

ASPECTE TEORETICE ȘI EXPERIMENTALE ASUPRA TENACITĂȚII DINAMICE A MATERIALELOR

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

ing. Ramona Maria SECHEI

Conducător științific: prof.univ.dr.ing. Ion Dumitru
Referenți științifici: prof.univ.dr.ing. Vâlcu Roșca
prof.univ.dr.ing. Gheorghe A. Gherman
prof.univ.dr.ing. Pavel Tripa

Ziua susținerii tezei: 15.07.2010

Seriile Teze de doctorat ale UPT sunt:

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

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

Copyright © Editura Politehnica – Timișoara, 2010

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

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

Cuvânt înainte

Teza de doctorat a fost elaborată pe parcursul activității mele în cadrul Departamentului de Mecanică și Rezistența Materialelor al Universității „Politehnica” din Timișoara.

Prin aceste randuri doresc sa-mi exprim recunoștința și să mulțumesc tuturor celor care într-un fel sau altul m-au ajutat în elaborarea acestei lucrări.

În primul rând țin să imi exprim recunoștința domnului profesor universitar dr. ing. Ion Dumitru care, fiindu-mi conducător și îndrumător, m-a ajutat mult prin ideile, îndrumările și criticile exprimate. Experiența domniei sale mi-a fost de un real folos în evitarea unor potențiale greșeli inerente activității de cercetare științifică și tehnică, mai ales în cazul în care cercetătorul în cauză nu este în posesia unei experiențe vaste.

De asemenea doresc să-i mulțumesc și să-mi exprim recunoștința domnului profesor dr. Chelu Pantele care mi-a acordat sfaturi privind pregătirea acestei teze, precum și colegilor din cadrul catedrei de Rezistența Materialelor.

Nu în ultimul rând doresc sa mulțumesc familiei mele pentru că nu au conținut să mă susțină moral ori de câte ori l-i s-a părut necesar.

Timișoara, iulie, 2010

Sechei Ramona

Părinților mei, mulțumesc.

Sechei, Ramona

Aspecte teoretice și experimentale asupra tenacității dinamice a materialelor

Teze de doctorat ale UPT, Seria 9, Nr. 79, Editura Politehnica, 2010, 134 pagini, 90 figuri, 16 tabele.

ISSN:1842-4937

ISBN:978-606-554-128-3

Cuvinte cheie: factor dinamic de intensitate a tensiunii, tenacitate dinamică, încercări la impact

Rezumat,

Lucrarea prezintă o serie de studii teoretice și experimentale privind determinarea tenacității dinamice a oțelurilor. Ea propune metode analitice de determinare a factorului dinamic de intensitate a tensiunii precum și o metodă experimentală pentru determinarea tenacității dinamice ca fază finală a ruperii la încercările cu șocuri repetate.

Sunt abordate problemele determinării tenacității dinamice la încovoierea prin șoc, elaborându-se o metodă experimentală de determinare a acesteia la încovoierea prin șoc cu rezemare în trei puncte.

CUPRINS

1. Introducere, cuprinsul comentat al lucrării.....	7
2. Stadiul actual al cercetărilor privind definirea parametrilor mecanici ai ruperii în regim dinamic precum și a tenacității la rupere în regim dinamic	13
2.1 Introducere în mecanica ruperii	13
2.2. Parametrii mecanici ai ruperii în regim dinamic	14
2.2.1. Factorul dinamic de intensitate al tensiunii	14
2.2.2. Integrala J în regim dinamic	18
2.2.3. Deschiderea la vârful fisurii (DVF) în regim dinamic	21
2.3. Tenacitatea dinamică la rupere a materialului	24
2.3.1. Tenacitatea dinamică K_{Id}	24
2.3.1.1. Tenacitatea dinamică la inițierea fisurii	24
2.3.1.2. Tenacitatea dinamică la propagarea fisurii	25
2.3.1.3. Tenacitatea dinamică la oprirea fisurii	26
2.3.2. Tenacitatea dinamică J_{Id}	28
2.3.3. Deschiderea la vârful fisurii δ_{Id} , în regim dinamic	28
2.4. Particularitățile ale tenacității la rupere în regim dinamic	30
2.5. Contribuții - Determinarea factorului dinamic de intensitate a tensiunii folosind modul de distribuție al forțelor de inerție a epruvetei	32
3. Contribuții privind determinarea tenacității dinamice la încovoierea prin șoc	38
3.1. Considerații generale	38
3.2. Metodica determinării tenacității dinamice la rupere la încercările de încovoiere printr-un punct	40
3.3. Metodica determinării tenacității dinamice la rupere la încercările de încovoiere prin trei puncte	51
3.3.1. Considerații teoretice și experimentale asupra tenacității dinamice la încercări de încovoiere în trei puncte	51
3.3.2. Contribuții asupra unei metode privind determinarea tenacității la rupere prin încovoiere în trei puncte	58
3.4. Metodica determinării tenacității la rupere dinamică la încovoiere în cazul epruvetei fixată pe ciocan	74
4. Aplicarea metodelor numerice pentru obținerea parametrilor de mecanica ruperii	76
4.1. Programul DSIF de calcul a factorului de intensitate dinamic al tensiunii	76
4.2. Contribuții- Programul de calcul al factorului dinamic de intensitate – CALC-DSIF	81
5. Contribuții privind determinarea caracteristicilor mecanice și de deformabilitate la solicitări statice și dinamice pentru oțelul ONH3	84
5.1. Considerații generale	84
5.2. Încercările la tracțiune statică	85
5.3. Încercări la tracțiune dinamică	88
5.4. Încercările la încovoiere prin șoc	92
5.5. Cercetări privind durabilitatea la șocuri repetate	95

5.6. Determinarea tenacității la rupere	97
5.7. Duritatea	99
5.8. Prefisurarea epruvetei	103
6. Contribuții privind determinarea tenacității dinamice la rupere, K_{Idc} pe baza încercărilor la șocuri repetate	110
6.1. Considerații generale	110
6.2. Metodica încercării la încovoiere cu șocuri repetate	110
6.3. Metodica trasării diagramei $da/dN-\Delta K_{Id}$	113
6.4. Determinarea tenacității dinamice la rupere pe baza încercărilor la oboseală cu șocuri	117
6.5. Calculul tenacității la rupere dinamică K_{Idc} folosind epruvete prefisurate de la încercările de oboseală cu șocuri	120
6.6. Corelații între tenacitatea dinamică critică și alte caracteristici de material ..	123
7. Concluzii. Contribuții ale autorului.....	124
Bibliografie	126

1. INTRODUCERE, CUPRINSUL COMENTAT AL LUCRĂRII

Studiul comportării materialelor la solicitări dinamice a constituit și constituie încă o problemă de actualitate. Majoritatea echipamentelor și dispozitivelor în timpul funcționării sunt supuse la sarcini variabile în timp. Acest lucru are loc atât datorită creșterii vitezei de lucru în exploatare a acestora, precum și datorită apariției inerente a unor solicitări dinamice accidentale, care pot genera și generează apariția fisurilor precum și amplifică și propagă anumite defecte de material formând astfel fisuri.

Situațiile în care aceste echipamente și dispozitive sunt supuse unor solicitări în regim static sunt extrem de rare. Din acest motiv introducerea în calculul de proiectare a unor parametri de mecanica ruperii în regim dinamic este absolut necesară.

Toate ruperile sunt dinamice prin natura lor, ceea ce înseamnă că este un proces rapid în care în materialul inițial intact, datorită golurilor se creează o discontinuitate. Totuși, definiția de "dinamic" este arbitrară el trebuind să fie definit în raport cu timpul și cu durata evenimentului.

Luând în considerare cele de mai sus, înțelegerea fenomenelor ce duc la distrugerea pieselor supuse la regimuri de lucru dinamice prezintă importanță deosebită în fiabilitatea și siguranța în exploatare.

De asemenea abordarea statică a solicitărilor devine mult mai limitată în cazul analizei de mecanica ruperii.

Abordările probabilistice din domeniul Mecanicii ruperii câștigă tot mai mult teren față de metodele clasice deterministe. Tenacitatea la rupere este un parametru important pentru aprecierea probabilității la rupere.

