitatea autorului, de caracterizare a tenacității acestor oțeluri, un

./.

INSTITUTUL POLITEHNIC
TIMIȘOARA
INDUSTRIE ȘI ENERGETICĂ

accent deosebit punându-se pe stabilirea curbelor de tranziție cu temperatura și rezistența la tracțiune. Rezultatele acestor cercetări sînt cuprinse în lucrările /79, 80, 86, 87, 88/. Au fost folosite pentru cercetări atât datele de recepție uzuală (C.S. Hunedoara, C.S. Reșița, C.M. Cîmpia Turzii, C.O.S. Tîrgoviște) pe trei ani cît și rezultatele de laborator pe minim la șarje din fișoare marci de oțel. O parte din rezultatele obținute, precum și detalii privind concluziile cercetărilor au fost cuprinse în capitolul 5 al acestei lucrări.

Concluzia generală a acestor cercetări a fost că este posibilă folosirea la temperaturi scăzute a actualelor mărci de oțel din STAS 791, cu condiția prescrierii unor stări diferite de tratament termic, funcție de temperatura de utilizare.

Rezultatele cercetării au fost sintetizate în întocmirea unei Norme Tehnice de Ramură, prezentată în anexa 2, care cuprinde condițiile tehnice de calitate suplimentare a oțelurilor de fabricație care lucrează la temperaturi scăzute și în același timp reprezintă un normativ al proiectantului de alegere a oțelurilor pentru construcțiile mecanice ale instalațiilor de foraj funcție de nivelul de solicitare și de temperatura minimă de exploatare.

Efectele economice ale cercetărilor sînt dificil de estimat. La beneficiar ele țin de efectele economice obținute prin realizarea întregii instalații de foraj destinată să lucreze la temperaturi scăzute. La furnizorul de oțeluri, efectele economice sînt obținute din faptul că se poate asigura necesarul de oțeluri fără asimilarea de marci noi. De semnalat că cheltuielile pentru asimilarea unei mărci noi de oțel sînt estimate la circa 1 milion lei.

7. SINTeza CONTRIBUTIILOR LUCRARII

Obiectivul acestei lucrări a fost de a dezvolta o metodologie îmbunătățită de caracterizare a susceptibilității la fisurare ductilă a oțelurilor, având în vedere că în prezent sînt propuse multe metode care conduc însă la evaluări diferite ale calității oțelurilor.

Metodele empirice cunoscute, bazate pe încercări care nu reproduc fenomenul ruperii prin fisurare, nu au capacitatea de a defini caracteristici de material care să satisfacă condițiile de concludență.

Aceste condiții sînt satisfăcute numai de caracteristica K_{IC} determinată prin încercări de mecanica ruperii, deoarece cupulează cele două elemente care definesc comportarea la rupere prin fisurare și anume rezistența și particularitățile structurale ale materialului. Determinarea caracteristicii K_{IC} este însă posibilă numai în condițiile ruperii din stare de deformare elastică, adică a ruperii fragile. Acest tip de rupere se obține în cazul oțelurilor de construcții la temperaturi foarte scăzute improprii pentru utilizare.

În cazul ruperilor prin fisurare ductilă, tendința generală este de extindere a conceptelor mecanicii ruperii linear elastice. Criteriile empirice propuse nu sînt însă corelate cu particularitățile apariției enclavelor plastice, drept care caracteristicile de material definite au valori care depind de factori independenți de calitatea materialului. Metoda empirică care asigură o evaluare mai fidelă a tenacității oțelurilor, are la bază un criteriu care constă în prescrierea unor epruvete cu grosimea cu atît mai mare cu cît tenacitatea este mai mare. Utilitatea acestei metode este însă redusă din cauză că nu permite caracterizarea produselor din gama dimensională cu ponderea majoră în consum.

Contribuțiile lucrării la evaluarea susceptibilității la fisurare ductilă a oțelurilor sînt următoarele :

a) S-a definit și fundamentat teoretic și experimental o metodă nouă de evaluare a tenacității la fisurare a oțelurilor prin factorul critic de intensitate a tensiunilor din zona centrală a grosimii epruvetei. În această zonă se face inițierea rupei prin fisurare. Caracteristica K_{IR} definită, este independentă de grosimea epruvetei, determinarea ei fiind posibilă pentru produsele cu grosimea peste 16 mm și la temperaturi apropiate de temperaturile minime uzuale de utilizare a oțelurilor. Cu ajutorul caracteristicii K_{IR} a fost posibilă evidențierea unor diferențe calitative - din punctul de vedere al comportării la rupere prin fisurare - la materiale care prin celelalte metode puteau fi considerate similare. Această metodă reprezintă astfel un instrument util în cercetările de materiale în vederea dezvoltării unor tehnologii noi și a unor mărci de oțel cu caracteristici superioare.

b) S-a făcut caracterizarea susceptibilității la fisurare ductilă a întregii game de oțeluri pentru construcții metalice (STAS 500 și STAS 9021) și de oțeluri de îmbunătățire pentru construcții mecanice (STAS 791). Folosind metoda nouă propusă în această lucrare, au fost definite temperaturile de tranziție TT_{DP} și TT_{TP} ale oțelurilor, care corespund unor schimbări fenomenologice ale procesului de fisurare. Aceste temperaturi de tranziție prezintă o deosebită importanță din punctul de vedere al siguranței structurilor metalice. Temperatura TT_{DP} reprezintă limita minimă a temperaturilor de exploatare la care datorită rezistenței mari la propagarea fisurii materialul prezintă capacitate maximă de preluare a sarcinilor și suprasarcinilor. Temperatura TT_{TP} reprezintă cea mai scăzută temperatură de exploatare la care materialul nu își pierde complet ductilitatea la fisurare.

c) Au fost folosite rezultatele cercetării în trei domenii și anume în tipizarea și standardizarea oțelurilor, în îmbunătățirea standardului de alegere a oțelurilor de construcții metalice pentru prevenirea rupei fragile, și în

elaborarea prescripțiilor tehnice de utilizare a oțelurilor de îmbunătățirea pentru instalații de foraj care lucrează la temperaturi scăzute (-60°C). Obiectivele aplicative abordate în cadrul acestei lucrări se înscriu pe linia raționalizării și valorificării superioare a oțelurilor, cu efecte economice generale de scădere a cheltuielilor materiale.

4) S-a stabilit metodologia de efectuare a încercărilor pentru determinarea noii caracteristici de material K_{IR} , și a metodologiei de determinare a temperaturii de tranziție TT_{DP} folosind un număr redus de epruvete.

8. A N E X E

**ANEXA I : ALEGEREA OTELURILOR PENTRU CONSTRUCTII
METALICE
(proiect revizuire STAS 6542)**

1. Generalități

1.1. Prezenta standard cuprinde criteriile generale pentru alegerea clasei de calitate a oțelurilor din STAS 500-77 și STAS 9021-75 destinate utilizării în construcții metalice, în scopul evitării pericolului ruperilor fragile. Nu face obiectul prezentului standard alegerea mării de oțel din punct de vedere al caracteristicilor de rezistență, care se face pe baza criteriilor de dimensionare și tehnico-economice.

1.2. Criteriile de alegere cuprinse în acest standard nu evaluează schimbările de proprietăți ale oțelurilor.

2. Clasa de calitate

2.1. Oțelurile pentru construcții metalice din STAS 500-77 și 9021-75 se clasifică după garanția de tenacitate dată la livrare, în clase de calitate conform tabelului 1.

Tabelul 1

Clasa de calitate	1	2	3	4	5	6	7
Energia de rupere KV = 28 J la temperatura (°C)	-	+20	0	-20	-30	-40	-50

3. Temperatura minimă de proiectare

3.1. Temperatura minimă de proiectare reprezintă cea mai scăzută temperatură, care se are în vedere în alegerea clasei de calitate a oțelurilor.

3.2. Temperatura minimă de proiectare se alege ca cea mai scăzută temperatură pe care metalul o poate avea în timpul serviciului.

Temperatura minimă de proiectare se poate stabili în funcție de temperatura mediilor care vin în contact cu metalul, astfel :

- temperatura minimă a mediilor, altele decât mediul ambiant, care vin în contact cu metalul, sau temperatura minimă a mediului ambiant când aceasta este în exclusivitate în contact cu metalul ;
- temperatura medie cea mai scăzută a mediului ambiant pe o perioadă de 24 ore, atunci când aceasta nu este în exclusivitate în contact cu metalul, dar nu mai ridicată decât temperatura minimă a celorlalte medii.

4. Coeficient de periculozitate

4.1. Coeficientul de periculozitate reprezintă o evaluare cantitativă empirică a naturii și severității solicitărilor, care se are în vedere la alegerea clasei de calitate a oțelurilor.

4.2. Coeficientul de periculozitate se calculează cu relația :

$$G = K \times S \times D,$$

in care :

G = coeficient de periculozitate

K = factor constructiv

S = factor de importanță a elementului de construcție

B = factor de solicitare

4.3. Valorile factorilor K, S, B se aleg în baza indicațiilor din tabelul 2. Aceste indicații nu sînt limitative, pentru fiecare tip de construcție putînd fi aduse precizări și recomandări suplimentare.