Pentru caracterizarea tendinței de rupere ductilă sau fragilă cele mai uzuale încercări sunt încercările de încovoiere prin șoc pe epruvete cu creștături, numite și încercări de reziliență. Prin utilizarea încercărilor de reziliență s-au obținut informații importante cu privire la condițiile de inițiere, propagare și inhibare a fisurilor. Totuși există o serie de neajunsuri în aprecierea comportării la rupere a materialelor prin reziliență. În primul rând reziliența nu este o mărime care să poată fi direct utilizată în proiectare, așa cum se folosesc de exemplu limita de curgere și rezistența la rupere. În al doilea rând, tenacitatea la rupere determinată prin măsurarea rezilienței este valabilă pentru condițiile de laborator în care s-au efectuat încercările, diferind mult de tenacitatea pieselor și structurilor reale. Un alt dezavantaj se poate evidenția dacă se consideră că energia totală de rupere W_T este formată din energia necesară inițierii fisurii W_i și energia necesară propagării fisurii W_p ; $W_T = W_i + W_p$, în cazul determinării rezilienței în laborator pe epruvete crestate; pe când piesele reale conțin suficienți concentratori sau neomogenități ale structurii, care fac să tindă la zero energia necesară inițierii fisurii. Pe lângă acestea, reziliența nu ia în considerare forma și mărimea defectelor ce apar în piesele reale.

S-au definit astfel, pe baza unor modele cu fisuri, noi parametri care să caracterizeze starea de tensiune și deformație din jurul fisurilor, cum sunt *factorul de intensitate a tensiunii K*, *deschiderea la vârful fisurii DVF* și *integrala de contur J*. Valorile critice ale parametrilor de mai sus, denumite și tenacități la rupere, trebuie

privite ca proprietăți ale materialului, care caracterizează rezistența materialului la propagarea fisurilor. Acești parametri pot fi folosiți direct în proiectarea pieselor și mașinilor.

Pentru a avea rezultate fiabile și conforme cu realitatea, trebuie cunoscute cât mai precis valorile acestora în regim de rupere dinamică.

Analiza în condiții dinamice de solicitare însă, este deosebit de dificilă deoarece sunt necesare efectuarea unor încercări experimentale, sau simulări a acestora, prin care forța să se aplice cu o viteză foarte mare, cauzând astfel ruperea prematură a structuri. Impactul are o importanță foarte mare mai ales în cazul structurilor care conțin fisuri, datorită faptului că acestea pot produce inițierea fisuri, creșterea accelerată sau propagarea instabilă a fisurii.

Problemele devin mult mai complicate atunci când ecuațiile de echilibru sunt înlocuite cu ecuațiile de mișcare.

Pe baza celor de mai sus prezenta teză de doctorat și-a propus următoarele obiective:

1. Prezentarea stadiului actual al cercetării privind parametri mecanici ai ruperii în regim dinamic.
2. Cercetării teoretice și experimentale asupra calculului tenacității dinamice la încovoierea prin șoc
3. Aplicarea metodelor numerice pentru obținerea parametrilor de mecanica ruperii
4. Cercetări privind determinarea caracteristicilor mecanice și de deformabilitate la solicitări statice și dinamice
5. Cercetări privind determinarea tenacității dinamice pe baza încercărilor la șocuri repetate

Lucrarea este structurată pe 7 capitole și anume:

1. *Introducere, cuprinsul comentat al lucrării.* Se face o mică introducere în mecanica ruperii, prezentându-se necesitatea abordării acesteia în regim dinamic de solicitare.

2. *Stadiul actual al cercetărilor privind parametrii mecanici ai ruperii în regim dinamic.* În acest capitol se prezintă o analiză a cercetărilor în domeniu referitoare la factorul dinamic de intensitate a tensiunii, a integralei J în regim dinamic și a deschiderii la varful fisurii în regim dinamic, DVF. Cercetările în acest domeniu constituie o problemă foarte actuală și destul de complicată. Până în prezent la noi în țară nu s-au făcut cercetări în acest domeniu și nu există nici un material referitor la determinarea parametrilor de mecanica ruperii în regim dinamic. Din acest motiv autorul prezintă în acest capitol problemele care apar la determinarea acestora, dependența acestor parametri de anumiți factori, cum ar fi timpul sau forțele de inerție, precum și relațiile folosite până acum la determinarea acestora. Acest studiu continuă apoi cu prezentarea cercetărilor referitoare la tenacitatea dinamică a materialelor, tenacitate care este determinată prin intermediul unuia din parametri exprimați mai sus, în funcție de domeniul în care are loc ruperea. Autorul sublinează totodată câteva particularități ale tenacității în regim dinamic față de cea în regim static.

Capitolul se încheie cu o contribuție a autorului, care propune o metodă analitică de determinare a factorului dinamic de intensitate a tensiunii folosind modul de distribuție al forțelor de inerție a epruvetei. Această metodă se bazează pe două ipoteze privind modul de distribuție al forțelor de inerție și după cum se demonstrează prin comparație cu valorile obținute experimental, ambele modele de distribuție pot fi luate în

considerare în determinarea analitică al factorului dinamic de intensitate a tensiunii.

3. *Contribuții privind determinarea tenacității dinamice la încovoierea prin șoc.* Acest capitol începe cu o clasificarea a metodelor experimentale folosite pentru determinarea tenacității dinamice, metode care se bazează fie pe ruperea printr-un singur impact al epruvetelor, fie pe analiza ruperii finale prin oboseală la impact. Capitolul continuă cu propunerea unei metodici pentru determinarea tenacității dinamice la încercările de încovoiere cu rezemare într-un punct. Această problemă nu a mai fost abordată în țara noastră și e deosebit de importantă deoarece chiar și la încercările cu încovoiere în trei puncte în faza inițială epruveta este solicitată la încovoiere într-un punct. Astfel pe baza studiului efectuat de autor acesta propune o metodologie care se bazează pe determinarea experimentală a perioadei de oscilație a sistemului ciocan-epruvetă, calculându-se apoi frecvențele circulare ale epruvetei și ale ciocanului, urmată de trasarea diagramei momentului încovoietor în raport cu timpul. Pe baza acestei diagrame se determină valoarea momentului încovoietor corespunzător ruperii, valoare folosită în relația de determinare a tenacității dinamice a materialului.

În ceea ce privește metoda determinării tenacității dinamice la rupere de încovoiere în trei puncte, autorul prezintă câteva considerații teoretice și experimentale referitoare la aceasta. Urmând aceste considerații, autorul exemplifică modul de calcul al factorului dinamic de intensitate a tensiunii. O contribuție originală a autorului referitoare la încovoierea în trei puncte o constituie și propunerea unei metode de calcul al factorului dinamic de intensitate a tensiunii prin determinarea analitică a forței de contact dintre ciocan și epruvetă. Pentru determinarea acesteia pe lângă ecuațiile de mișcare se folosesc și trei ipoteze privind distribuția forței de contact. Aceasta se consideră că poate fi concentrată în punctul de aplicație al forței, distribuită pe un segment constant sau poate avea o distribuție de tip cosinus. Avantajul acestei metode îl constituie faptul nu necesită date obținute experimental. Calculul forței de contact pe baza relațiilor analitice obținute în această metodă se face utilizând programul Maple. Astfel avem avantajul ca schimbând doar parametri de intrare din cadrul programului, putem determina forța de contact din timpul impactului și în cazul unor epruvete prismatice de alte dimensiuni.

Compararea rezultatelor în ceea ce privește valoarea factorului dinamic de intensitate a tensiunii calculat analitic folosind această metodă, cu cea obținută experimental, a demonstrat ca această metoda se poate folosi cu succes.

Capitolul se încheie cu prezentarea metodicii determinării tenacității la rupere dinamică la încovoiere în cazul epruvetei fixată pe ciocan. Aici autorul analizează cazul când epruveta este fixată pe ciocan iar aceasta în cădere atinge reazemele. Ca și în cazurile precedente, se sublinează necesitatea luării în considerație a forțelor de inerție deoarece pentru viteze suficient de mari ale șocului în planul fisurii poate să apară un moment încovoietor suficient de mare astfel încât să producă ruperea. Procedeu propus pentru determinarea tenacității dinamice constă în: trasarea oscilogramelor forță-timp pe baza semnalului de pe traductorul de forță montat pe ciocan cu ajutorul căreia se calculează momentul încovoietor datorat forței de rupere. Trasarea apoi a aceleiași oscilogramă dar pe baza

semnalului unui traductor de forță montat în reazem, oscilogramă care ne folosește pentru determinarea momentului încovoietor produs de forțele de inerție. Pe baza celor două momente încovoietoare se calculează momentul încovoietor rezultat, obținându-se în final tenacitatea dinamică. Trebuie menționat faptul că până în prezent în țara noastră nu există un STAS sau o metodă propusă pentru determinarea tenacității dinamice a materialelor. Din acest motiv cele trei metodice prezentate aici sunt un pas important făcut în domeniul cercetării în domeniul mecanicii ruperii în regim dinamic din țara noastră.