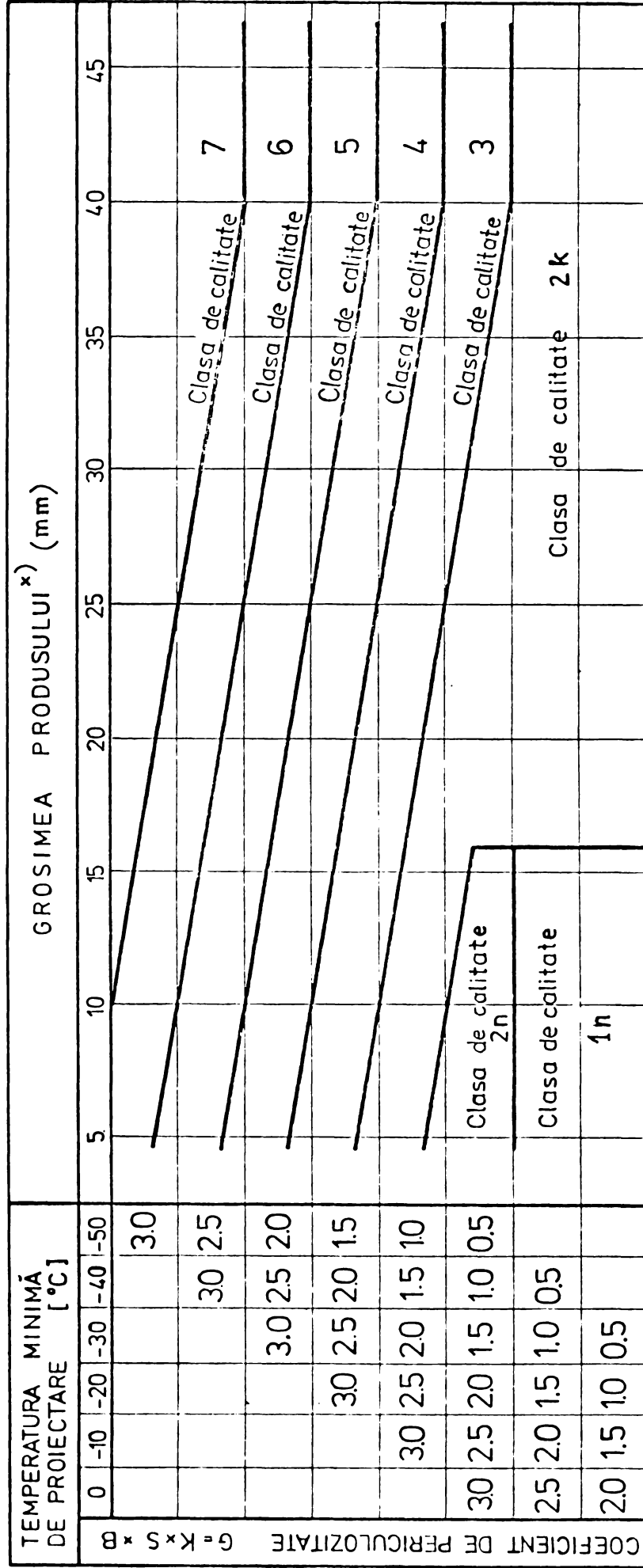
Tabelul 2

Denumirea factorului	Simbol	Tipul construcției sau a elementului	Val. factorului
1	2	3	4
Factor constructiv	K	construcții nituite, elemente fără asamblări prin sudare	0,2
		stîlpi, grinzi cu săbrele, reazene	1,0
		grinzi cu forme constructive conf. fig. 1.a	1,4
		grinzi cu inimă plină cu forme constructive conform fig. 1.b	
		elemente de construcție cu rigidizări și variații mari de secțiuni	
		elemente de construcție cu forme constructive conform fig. 1. c	2,0
construcții și elemente de construcție cuprinzînd plăci cu rigidizări, care lucrează în stare biaxială de solicitări (rezervoare, buncăre, etc)			

1	2	3	4
Factor de importanță	3	elemente de construcție care nu sînt prinse în sistemul de rezistență al unei structuri, a căror avarie nu afectează funcționalitatea structurii	0,5
		elemente de construcție care nu sînt prinse în sistemul de rezistență al unei structuri a căror avarie afectează funcționalitatea structurii	0,8
		elemente de construcție cuprinse în sistemul de rezistență al structurii	1,0
Factor de solicitare	B	elemente de rigidizare	
		elemente de construcție solicitate la compresiune	0,5
		elemente de construcție supuse la solicitări șocante	
		elemente de rezistență nedetensionate, supuse la solicitări statice (viteză de solicitare sub 5000 daN/cm ² sec), care sînt date în exploatare la temperaturi peste 0°C.	1,0
		elemente de rezistență detensionate	
		elemente de rezistență nedetensionate	1,5

4.4. Valorile factorului de pericolozitate G se rotunjesc la una din următoarele valori : 3,0; 2,5; 2,0; 1,5; 1,0; 0,5.

./.



x) Pentru profile se ia grosimea medie a tălpilor

FIG. 1

5. Alegerea clasei de calitate

5.1. Alegerea clasei de calitate a oțelului utilizat la o construcție sau element de construcție se face funcție de temperatura minimă de proiectare, coeficientul de pericolozitate și grosimea produsului, conform diagramei (fig. 2).

5.2. În cazul în care se produc schimbări de proprietăți datorită condițiilor de punere în operă sau exploatare, va trebui să se asigure că în starea finală sînt satisfăcute condițiile de tenacitate specifice clasei de calitate rezultate din diagramă.

5.3. Pentru construcțiile sudate, îmbinările sudate trebuie să asigure condițiile de tenacitate specifice materialului de bază.

5.4. Pentru construcțiile sudate, se vor asigura precauțiuni adecvate, astfel încît nivelul tensiunilor reziduale să nu devină periculos, atît în timpul confecționării elementelor de construcții cit și în timpul exploatării.