4. *Aplicarea metodelor numerice pentru obținerea parametrilor de mecanica ruperii în regim dinamic.* Determinarea factorului dinamic de intensitate a tensiunii implică folosirea unor metode numerice, analitice sau experimentale, sau o combinație a acestora. În acest capitol sunt prezentate două programe ce folosesc astfel de metode numerice de calcul al acestuia. Primul program, DSIF, procesează datele obținute experimental în timpul încercărilor la impact pe epruvete cu rezemare într-un punct sau cu rezemare în trei puncte. În funcție de cantitatea acestor date el folosește una din cele 6 metode de calcul implementate în program. Programul determină variația factorului dinamic de intensitate a tensiunii în raport cu timpul, determină valoarea critică a factorului dinamic de intensitate a tensiunii și rata de creștere a acestuia, afișează rezultatele calculate împreună cu cele obținute experimental și salvează rezultatele obținute. Autorul a făcut câteva cercetări privind aplicarea acestui program pentru calculul factorului dinamic de intensitate a tensiunii a oțelului OHN3.

Al doilea program prezentat în cadrul acestui capitol, CALC-DSIF, este un program realizat de autor în Matchad, program ce folosește metoda propusă de autor privind calculul factorului dinamic de intensitate a tensiunii pentru epruvete cu rezemare în trei puncte pe baza deplasării punctului de aplicare al forței. El procesează datele experimentale de intrare necesare, afișând rezultatele calculate a factorului dinamic de intensitate a tensiunii precum și variația acestuia în raport cu timpul.

5. *Contribuții privind determinarea caracteristicilor mecanice și de deformabilitate la solicitări statice și dinamice pentru oțelul OHN3.* În acest capitol s-a făcut un studiu al caracteristicilor mecanice în condițiile unor solicitări statice și dinamice, studiu care s-a efectuat pornind de la un semifabricat brut forjat din oțel. Caracteristicile urmărite sunt corespunzătoare încercărilor efectuate.

Încercarea la tracțiune statică s-a efectuat pentru determinarea următoarelor caracteristici R_m , $R_{p0,2}$, σ_{110} , E , E_p , A_{10} , Z .

Prin încercarea la tracțiune dinamică s-a urmărit determinarea energiei de rupere, alungirea și gătuirea dinamică. Încercările s-au efectuat pe un ciocan Charpy adaptat special pentru încercările la tracțiune dinamică, el fiind totodată prevăzut cu patru înălțimi de cădere.

Încercarea de încovoiere prin șoc s-a realizat pe epruvete Charpy cu creștătură în U și creștătură în V. Cu ajutorul acestora s-a determinat reziliența KCU , reziliența KV , contracția transversală și analiza suprafețelor la rupere.

Studiul materialului a cuprins și o analiză a durabilității la impacturi multiple, problemă intens studiată la ora actuală. Cercetările s-au efectuat pe o mașină Amsler adaptată special pentru încercări repetate folosind

epruvete Charpy V. Cu ajutorul rezultatelor obținute s-au trasat curbele de durabilitate și ecuația dreptei de regresie.

Pentru determinarea tenacității la rupere a materialului s-au folosit încercările pe epruvete de tip Chevron. Aceste încercări s-au făcut pe o mașină de încercat la tracțiune adaptată pentru încercările de mecanica ruperii. Caracteristica mecanică obținută a fost tenacitatea la rupere K_{IV} . Deoarece există o relație de dependență între duritatea Vickers și tenacitatea la rupere prin fisurare, K_{IC} , s-a măsurat și duritatea HV la vârful fisurii atât înainte de prefisurarea probelor, cât și după.

Deoarece determinarea experimentală a tenacității dinamice a materialului, implică efectuarea în prealabil a unei propagări a fisurii prin solicitare la oboseală, autorul propune o metodă originală de determinare a forțelor necesare prefisurării. Această metodă se bazează de fapt pe simularea și analiza cu elemente finite a condițiilor la care este supusă epruveta la prefisurare prin tracțiune. Astfel utilizând programul Cosmos autorul determină aceste forțe, valorile acestora fiind introduse apoi în programul mașinii multifuncționale de solicitări dinamice. Programul mașinii supune apoi epruvetele la solicitări variabile sinusoidale axiale, obținându-se în final prefisurarea necesară a epruvetei.

6. *Contribuții privind determinarea tenacității dinamice la rupere K_{Idc} pe baza încercărilor la șocuri repetate.* Procesul de degradare la șocuri

repetate poate fi abordat prin analogie cu fenomenul de oboseală la solicitări ciclice obișnuite. Din acest motiv se propune o nouă metodă pentru determinare tenacității în regim dinamic corespunzătoare ruperii finale în cadrul încercărilor la oboseală cu șocuri folosind epruvete de tip Charpy.

Autorul prezintă metoda încercării la încovoiere cu șocuri repetate, instalația folosită constând dintr-un ciocan Amsler adaptat pentru încercări la încovoiere prin șocuri repetate a epruvetelor Charpy V. Urmează apoi prezentarea metodici trasării diagramei $da/dN-\Delta K_{Id}$. Cu ajutorul diagramei $a-N$ se calculează viteza de propagare a fisurii precum și factorul de intensitate dinamic a tensiuni K_{Id} . Totodată pe baza aceleași diagrame se pot stabili și lungimile critice ale fisurilor peste care se produce ruperea finală și pe baza cărora se calculează tenacitatea dinamică K_{Idc} .

Până în prezent la noi în țară nu s-au făcut cercetări în domeniul ruperii materialelor în regim dinamic. De aceea metoda propusă de autor privind determinarea tenacității dinamice la rupere pe baza încercărilor la oboseală cu șocuri reprezintă un pas important în cercetările din acest domeniu. Una din problemele care complică determinarea tenacității dinamice constă în determinarea forțelor de inerție care influențează direct rezultatele obținute în condițiile acestor încercări. Astfel autorul propune o nouă metodă de prelucrare a oscilogramelor obținute pe baza semnalului unor traductoare de forță aplicate pe ciocanul de lovire. Conform acestei metode se determină forțele de inerție, respectiv momentul încovoiator datorat acestor forțe. Se trasează apoi oscilograma momentului încovoiator obținut pe baza semnalului traductorului de forțe atașat pe ciocan. Prin însumarea celor două momente rezultă momentul încovoiator total pe baza căruia se calculează tenacitatea dinamică la rupere K_{Idc} corespunzătoare intervalului de timp t_f care marchează începutul ruperii.

În funcție de forma oscilogramelor în expresia lui K_{Idc} poate să intervină sau nu efectul forțelor de inerție. Însa în multe cazuri acest efect este important și trebuie luat în considerare.

Pe baza acestei metodici propuse s-a determinat tenacitatea la rupere dinamică pentru un oțel OHN3 care este folosit la construcția unor tuburi supuse la presiuni dinamice repetate. Criteriul CVN (reziliența) a fost considerat inițial ca bază pentru stabilirea caracterului fragil-ductil a oțelului analizat. Se prezintă apoi modul de prelucrare al oscilogramelor și câteva valori medii obținute pentru valoarea maximă a momentului M_d și ale momentului încovoietor total M_t , precum și raportul M_t/M_d pentru cele trei tratamente aplicate oțelului OHN3.

În finalul capitolului datorită faptului că în literatură există un număr mare de corelații prin care tenacitatea la rupere K_{Ic} se corelează cu alte caracteristici de material, dar foarte puține legate de tenacitatea dinamică a materialului, se propun două astfel de corelații. Aceste corelații, rezultate pe baza cercetărilor efectuate, corelează tenacitate dinamică K_{Idc} de modulul de elasticitate longitudinal, de reziliența CVN și de limita de curgere.

2. STADIUL ACTUAL AL CERCETĂRILOR PRIVIND DEFINIREA PARAMETRILOR MECANICI AI RUPERII ÎN REGIM DINAMIC PRECUM ȘI A TENACITĂȚII LA RUPERE ÎN REGIM DINAMIC

2.1. Introducere

Disciplina de Mecanica ruperii a apărut ca urmare a extinderii cercetărilor asupra elementelor de rezistență cu discontinuități, ca o necesitate de prelungire a duratei de funcționare a acestora în condiții de siguranță.

Mecanica ruperii este o arie relativ nouă a cercetării mecanicii solidului, ea începând să se dezvolte începând cu secolul 20 și are ca fundament lucrările lui G.R.Irwin. Pe baza acestor cercetări s-au definit noi caracteristici de material, cu o bază teoretică bine fundamentată, caracteristici pe baza cărora se poate aprecia tenacitatea materialelor. Așadar obiectul Mecanicii ruperii constă în a da un răspuns cantitativ asupra rezistenței unei corp sau structuri în care există sau în care a apărut o fisură. Ea cuprinde deja un domeniu larg de aplicații atât pentru corpuri cu dimensiuni reduse (filme subțiri) cât și pentru corpuri de dimensiuni mari (cu o scară de lungimi în kilometri – de exemplu linia de surpare în cazul cutremulelor).

Mecanica ruperii se găsește într-o fază de creștere a importanței: de la simpla explicare a cauzelor unor ruperi ea trece la scopul principal al activității ingineresti, și anume proiectarea în condiții de siguranță, respectiv verificarea siguranței unei structuri. Dacă timp de peste un secol a fost studiată doar ruperea în regim static de solicitare, în ultimul timp se fac tot mai multe cercetări privind determinarea parametrilor mecanici în condiții dinamice de solicitare. În regim static datorită faptului că asupra corpului se aplică foarte lent o forță, tensiunile din el sunt în echilibru iar vârful fisurii este staționar sau cel mult se mișcă foarte încet. În regim dinamic însă, încărcarea este caracterizată de unde de propagare a tensiunii, sau vârful fisurii se mișcă atât de rapid încât efectele inerției se resimt în vecinătatea vârfului fisurii, sau ambele situații. Din acest motiv ruperea în regim dinamic este mult mai dificilă. Ea fiind fost discutată în lucrări ca Yoffe [Yoffe, (1951)], Broberg [Broberg, (1960)], Atkinson and Eshelby [Atkinson, Eshelby, (1961)], Achenbach, [Achenbach, (1970), (1974)], Kostrov și Nikitin [Kostrov, Nikitin, (1970)], Freund [Freund, (1972)], Willis [Willis, (1975)], Kalthoff [Kalthoff, Waldherr, Takahashi, (1991)], Beinert [Beinert, Kalthoff, (1981)], Bui [Bui, Maigre, Rittel, (1992)], ș.a..Totodată o sursă excelentă, deși singura, privind ruperea în regim dinamic o constituie cartea lui Freund [Freund, (1998)].

Studiile Mecanicii Ruperii se bazează pe unele ipoteze specifice fenomenului ruperii, dintre care se amintesc:

- ruperea materialului este inițiată în zona defectelor de continuitate; aceste defecte (discontinuități) pot preexista sau sunt generate prin mecanisme care au loc la nivelul structural primar.

- ruperea macroscopică este concepută ca o extindere a defectelor de continuitate, în esență a fisurilor; extinderea acestora se declanșează atunci când

local în zona discontinuității se depășește o mărime critică care poate fi de natura unei energii interne specifice, tensiuni sau deformații.

Din punct de vedere al mecanicii ruperii, procesul ruperii materialelor este caracterizat de trei faze:

- inițierea fisurii
- propagarea (dezvoltarea) fisurii
- oprirea (inhibarea) fisurii

La materiale tenace se pot întâlni toate cele trei faze, pe când la cele fragile, inhibarea propagării fisurii nu este posibilă. La aceste materiale, în condițiile date, propagarea fisurii odată începută numai poate fi oprită, ea continuă până la separarea finală.

Încercările de mecanica ruperii, se pot efectua în condiții statice sau dinamice pe epruvete mici, mari sau în mărime naturală.

Pe baza conceptelor Mecanicii Ruperii, s-au stabilit o serie de caracteristici pe baza cărora se poate aprecia tenacitatea unui material atunci când într-un element de rezistență bine definit (material, formă, încărcare) există o fisură de geometrie (formă) și dimensiune cunoscute. Aprecierea comportării elementului de rezistență fisurat, se face pe baza evoluției fisurii sub regimul de solicitare, evoluție dată de valoarea critică a caracteristicii de tenacitate utilizat.

Dacă starea de solicitare se află sub limita de elasticitate, tenacitatea la rupere dinamică se poate exprima cu ajutorul valorii critice a *factorului dinamic de intensitate a tensiunii*, K_{Id} , iar în cazul în care ruperea are loc în domeniul elasto-plastic, se exprimă cu ajutorul valorii critice a *integralei dinamice de contur* J_d sau prin valoarea critică a *deplasării dinamice de la vârful fisurii* δ_d . Valoarea acestor parametri în momentul inițierii fisurii reprezintă chiar tenacitatea dinamică la rupere a materialului.

2.2. Parametrii mecanici ai ruperii în regim dinamic

2.2.1. Factorul dinamic de intensitate a tensiunii

Factorul de intensitate a tensiunii K poate fi considerat ca o măsură a creșterii tensiunii în prezența unei fisuri, în raport cu tensiunea existentă în aceeași piesă, în absența fisurii [Ciclov, (1981)]

În cazul unei solicitări dinamice *factorul dinamic de intensitate a tensiunii*, K_{Id} , este variabil în timp și se definește astfel [Dumitru, (2007)] :

$$\begin{aligned} K_{Id}(t) &= \lim_{r \rightarrow 0} \sqrt{2nr} \sigma_{22}(r, \theta, t) \text{ pentru modul I de solicitare} \\ K_{II}(t) &= \lim_{r \rightarrow 0} \sqrt{2nr} \sigma_{12}(r, \theta, t) \text{ pentru modul II de solicitare} \\ K_{III}(t) &= \lim_{r \rightarrow 0} \sqrt{2nr} \sigma_{23}(r, \theta, t) \text{ pentru modul III de solicitare} \end{aligned} \quad (2.1)$$

unde σ_{22} , σ_{12} , σ_{23} sunt tensiunile perpendiculare pe direcția de fisurare. r , θ sunt coordonatele polare ale sistemului care se mișcă odată cu vârful fisurii iar t este timpul.

Factorul de intensitate dinamic a tensiunii care caracterizează amplitudinea singularității elastice, variază neregulat în prima fază a încărcării. Undele de tensiune reflectate ce trec prin epruvetă se amestecă unele cu altele rezultând o distribuție de tensiuni foarte complexă și variabilă în timp. Factorul dinamic

instantaneu de intensitate a tensiunii depinde de magnitudinea undelor de tensiune distincte, ce traversează regiunea vârfului fisurii într-un anumit moment. Când undele de tensiune distincte sunt semnificative, este imposibilă determinarea factorului dinamic de intensitate a tensiunii folosind doar forța inițială.

S-a observat experimental că inițierea propagării unei fisuri staționare sau a unui defect de lungime a_0 în momentul $t = t_0$, are loc când valoarea factorului de intensitate al tensiunii K_{Id} la $t = t_0$ ($\dot{a}(t) = 0, a = a_0$) atinge o valoare critică. În plus, această valoare critică depinde de asemenea de valoarea deformației de la vârful fisurii. Această dependență reflectă deformațiile locale neliniare care au loc la vârful fisurii care în general sunt dependente de o valoare, cum este limita de elasticitate. Pentru corpuri ductile reflectă de asemenea dependența de procesele de apariție a golurilor și de creșterea acestora. În cazul unei fisuri staționare factorul dinamic de intensitate a tensiunii depinde de:

$$K_{Id} = K_{Id}(P(t), a(t), t) \quad (2.2)$$

unde $P(t)$ este forța aplicată, $a(t)$ este lungimea fisurii iar t este timpul.

Când fisura începe să se propage, criteriul de rupere trebuie modificat pentru a lua în considerare inerția materialului. În acest caz rezistența materialului la propagarea fisurii ar trebui să depindă de viteza de fisurare.

$$K_{Id}(P(t), a(t), \dot{a}(t)) = k(V)K_{Id}(P(t), a(t), 0) \quad (2.3)$$

unde $k(V)$ este o funcție universală ce depinde de viteza de fisurare.

Ecuția care exprimă propagarea fisurii pentru modul I de solicitare în condiții elasto-dinamice se poate scrie astfel:

$$K_{Id} = K_{Idcrit}(V) \quad (2.4)$$

unde K_{Id} este factorul instantaneu dinamic de intensitate a tensiunii iar K_{Idcrit} este rezistența materialului la propagare a fisurii care depinde de viteza de fisurare. În general K_{Id} nu are aceeași valoare ca și factorul static de intensitate al tensiunii. Factorul dinamic de intensitate al tensiunii poate fi exprimat prin următoarea relație [Atkinson, Eshlby, (1968); Sih, (1970); Freund, (1972); Rice, (1968); Freund, (1974)]:

$$K_{Id} = k(V)K_I(0) \quad (2.5)$$

unde k este o funcție universală de viteza de fisurare, V este viteza de fisurare instantanee iar $K_I(0)$ este factorul static de intensitate a tensiunii. Funcția $k(V) = 1$ când $V=0$ și descrește la 0 pe măsură ce V atinge viteza undelor Rayleigh. Unii autori recomandă următoarea expresie aproximativă pentru k [Rose, (1976), Gdoutos, (2005)] :

$$k(V) \approx \left(1 - \frac{V}{c_R}\right) \sqrt{1 - hV} \quad (2.6)$$

unde h este o funcție a vitezei undelor elastice și poate fi aproximată astfel:

$$h \approx \frac{2}{c_d} \left(\frac{c_s}{c_R}\right)^2 \left[1 - \left(\frac{c_s}{c_d}\right)\right]^2 \quad (2.7)$$

unde c_d – viteza undelor de dilatație (unde longitudinale)

c_s – viteza undelor de forfecare

c_R – viteza undelor Rayleigh

Relația (2.5) este valabilă pentru perioade mici de timp sau în corpuri infinite. Această relație neglijează undele de tensiune reflectate, unde care pot avea o influență majoră asupra câmpului de tensiuni de la vârful fisurii. Deoarece viteza

16 Stadiul actual al cercetărilor privind definirea parametrilor mecanici ai ruperii - 2

de fisurare este proporțională cu viteza undelor, relația (2.5) este valabilă atâta timp cât lungimea de propagare a fisurii ($a-a_0$) este mică în comparație cu dimensiunile epruvetei, deoarece undele de tensiune reflectate nu vor avea timp să atingă vârful fisurii. În epruvetele de dimensiuni finite, unde undele de tensiune se reflectă înapoi spre vârful fisurii, factorul dinamic de intensitate a tensiunii trebuie determinat experimental sau numeric de la caz la caz.