6. Indicații generale

6.1. În cazul construcțiilor importante cu soluții constructive complexe, care lucrează în condiții deosebite de solicitare și temperatură, precum și în cazul construcțiilor de mare serie la care se obțin efecte economice importante din alegerea judicioasă a clasei de calitate, se recomandă să se facă încercări suplimentare specifice, simulate sau pe ansamble și subansamble.

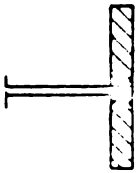
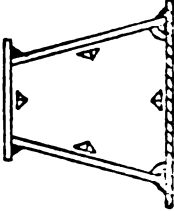
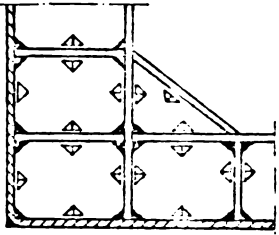
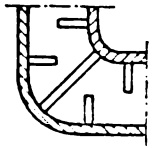
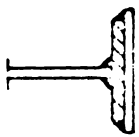
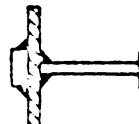
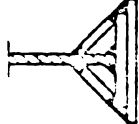
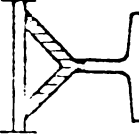
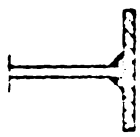
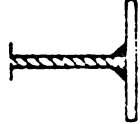
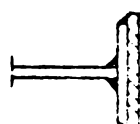
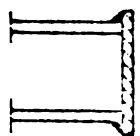
Tipuri îmbinări sudate				
a				
b				
c				

Fig 2.

**8.2. Anexa II : OTELURI DE ÎMBUNĂȚIRE PENTRU
INSTALAȚII DE FORAJ CARE FUNCȚIONEAZĂ
LA TEMPERATURI SCAZUTE
(Normă tehnică de razură)**

1. Generalități

1.1. Domeniul de aplicare

Prezenta normă cuprinde condițiile tehnice suplimentare ale produselor obținute prin deformare plastică la cald din oțeluri de îmbunătățire superioare din STAS 791, în vederea utilizării lor la instalații de foraj care funcționează la temperaturi scăzute.

Condițiile tehnice generale de calitate sînt conform STAS 7450.

1.2. Mărci de oțel

Înscrisurile obiectului prezentei norme, mărcile de oțel :
35Mn16, 40Cr10, 40BCr10, 35MoCr11, 41MoCr11, 34MoCrNi15,
30MoCrNi20.

1.3. Notare

Notarea mărcilor se face conform prevederilor din STAS 791, la care se înlocuiește simbolul X cu simbolul F.

1.4. Tipul de livrare

Caracteristicile garantate la livrare sînt cuprinse în tabelul 1.

Tabelul 1

Nr. ori.	Caracteristicile garantate
1	Compoziția chimică pe oțel lichid
2	Caracteristici mecanice pe probe de referință calite și revenite înalt
3	Călibritate
4	Plasticitate sau duritate ^{x)}
5	Mărime grăunte austenitic
6	Incluziuni ne metalice
7	Caracteristici macroscopice

^{x)} În mod curent la livrare se garantează plasticitatea. Dacă beneficiarul a solicitat garantarea durității maxime în sta. e de livrare, la simbolul F se adaugă litera e (exemplu 40Cr10FA)

2. Condiții tehnice de calitate

2.1. Compoziția chimică

Conform STAS 791, pentru oțelurile notate cu X.

2.2. Caracteristici mecanice

2.2.1. Rezistența la tracțiune se va specifica în condiții, și va fi stabilită de beneficiar funcție de temperatura de utilizare conform tabelului 2.

2.2.2. Limita de curgere și alungire la rupere, vor avea valori minime garantate, stabilite funcție de valoarea minimă a rezistenței la tracțiune, conform tabelului 3.

Tabelul 2

Marca oțel	Rezistența la tracțiune (N/mm^2), funcție de tempe- ratura ($^{\circ}C$) la care se face verificarea suprafeței BCU/300/5				
	-20	-30	-40	-50	-60
35Mn16	650-850	630-830	600-800		
40Cr10	800-950	750-900	700-850		
40BCr10	870-1050	850-1000	830-980	800-950	750-900
33MoCr11	950-1150	900-1100	850-1000	800-950	700-850
41MoCr11	950-1150	900-1100	850-1000	800-950	750-900
34MoCrNi15	1050-1250	1000-1200	900-1100	800-950	750-900
30MoCrNi20	1050-1250	1000-1200	950-1150	950-1100	900-1100

Tabelul 3

Valoarea minimă a rezistenței la tracțiune (N/mm^2)	Valoarea minimă a limitei de curgere (N/mm^2)	Valoarea minimă a alungirii la rupere (%)
600	410	17
650	440	16
700	480	16
750	510	15
800	560	15
850	600	14
900	660	13
950	710	13
1000	770	12
1050	830	11

./.

2.2.3. Reziliența KCU 300/5, ^{la} temperatura de încercare specificată în comandă va avea valoarea de 6,5 kgf/cm². Se acceptă valoarea de 5,0 kgf/cm² dacă rezistența la tracțiune este în jumătatea superioară a intervalului prescris.

2.2.4. Condițiile tehnice ale tratamentului termic al probelor de referință se vor stabili de comun acord între furnizor și beneficiar. Dacă valorile rezistenței la tracțiune specificate în comandă sînt cele prescrise în STAS 791, condițiile tehnice ale tratamentului termic sînt cele recomandate în STAS 791.

2.3. Caracteristici tehnologice

Conform STAS 791

2.4. Caracteristici metalografice

Conform STAS 791

3. Condiții tehnice generale de calitate și reguli pentru verificarea calității

Conform STAS 7450

4. Marcare, livrare, documente

4.1. Marcare

Conform STAS 7450 și STAS 791; culorile de marcare se vor bari cu o linie albastră.

4.2. Livrare

Conform standardelor de produs

4.3. Documente

Conform STAS 7450. În documentul de certificare a calității se va preciza și condițiile de tratament termic a probelor de referință.

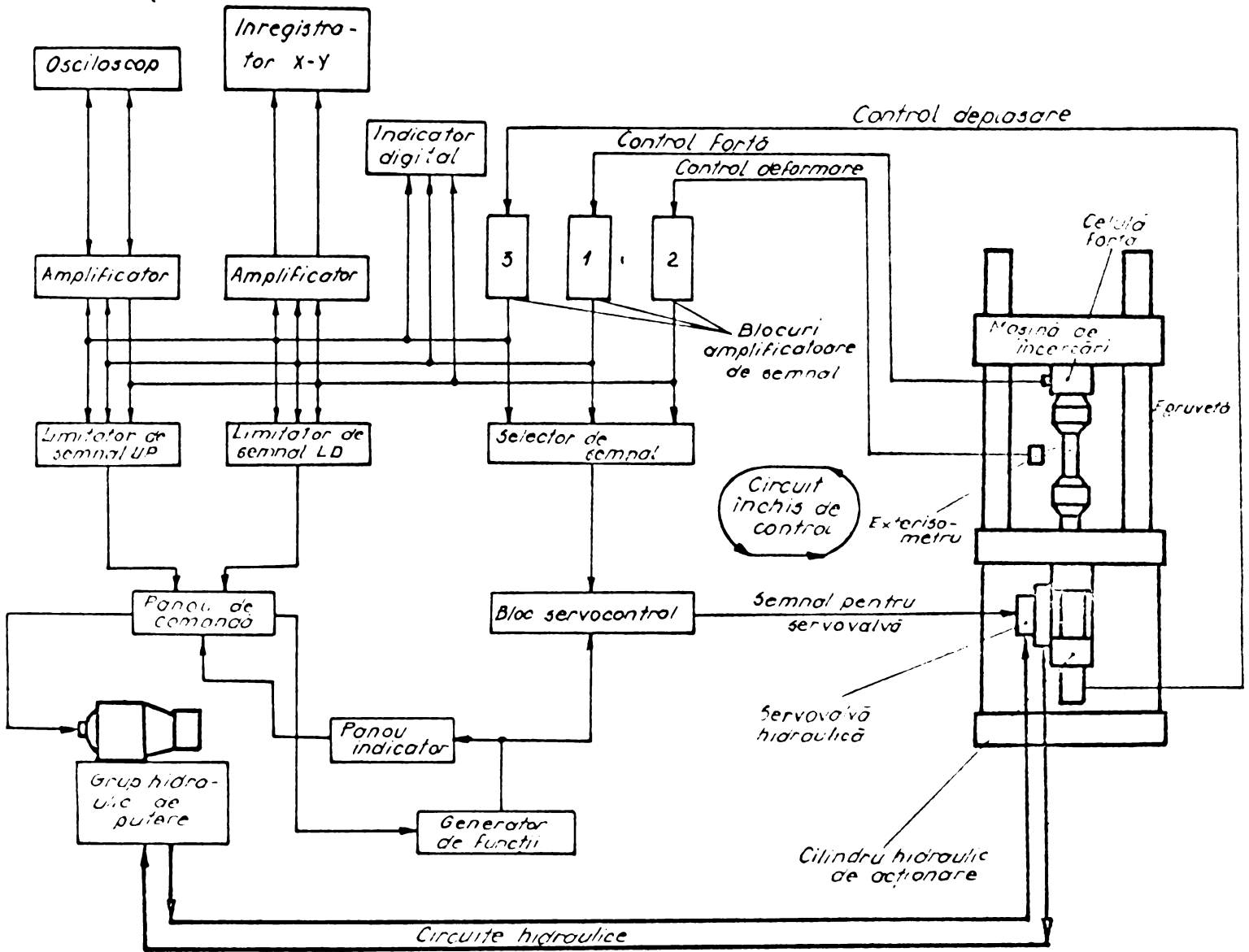


Fig. A.1. Schema funcțională a mașinii de încercări speciale MTS

INSTITUTUL POLITEHNIC
TIMIȘOARA
BIBLIOTECA CENTRALĂ

31. mai 1977

+20°C

OTEL OCS 414

Epruvete:	TN 15	TN 30
Lungime fisură (mm)	24,8	26,5
Compliantă ($\frac{mm}{MN}$)	17,25	11,25
Compliantă specifică ($\frac{mm^2}{MN}$)	258,75	337,50