Alți autori recomandă pentru exprimarea factorului dinamic de intensitate al tensiunii următoarea relație [Freund, (1998)] :

$$k(V) = (1 - V / c_R) / \sqrt{1 - V / c_d} \quad (2.8)$$

Totodată în literatura de specialitate factorul de intensitate dinamic a tensiunii pentru modul I și II de rupere mai poate fi găsit și sub forma [Bouchbinder, Mathiesen, Procaccia, (2005)]:

$$k_I(V) = S \left(-\frac{1}{V} \right) \frac{1 - V / c_R}{\sqrt{1 - V / c_d}} \quad (2.9)$$

$$k_{II}(V) = S \left(-\frac{1}{V} \right) \frac{1 - V / c_R}{\sqrt{1 - V / c_S}}$$

iar

$$S(\zeta) = \exp \left[-\frac{1}{\pi} \int_{1/c_d}^{1/c_S} \tan^{-1} \left(\frac{4\eta^2 \sqrt{(\eta^2 - c_d^{-2})(c_S^{-2} - \eta^2)}}{(c_S^{-2} - 2\eta^2)^2} \right) \frac{d\eta}{\zeta + \eta} \right] \quad (2.10)$$

unde ζ este exponentul rugozității.

În multe situații se acceptă în general că factorul dinamic de intensitate al tensiunii este mai mic decât factorul static de intensitate. Aceasta se bazează în general pe corelația dintre $k(V)$ și raportul V/c_R [Dumitru, (2007)], (fig.2.1).

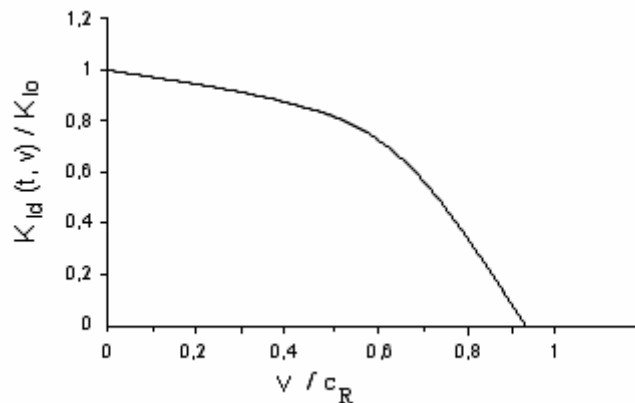


Fig.2.1. Variația $K_I(t, v) / K_{I0}$ în funcție de raportul dintre viteza de fisurare și viteza undelor Rayleigh.

În fig.2.1 se vede că atunci când $V=0$; $k(V)=1$ și când $V=c_R$; $k(V)=0$.

O tendință inversă a fost evidențiată prin aplicarea metodei Wiener – Hopf pentru o fisură de lungime finită, situată într-o placă infinită (fig.2.2)

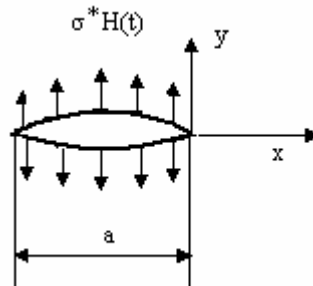


Fig.2.2. O fisură de lungime finită pe care se aplică instantaneu o presiune uniformă spațială de mărime σ^* .

La momentul $t=0$, în capătul din stânga al fisurii se aplică instantaneu o presiune uniformă spațială de mărime σ^* . Unda rezultantă din această încărcare corespunde unei stări plane de deformare. Condițiile de contur sunt următoarele:

$$\begin{aligned} \sigma_{yy}(x, 0, t) &= -\sigma^* H(t), -a < x < 0 \\ \sigma_{xy}(x, 0, t) &= 0, -\infty < x < \infty \\ u_y(x, 0, t) &= 0, -\infty < x < -a \text{ sau } 0 < t < \infty \end{aligned} \quad (2.11)$$

În figura 2.3 se prezintă o comparație între:

- factorul static de intensitate al tensiunii $K_I(\infty)$ calculat în ipoteza unei plăci încărcate cu σ^* aplicată static la infinit, placa având lungimea a , $K_I(a) = \sigma^* \sqrt{\pi a} / 2$;
- factorul dinamic de intensitate al tensiunii K_{Id}^0 calculat în ipoteza unei plăci la care o fisură cu lungimea semi-infinită este supusă unei încărcări instantanee cu intensitatea σ^* ;
- factorul dinamic de intensitate al tensiunii K_{Id} în ipoteza unei plăci infinite la care o fisură cu lungimea finită, a , este supusă unei încărcări instantanee cu intensitatea σ^* .

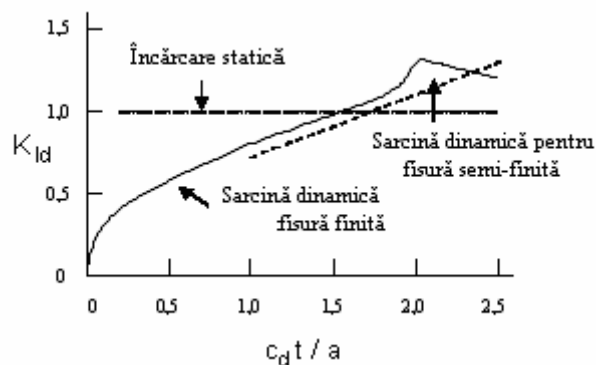


Fig.2.3 Variația raportului $K_{Id} / K(\infty)$ în funcție $c_d t / a$

Reprezentarea este dată în coordonate adimensionale. Analizând fig.2.3 se poate vedea cum în intervalul de timp $0 < t < a/c_d$, deci înainte ca frontul unde de dilatație pornită de pe muchia din stânga a fisurii să ajungă pe cea din dreapta,

curbele K_{Id}^0 și K_{Id} sunt identice. Pe măsură ce frontul undei de dilatație atinge muchia din dreapta fisurii, K_{Id} devine superior lui K_{Id}^0 . Aceasta se explică prin faptul că undele de dilatație determină o creștere a deplasărilor fețelor fisurii și deci și la o creștere a lui K_{Id} față de K_{Id}^0 .

Această creștere a lui K_{Id} are loc până la momentul de timp $t = a/c_R$ când sosește unda Rayleigh și când acest efect este atenuat.

Pentru un coeficient a lui Poisson $\nu = 0,3$ (valoarea care se i-a în general la oțeluri), $K_{Id} = 1,3 K_I(\infty)$. Acest fenomen de creștere a factorului dinamic de intensitate al tensiunii este cunoscut sub numele de *efect de suprasarcină*.

Problema se complică și mai mult pe măsură ce undele de dilatație reflectate de pe muchia din stânga a fisurii se reîntorc pe muchia din dreapta. Soluțiile numerice ale acestor probleme sunt date în literatură [Chen , (1976); (1977)]. Se vede deci că această problemă a stabilirii raportului dintre factorul dinamic de intensitate al tensiunii și factorul static nu are încă o soluție unică.

Pentru un corp infinit sau pentru o perioadă de timp scurtă, Freund [Freund, (1972)] a arătat că, cantitatea de energie eliberată dinamic poate fi exprimată astfel:

$$G(t) = g(V)G(0) \quad (2.12)$$

unde g este o funcție universală a vitezei de fisurare și care poate fi aproximată astfel:

$$g(V) \approx 1 - V/c_R \quad (2.13)$$

folosind toate relațiile de mai sus obținem astfel următoarea relație :

$$G(t) = A(V) \frac{K_{Id}^2}{E'} \quad (2.14)$$

unde

$$A(V) \approx \left[\left(1 - \frac{V}{c_R} \right) (1 - hV) \right]^{-1} \quad (2.15)$$

Când zona plastică din fața unei fisuri ce se propagă este mică, K_{Id} definește doar câmpul de tensiuni, deformații și deplasări din jurul vârfului fisurii, dar dependența unghiulară dintre acestea este diferită decât în cazul solicitării statice.

2.2.2. Integrala J în regim dinamic

S-a observat că majoritatea solicitărilor dinamice sunt însoțite de deformații plastice considerabile, ceea ce duce la imposibilitatea utilizării ca parametru de rupere a factorului dinamic de intensitate al tensiunii K_{Id} . Din acest motiv câmpul de tensiune și deformații din vecinătatea unei fisuri aflate într-un corp cu comportare elasto-plastică este exprimat prin intermediul integralei dinamice J_d .

În condiții de încărcare statică determinarea acestui parametru este relativ ușoară, Rice găsind o cale independentă de exprimare a acesteia în funcție de zona de tensiune-deformație de la vârful fisurii în condițiile unei încărcări elasto-plastice. În cazul unei încărcări dinamice la determinarea integralei J_d trebuie să se țină cont însă și de inerția materialului din vecinătatea vârfului fisurii [Sechei, (2007.a)].

Energia potențială este în general definită ca energia degajată de corp pe unitatea de lungime a fisurii în extensie. O definiție mai precisă a acesteia [Moran,

Shih, (1987)] implică lucrul mecanic care are loc la vârful fisurii. Considerăm un contur infinit mic Γ în jurul fisurii într-un corp bidimensional (fig.2.4).

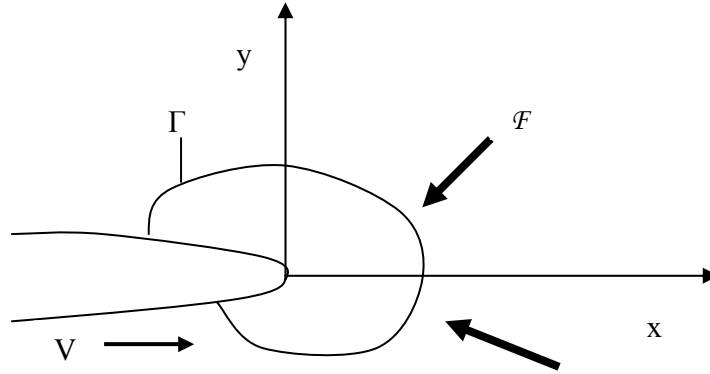


Fig. 2.4 Fluxul de energie într-un contur mic, la vârful unei fisuri ce se propagă.

Energia degajată este egală cu energia din vârful fisurii, împărțită la viteza de fisurare:

$$J_d = F / V \quad (2.16)$$

unde F este energia din aria delimitată de Γ , iar V este viteza de fisurare. Expresia generalizată a energiei potențiale, incluzând efectele inerției, este dată de:

$$J_d = \lim_{\Gamma \rightarrow 0} \int_{\Gamma} \left[(w + T) dy - \sigma_{ij} n_j \frac{\partial u_i}{\partial x} ds \right] \quad (2.17)$$

unde w este energia specifică de deformație și este definită sub forma:

$$w = \int_0^{\varepsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} \quad (2.18)$$

unde ε_{ij} este tensorul deformațiilor specifice definit în fiecare punct din plan iar σ_{ij} este tensorul tensiunilor.

T este densitatea energiei cinetice pe unitate de volum la $t = 0$ și se exprimă astfel:

$$T = \frac{1}{2} \rho \left(\frac{\partial u_i}{\partial t} \right)^2 \quad (2.19)$$

Γ este un contur infinit mic care se află în planul principal normal la s , iar n este vectorul unitate normal la Γ .

Pentru determinarea integralei dinamice J_d la un material cu comportare variabilă în timp, este mai convenabil să exprimăm pe w în următoarea formă:

$$w = \int_{t_0}^t \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij} dt \quad (2.20)$$

Spre deosebire de integrala J convențională, conturul în relația (2.17) nu poate fi ales arbitrar. Considerăm spre exemplu un corp fisurat, sollicitat dinamic, pe care unele de tensiune se reflectă liber pe suprafață. Dacă integrala din relația

(2.17) ar fi calculată pe două contururi alese arbitrar, dar aflate la distanțe finite de vârful fisurii, iar prin unul din contururi trece o undă de tensiune, valorile acestor integrale ar fi diferite. De aceea integrala dinamică J_d generalizată depinde de conturul de integrare exceptând cazul vecinătății imediate a vârfului fisurii. Dacă totuși $T = 0$ în toate punctele corpului, integrala din relația (2.17) se reduce la forma inițială a integralei J .

Forma relației (2.17) nu este foarte convenabilă pentru efectuarea calculelor numerice deoarece este extrem de dificil să se obțină o precizie numerică adecvată prin integrarea pe un contur foarte aproape de vârful fisurii. Din fericire, relația (2.17) poate fi exprimată într-o varietate de forme care sunt mai potrivite pentru efectuarea calculelor numerice.

În cazul aplicării unei sarcini variabile unei fisuri staționare Nakamura [Nakamura, Shih, Freund, (1986); Nakamura, Shih, Freund, (1989)] a studiat efectele pe care le produce inerția și a arătat că în multe cazuri aceste efecte pot fi neglijate. Ei au observat că comportamentul unei epruvete solicitate dinamic poate fi caracterizat printr-o perioadă de răspuns relativ mică, dominată de unde de tensiune discrete, și o perioadă de răspuns mai mare care este de fapt cvasi-statică. La momente de timp intermediare, efectele globale ale inerției sunt semnificante, dar oscilațiile locale la fisură sunt mici, datorită faptului că energia cinetică este absorbită de zona plastică. Pentru a distinge răspunsul perioadei mici de cel al perioadei mari, Nakamura a definit un *timp de tranziție* t_r în care energia cinetică și energia de deformație (energia absorbită de epruvetă) sunt egale. Efectele inerției sunt dominante înainte de timpul de tranziție, dar energia de deformație domină pe perioade de timp mai mari decât perioada de tranziție. În al doilea caz un câmp dominant al integralei J_d ar trebui să existe lângă vârful fisurii și o relație statică poate fi folosită pentru determinarea integralei J_d folosind forța și deplasarea totală.

Deoarece nu este posibilă măsurarea separată a energiilor cinetice și de deformație în timpul unei încercări de mecanica ruperii, Nakamura ș.a. au realizat un model simplu de estimare a energiei cinetice și a timpului de tranziție într-o epruvetă cu rezemare în trei puncte, fig.2.5.

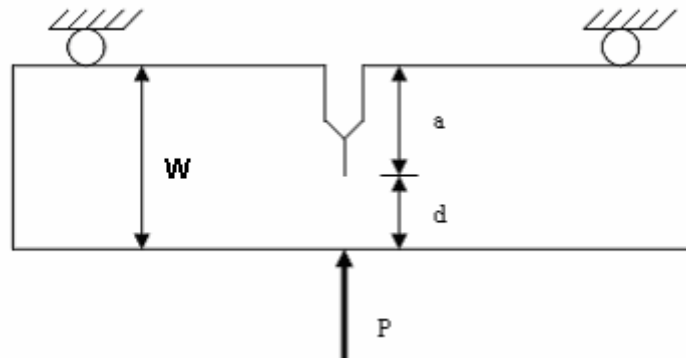


Fig.2.5. Epruvetă cu rezemare în trei puncte.

Acest model a fost bazat pe teoria Bernoulli-Euler și s-a presupus că energia cinetică în momentul inițial este dominată de comportarea elastică a epruvetei. Unirea relațiilor dintre deplasarea linie – forță și energia de deformație a unei epruvete cu rezemare în trei puncte duce la obținerea unei relații aproximative pentru raportul dintre energia cinetică și energia de deformație:

$$\frac{E_c}{U} = \left(\Lambda \cdot \frac{W \cdot \dot{\Delta}(t)}{c_d \cdot \Delta(t)} \right)^2 \quad (2.21)$$

unde:

E_c este energia cinetică

U este energia de deformație

W este lățimea epruvetei

Δ este curba deplasarea liniei – forță

$\dot{\Delta}$ este rata deplasării

c_d este viteza undelor longitudinale

Λ este un factor geometric care pentru o epruvetă încovoiată se calculează cu relația:

$$\Lambda = \sqrt{\frac{S \cdot B \cdot E \cdot C}{W}}$$

unde S este distanța dintre reazeme

B este grosimea epruvetei

E este modulul de elasticitate

Avantajul relației (2.21) constă în faptul că deplasarea și rata deplasării pot fi măsurate experimental. Timpul de tranziție este definit în timpul încercării ca momentul în care raportul $E_c/U = 1$. Pentru a obține o expresie explicită pentru t_T , este convenabil să introducem un coeficient de deplasare adimensional D :

$$D = \frac{t \cdot \dot{\Delta}(t)}{\Delta(t)} \Big|_{t_T} \quad (2.22)$$

Combinând relația (2.21) cu (2.22) și punând condiția $E_c/U = 1$ obținem:

$$t_T = D \Lambda \frac{b}{c_d} \quad (2.23)$$

Acest model este valabil doar după ce undele de tensiune au traversat lățimea epruvetei de câteva ori.