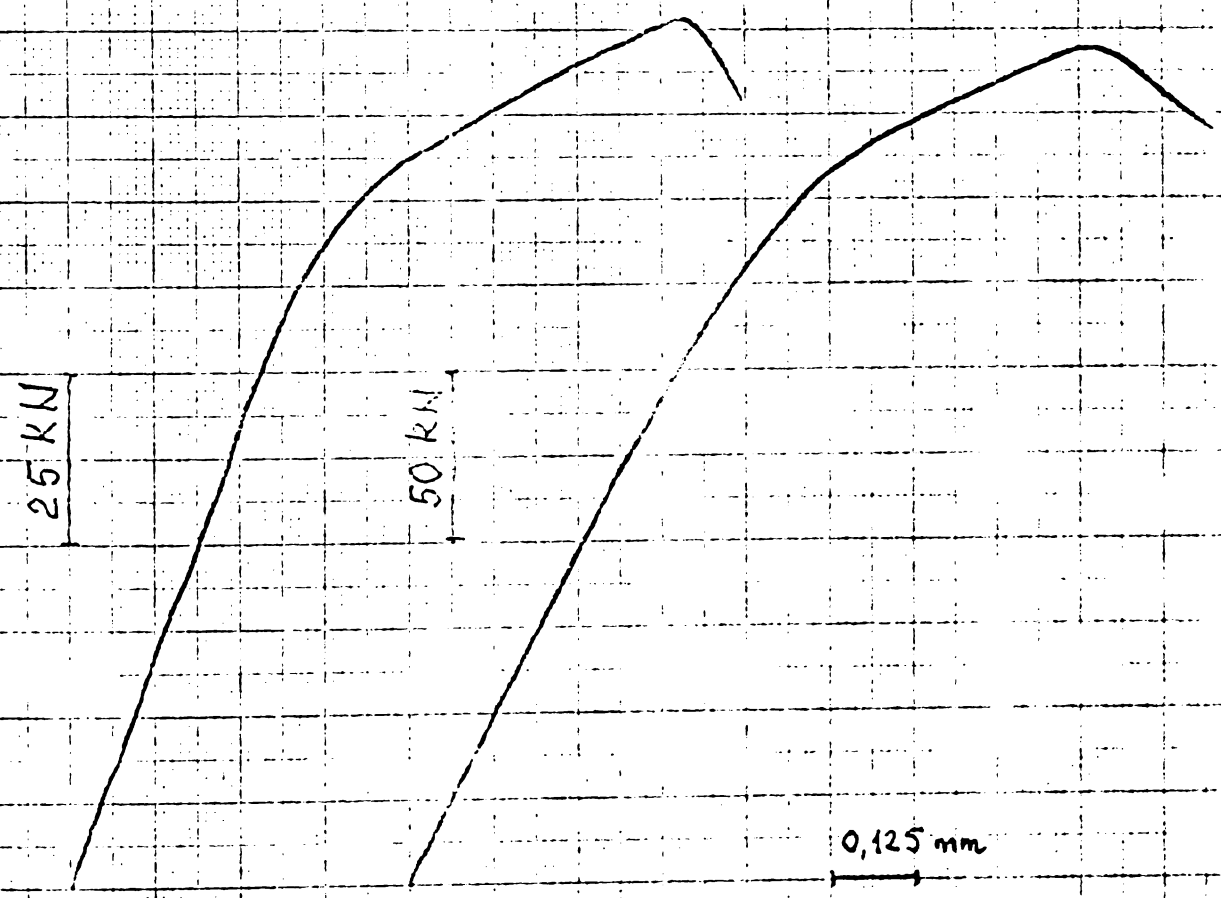


FIG. A2

FSTERLINGE ANGUIS
 INDIANAPOLIS, INDIANA U.S.A.
 CHART NO. 16800543-001

Bibliografie

1. G. Dieter - Mechanical Metallurgy, Mc Graw-Hill Co.
2. A.A. Griffith - Phil. Trans. Roy Soc., 1920 (A), 221, pag. 163.
3. W. Weibull - Proc. Royal Swedish Inst., vol. 193, 1939, pag. 151.
4. M. Teodorescu
V. Ghica - Cercetări Metalurgice, nr. 13, 38.
5. E.S. Pellini - Weld. Res. Suppl., 1971, pag. 91.
6. H.M. Schmidt - Doc. IIN - I2312 - 1962.
7. G.D. Fearnough
G.J. Hoy - Journal of Iron and Steel Inst., 202, 1964, pag. 912.
8. T. Kobayashi
K. Takai
H. Masuiwa - Trans. Iron and Steel Inst. of Jap. vol. 7, 1967, pag. 115.
9. M. Teodorescu
V. Ghica - Cercetări Metalurgice, nr. 11, pag. 815.
10. M. Teodorescu
V. Ghica - Construcția de Mașini, 24, 1972, pag. 3.
11. M. Grumbach - Soudage et Tech., nov. 1967, pag. 493.
12. T. Kanazawa
S. Machida
Y. Numata - Doc IIN - X403 - 1967.
13. G.D. Fearnough
W. Nichols - Doc. IIN - X410 - 1967.