Când $t \gg t_T$, efectele inerției sunt neglijabile și modelul cvasi-static de calcul al integralei J poate fi aplicat cu succes. S-a observat că acest model se poate aplica în general la materiale ductile.

2.2.3. Deschiderea la vârful fisurii (DVF) în regim dinamic

Apariția fenomenului de curgere plastică la vârful unei fisurii poate conduce la deplasări importante ale suprafețelor de rupere, care se produc la începutul propagării stabile a fisurii. Deschiderea de la vârful fisurii reprezintă de fapt deplasarea v pe verticală ale flancurilor fisurii. Locul geometric al deplasărilor v , situate pe frontiera care separă zona elasto-plastică de cea elastică constituie cea ce noi numim deplasarea de la vârful fisurii notată δ sau DVF .

Pentru materialele la care teoria liniar-elastică a ruperii nu mai este aplicabilă parametrul deschiderii de la vârful fisurii poate fi utilizat întrucât în acest caz extensia fisurii este determinată exclusiv de fenomenele care au loc la vârful acesteia.

Parametrul deschiderii de la vârful fisurii a fost introdus de englezi și deși determinarea tenacității în domeniul elasto-plastic este mult mai ușoară folosind

22 Stadiul actual al cercetărilor privind definirea parametrilor mecanici ai ruperii - 2

integrala J , metoda DVF se consideră a fi superioară pentru cazul când se schimbă modul de rupere [Sreenivasan, Vaidyanathan, Rodriguez, (1996)].
Dacă ținem cont de figura de mai jos deplasarea deschiderii vârfului fisurii poate fi exprimată de relația [Rintamaa, (1996)]:

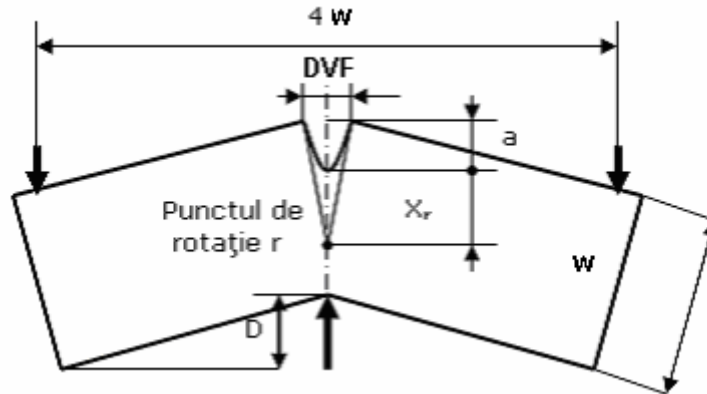


Fig.2.6 Deschiderea de la vârful fisurii.

$$DVF = r \cdot \left(1 - \frac{a}{W}\right) \cdot D + \frac{a}{W} \cdot D \quad (2.24)$$

unde

D este săgeata remanentă a epruvetei

a este lungimea fisurii

W este lățimea epruvetei

$4W$ este distanța dintre reazeme

X_r distanța de la punctul de rotație până la vârful fisurii

r este un coeficient de rotație adimensional și este exprimat prin raportul

$$r = \frac{X_r}{(W - a)}$$

Din păcate acest model de calcul este incorect atunci când deplasarea este cu precădere elastică, el aplicându-se doar în cazul când deplasările sunt plastice. Din acest motiv s-a adoptat un model modificat în care deplasările sunt separate într-o componentă plastică și una elastică.

Astfel pentru cazul unei solicitări în regim dinamic deschiderea de la vârful fisurii DVF_d sau δ_d este suma deplasării elastice δ_{el} și a celei plastice δ_{pl} dată de relația [Sreenivasan, (1996); Sreenivasan, Shastry, (2003); Server, (1978)]:

$$\delta_d = \delta_{pl} + \delta_{el} \quad (2.25)$$

Componenta elastică este dată de relația:

$$\delta_{el} = \frac{K^2 \cdot (1 - \nu^2)}{2 \cdot \sigma_{cd} \cdot E} \quad (2.26)$$

unde

$$\sigma_{cd} = \frac{2,99 \cdot F_c \cdot b}{B \cdot (W - a)^2} \quad (2.27)$$

- σ_{cd} este limita de curgere dinamică

- F_c este forța corespunzătoare începerii curgerii materialului.
- a este lungimea fisurii
- B este grosimea
- W este lățimea epruvetei
- ν este coeficientul lui Poisson
- K se calculează cu relația : $K = 4,67 F_i$
- unde F_i este forța corespunzătoare momentului de inițiere al fisurii în regim static.

Componenta plastică se poate exprima la rândul ei prin relația:

$$\delta_{pl} = 0,16 \cdot d_{pl} \quad (2.28)$$

unde d_{pl} este componenta plastică a săgeții remanente.

Pentru ca deschiderea de la vârful fisurii să poată fi folosit ca parametru în mecanica rupei el se corelează fie cu factorul de intensitate a tensiunii fie cu integrala J .

Un exemplu este următoarea relație unde pentru cazul stării plane de tensiune deschiderea de la vârful fisurii în regim dinamic este corelată cu factorul dinamic de intensitate a tensiunii [Weisbrod, Rittel, (2000)]:

$$DVF(t)_{(r,\theta=n)} = K_{Id} \frac{8 \cdot (1-\nu^2)}{E} \sqrt{\frac{r}{2n}} \quad (2.29)$$

unde ν este coeficientul lui Poisson

E este modulul de elasticitate

r este distanța până într-un anumit punct

O altă corelare, de astă dată între deschiderea dinamică de la vârful fisurii și integrala dinamică J_d este dată de Shih. Această relație a fost obținută utilizând principiul singularității HRR [Hutchinson, (1968); Rice, Rosengren, (1968)] pentru materialele la care apare ecrusarea sau întărirea.

Astfel pentru aceste materiale limita de curgere σ și deformația ε sunt exprimate astfel :

$$\frac{\sigma}{\sigma_0} = a \cdot \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} \right)^n \quad (2.30)$$

unde a și n sunt constante de material, n fiind denumit exponentul ecrusării, iar σ_0 și ε_0 sunt tensiunea și deformația de inițiale.

Utilizând sistemul de coordonate standard pentru vârful fisurii, fig.2.7, deschiderea la vârful fisurii $\delta(r,t,n)$ este :

$$\delta(r,t,n) = a\varepsilon_0 \left\{ \frac{J(t)}{a\sigma_0\varepsilon_0 I_n} \right\}^{\frac{n}{n+1}} r^{\frac{1}{n+1}} [2\tilde{u}_2(n,n)] \quad (2.31)$$

unde I_n este o constantă de întregare

J este valoarea integralei J .

Componenta deplasării x_1 a punctelor de pe flancurile fisurii este :

$$u_1(r,t,n) = a\varepsilon_0 \left\{ \frac{J(t)}{a\sigma_0\varepsilon_0 I_n} \right\}^{\frac{n}{n+1}} r^{\frac{1}{n+1}} [2\tilde{u}_1(n,n)] \quad (2.32)$$

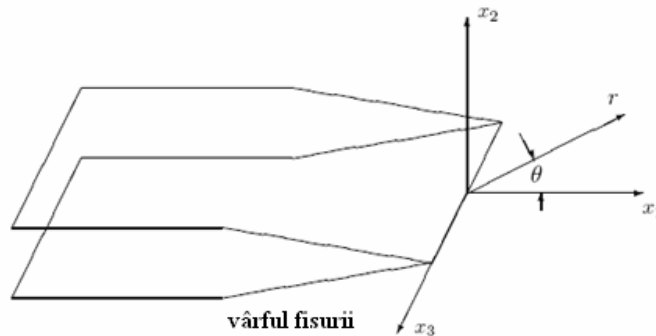


Fig.2.7. Sistemul de coordonate la vârful fisurii.

Definind deschiderea de la vârful fisurii δ pe baza distanței dintre punctele obținute prin intersecția liniilor care marchează flancurile fisurii cu două segmente duse prin vârful fisurii, și care sunt înclinate cu $\pm 135^\circ$ obținem relația, fig.2.8 :

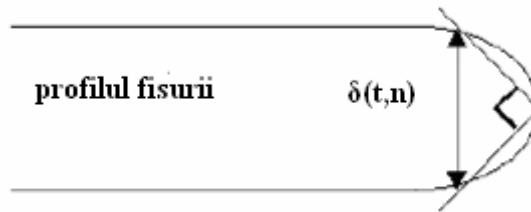


Fig. 2.8. Locația deplasării de la vârful fisurii.

$$\delta_d(t, n) = d_n(n) \frac{J_d(t)}{\sigma_0} \quad (2.33)$$

unde $d_n(n)$ este o constantă adimensională de material și este definit astfel :

$$d_n(n) = (\alpha \varepsilon_0)_n \frac{1}{\tilde{u}_1(n) + \tilde{u}_2(n)} \frac{1}{n} \frac{2\tilde{u}_2(n)}{I_n} \quad (2.34)$$

2.3. Tenacitatea dinamică la rupere a materialului

2.3.1. Tenacitatea dinamică K_{Idc}

2.3.1.1. Tenacitatea dinamică la inițierea fisurii

Tenacitatea unui material reprezintă rezistența cu care acesta se opune fisurării.