II

14. J.P. Knott
A.H. Cottrell - Journal of Iron and Steel Inst. 201,
1963, pag. 249.
15. W.S. Pellini
P.P. Fuzak - NRL Report nr. 5920 - 1963.
16. W.S. Pellini
P.P. Fuzak - NRL Report nr. 6030 - 1963.
17. T.S. Robertson - Engineering, 172, 1951, pag. 445.
18. T.S. Robertson - Journal of Iron and Steel Inst. 175,
12, 1953, pag. 261.
19. V. Miclouş - Cercetări Metalurgice, nr.16,1975, 32.
20. F.J. Feely
D. Hrtko
J.R. Kloppe - Weld. Res. Suppl., 33/2, 1954, pag. 99.
21. F.J. Feely
M.S. Northug
J.R. Kloppe - Weld. Res. Suppl. 34/12, 1955, pag.596.
22. M. Yoshiki
T. Kanazawa
H. Itagaki - Proceedings Third Jap. Congress on
Testing Int., 1960, pag. 103.
23. F.J. Hall
H. Kibara
W. Boote
A.A. Telle - Brittle Fracture of Welded Plates
Prentice - Hall Int., Londra, 1967.
24. x x x - First Report of E24 Special
ASTM Committee, jan. 1960.
25. x x x - Second Report of E 24 Special
ASTM Com. may, 1960.
26. x x x - Third Rep. of E 24 Special
ASTM Com. nov. 1961.

III

27. x x x - Fourth Rep. of E 24 Special
ASTM Con. march. 1962.
28. x x x - Fifth Rep. of E 24 Special
ASTM Con. march 1964.
29. G.R. Irwin - J of Appl. Mech., 24, sept. 1957,
pag. 361.
30. G.R. Irwin - ASTM Metals Eng Div Conf., may 1959.
31. G.R. Irwin
J.H. Kiss
H.L. Smith - Proc. ASTM, vol. 58, 1958, pag. 640.
32. G.R. Irwin - Rep. N RL nr. 5120, april. 1958.
33. G.R. Irwin - Rep. NRL nr. 5486, iul. 1960.
34. V. Ghica - Conceptele mecanicii ruperii privind
susceptibilitatea la fisurare a oțelurilor.
Bazele teoretice.
Referat I.P. Timișoara, martie 1975.
35. L. Boleantu
I. Dobro - Aplicații ale mecanicii solidului
deformabil în construcția de mașini,
Ed. Facla, 1978.
36. L.R. Jackson - Mem. Battelle Inst., sep. 1963.
37. V. Weiss - ASME preprint, 62-WA-270, nov. 1962.
38. C.E. Inglis - Proc. Inst. Nav. Arch, vol. 60, 1913
pag. 219.
39. N.I. Muskhelishvili - Some Basic Problems of Mathematical
Theory of Elasticity, P. Noordhoff
and Co, 1953.

IV

40. H.M. Westergaard - Trans. ASME, vol. 61, pag. A49.
41. F.A. Mc Clintock
G.R. Irwin - ASTM - Spec. Tech. Publ, nr. 3 81,
1964, pag. 84.
42. T. Pană - Aplicații ingineresti ale mecanicii
ruperii, Ed. Tehnică, 1975.
43. D. Cioclov - Mecanica ruperii materialelor,
Ed. Academiei RSR, 1977.
44. J.M. Krafft - App. Mat. Res, 3, 1964, pag. 88.
45. W.F. Brown
J.R. Browley - ASTM - Spec. Tech. Publ. nr. 410,
1967.
46. V. Ghica - Cercetări Metalurgice, vol, 16, 1975,
pag. 325.
47. H.N. Liu - Men. Calif. Inst. of Tech., sep. 1963.
48. J.F. Knott
A.H. Cottrell - Journal of Iron and Steel Inst.,
Vol. 201, 1963, pag. 249.
49. H.W. Gerberich - Publ. U 2238, Newport Beach, 1963.
50. D.S. Dugdale - J. of Mech. and Phys. of Solids,
vol. 8, 1960, pag. 10.
51. A.A. Wells - Brit. Weld. J, nov. 1963.
52. D.E. Mc Cabe
R.H. Heyer - ASTM - Spec. Tech. Publ. nr. 527,
1973.
53. G.R. Irwin - Mem. for ASTM B 24 Spec. Com.

∴
/.

54. J.M. Krufft
A.H. Sullivan
R.W. Boyle - Proc. Cranfield Simp., sept. 1961.
55. E.J. Ripling
E. Falkenstein - ASTM - Spec. Tech. Publ, nr. 527,
1973.
56. V. Ghica - Investigații privind caracterizarea
susceptibilității la fisurare. Ca-
racteristici de material definite
prin mecanica superii.
Referat I. Timișoara, oct.1975.
57. R.H. Meyer
D.E. McCabe - Third Nat. Symp. on Fracture Mech.,
Leigh Univ., aug. 1969.
58. R.H. Meyer
D.E. McCabe - Four Nat. Symp. on Fracture Mech,
Carnegie Inst, aug. 1970.
59. C.L.M. Cottrell
M.J. May - Proc. of Symp. on Fracture Toughness
Concepts for Weld. Str. Steels,
Risley, april. 1969.
60. P.M. Burdakin - Proc. of Symp on Fract. Mech. for
Weld. Struct. Steels, Risley,
apr. 1969.
61. x x x - Methods for Crack Opening Displ.
(COD) Testing, 1969-1972.
62. T. Kanazawa
S. Machida - Proc. of Second Int. Conf. on
Fracture, Brighton, april 1969.
63. M. Teodorescu - Studiul influenței stării de tensi-
ni și a vitezei de deformare asu-
pra tendinței la rupere fragilă a
oțelurilor, Teză doct. I.P. Buc.,
1973.

VI

64. H.S. Pellini
R.W. Judy - H.R. Bulletin nr. 157, dec. 1970.
65. J.R. Rice - Trans ASME, iun. 1968, pag. 979.
66. J.A. Begley
J.J. Landes - ASTM Spec. Tech. Publ. nr. 514,
1971, pag. 24.
67. R.J. Bucci
și alții - ASTM Spec. Tech. Publ. nr. 514,
1971, pag. 40.
68. H.P. Brown
J.E. Sawley - ASTM - Spec. Tech. Publ. nr. 381,
1964, pag. 133.
69. V. Ghica - Contribuții la evaluarea tenacității
la rupere a oțelurilor pentru
construcții.
Ses. St. ICEM - sept. 1976.
70. V. Ghica - Estimarea siguranței la fisurare a
oțelurilor tenace pentru construc-
ții și a structurilor metalice.
Referat I.I. Timișoara, oct. 1976.
71. T.A. Cruse
K. Van Buren - Fracture Mechanics, vol. 7, nr. 1,
1971, pag. 1.
72. H. Drăgan
P. Iancu
V. Ghica - Conf. Tehnico-St., Reșița, 1970.
73. V. Ghica
M. Teodorescu
C. Stanciu - Cercetări Metalurgice, nr. 17, 1976.
74. V. Ghica
C. Stanciu - Caracterizarea tenacității oțeluri-
lor pentru construcții metalice prin
încercări de mecanica ruperii la
temp. scăzute.
Sesiune St. ICEM, sept. 1977.

VII

75. V. Ghica
- Comportarea oțelurilor examinate la
fisurare și încadrarea rezultatelor în
criteriile de apreciere a siguranței.
Referat I.P. Timișoara, oct. 1977.
76. P. Iancu
A. Florescu
T. Popa
I. Petrică
- Sesiune St. ICEM, sept. 1976.
77. P. Iancu
N. Drăgan
- Sesiune St. ICEM, sept. 1976.
78. J.H. Gross
- Weld. Res. Supl., feb. 1966.
79. V. Ghica
C. Georgescu
- Cercetări pentru definitivarea carac-
teristicilor de tenacitate ale oțeluri-
lor de fabricație folosite pentru
echipamente de foraj care lucrează la
temperaturi scăzute, Studiu ICEM, 1977.
80. V. Ghica
C. Georgescu
P. Iancu
- Utilizarea la temperaturi scăzute a
oțelurilor de tratament termic.
Sesiune St. ICEM, sept. 1976.
81. M. Teodorescu
V. Ghica
- Cercetări Metalurgice, vol. 12, 1971,
pag. 319.
82. M. Teodorescu
V. Ghica
- Cercetări Metalurgice, vol. 16, 1975,
pag. 301.
83. C. Stanciu
V. Ghica
- Sesiunea tehnico-șt., Uzina Gr. Roșie,
oct. 1977.
84. V. Ghica
- Aspecte privind alegerea clasei de ca-
litate a oțelurilor pentru construc-
ții metalice.
Sesiune St. ICEM, sept. 1977.

VIII

85. V. Ghica
C. Stanciu - Considerații privind alegerea oțelurilor pentru structuri sudate, având în vedere evitarea pericolului ruperii prin fisurare.
Sesiune St. ICEM, sept. 1978.
86. C. Georgescu
V. Ghica
A. Mitu - Cercetări Metalurgice, vol. 16, 1975, pag. 349.
87. V. Ghica
C. Georgescu
F. Spindler
A. Mitu - Considerații privind caracterizarea oțelurilor de îmbunătățire pentru organe de mașini.
Sesiune St. ICEM, sept. 1976.
88. V. Ghica
C. Georgescu - Sesiune tehnico-șt., Uzinele Gr. Roșie, oct. 1977.
89. N. Lăscu-Ginion
H. Teodorescu
C. Stanciu - Raționalizarea structurii producției de produse plate, Studiu ICEM, 1977.
90. V.D. Iliescu
V.Gh. Vodă - Statistică și toleranțe
Ed. Tehnică, 1977.
91. Gh. Miboc
V. Urseanu - Sondaje și estimări statistice.
Ed. Tehnică, 1977.
92. D. Stoye - Materialprüf, 15 (1973) nr. 12, pag. 410.
93. A. Constantinescu
H. Teodorescu
N. Lăscu-Ginion - Materialprüf, 15 (1973) nr. 12, pag. 406.