S-a observat experimental că o fisură staționară începe să se propage, la momentul $t = t_i$, când valoarea instantanee a factorului de intensitate a tensiunii atinge o anumită valoare critică, exact ca și în cazul unei ruperi cvasi-stactice.

Prin urmare criteriul inițierii fisurii poate fi enunțat astfel [Ravi-Chandar, (2004)]:

$$K_{Id}(t_i) = K_{Idc}(T, \dot{K}_{Id}) \quad (2.35)$$

unde t_i reprezintă momentul inițierii fisurii

Partea dreaptă a relației reprezintă *tenacitatea dinamică a materialului*, care după cum se poate vedea depinde atât de temperatura T cât și de rata de încărcare a sarcinii aplicate \dot{K}_{Id} . Dependența tenacității în funcție de temperatură decurge ori din creșterea ductilității odată cu creșterea temperaturii ori datorită încălzirii materialului asociată cu apariția deformațiilor plastice în zona de la vârful fisurii, ori o combinație a acestora. Dependența în funcție de rata de încărcare poate avea două surse, și anume: una care apare datorită influenței ratei de încărcare asupra comportării rigide a materialului în zona procesului de rupere sau alta care apare datorită naturii inerțiale a extinderii câmpului de tensiuni în imediata vecinătate a vârfului fisurii și în zona procesului de rupere. O consecință importantă a contribuției inerției este aceea că și la materiale convențional rigide cu o energie de rupere constantă criteriul creșterii fisurii exprimată în relația (2.35) trebuie să arate influența ratei de încărcare.

Partea stângă a relației (2.35) reprezintă valoarea factorului dinamic de intensitate a tensiunii în momentul t_i când fisura începe să se propage. Metodele pentru determinarea analitică a variației factorului dinamic de intensitate a tensiunii în raport cu timpul au fost discutate în mai multe articole de Freund [Freund (1990)], Broberg [Broberg, (1999)] sau Slepyan [Slepyan, (2002)].

2.3.1.2. Tenacitatea dinamică la propagarea fisurii

Odată ce propagarea în condiții dinamice a fisurii a fost inițiată, creșterea ulterioară a acesteia trebuie determinată printr-un criteriu separat ce caracterizează ponderea ratei de energie în timpul creșterii.

Câmpul dinamic de tensiune din imediata vecinătate a unei fisuri în creștere este în continuare caracterizat de factorul dinamic de intensitate a tensiunii, dar acum acesta este în funcție de încărcare, timp, poziția și viteza de fisurare. Pe de altă parte, tenacitatea dinamică a materialului depinde acum de viteza de fisurare, temperatură și rata de încărcare.

Astfel criteriul creșterii dinamice a fisurii va fi exprimat astfel [Ravi-Chandar, (2004)]:

$$K_{ID}(t, V) = K_{ID}(V, T, \dot{K}_{Id}) \quad (2.36)$$

Indicele D s-a folosit pentru a indica diferența dintre tenacitatea în momentul inițierii fisurii și tenacitatea creșterii fisurii. Partea dreaptă reprezintă tenacitatea dinamică a materialului ce va fi determinată experimental iar partea stângă a relației reprezintă factorul dinamic de intensitate a tensiunii.

O diagramă schematică a tenacității dinamice de creștere a fisurii este dată în fig.2.9.

În simulările numerice, extensia fisurii trebuie impusă într-o astfel de manieră încât relația (2.36) să fie satisfăcută pentru fiecare creștere în timp. Totuși când se folosește relația (2.36) în probleme de creștere dinamică a fisurii trebuie să se țină seama de faptul că punctul de inițiere a fisurii nu se află pe curba ce caracterizează criteriul creșterii dinamice a fisurii.

Astfel:

$$K_{ID}(V \rightarrow 0; T, \dot{K}_{ID}) \neq K_{IDc}(T, \dot{K}_{ID}) \quad (2.37)$$

Acest lucru poate fi posibil doar datorită teșirii fisurii inițiale, datorită ratei de dependențe intrinsecă a materialului sau datorită efectelor inerției.

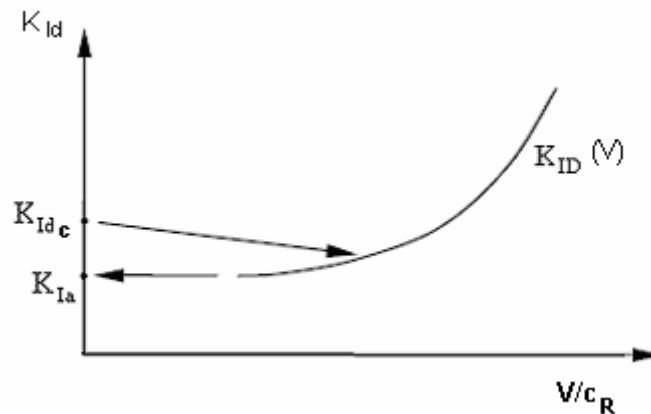


Fig.2.9 Criteriul creșterii fisurii.

O consecință interesantă a acestei diferențe între tenacitatea inițierii fisurii și tenacitatea creșterii fisurii este aceea că imediat după inițiere, fisura v-a crește brusc cu o viteză finită considerabilă după cum arată și săgeata din fig.2.9. Variațiile măsurătorilor efectuate în cadrul încercărilor experimentale pentru determinarea $K_{ID}(V, T, \dot{K}_I^d)$ pe epruvete cu diferite geometrii și la scheme de încărcare diferite nu au fost complet rezolvate. Totodată a fost raportat faptul că măsurătorile sunt ambigue, adică accelerând și deaccelerând fisurile obținem comportări total diferite. Aceste discrepanțe au fost predominante mai mult la materialele fragile decât la cele ductile. Oprirea fisurii nu apare natural în limita $K_{ID}(V \rightarrow 0, T, \dot{K}_I^d)$, fiind nevoie astfel de enunțarea unui criteriu separat de oprire a fisurii. Acest lucru este atribuit faptului că pe măsură ce $V \rightarrow 0$ viteza de fisurare este foarte sensibilă la micile schimbări ale factorului de intensitate a tensiunii, făcând astfel ca criteriul creșterii fisurii să nu poate trata într-o manieră sigură oprirea fisurii.

2.3.1.3. Tenacitatea dinamică la oprirea fisurii

Fenomenul de trecere al unei fisuri din stare dinamică în stare statică este denumit oprire a ruperii sau inhibare a propagării fisurii. Inhibarea propagării unei fisuri poate apare atât la ruperi fragile cât mai ales la ruperi ductile. În anumite condiții chiar și fisurile ce se propagă cu viteze foarte mari pot fi încetinite sau oprite. Aceasta confirmă existența unui mecanism de inhibare a propagării fisurii, din studiul căruia pot rezulta anumite măsuri în vederea diminuării distrugerilor catastrofale, datorate propagării fisurii.

Problema opririi fisurilor are o semnificație teoretică și practică deosebită. Modul în care se transmit sarcinile într-un anumit sistem joacă un rol important în

oprirea fisurilor. Când energia de rezervă se păstrează aproximativ constantă în zona vârfului fisurilor, aceasta continuă să înainteze.

Această situație apare în general în cazul când fisura este situată într-un câmp de tensiuni uniform (omogen).

Cu totul alta este situația atunci când fisura se propagă în condițiile unor deplasări constante și când fisura se poate opri întrucât energia de rezervă din zona adiacentă scade în timp. Când distanța dintre sursa generatoare de energie (lucru mecanic de deformare) și vârful fisurii crește în timp, capacitatea sistemului de a opri fisura crește.

Cel mai simplu mod de abordare a opririi fisurii are la bază teoria lui Griffith [Edwards, Wanhill, (1983)]. Ruperea în acest caz este estompată atunci când energia disponibilă pe unitatea de suprafață a fisurii în extensie, G , atinge valoarea energiei necesare creerii unei suprafețe egale cu unitatea, notată R și care mai este denumită și rezistența la fisurare ($G = R$).

În cele mai multe cazuri rezistența la fisurare R , nu este constantă, aceasta fiind dependentă de propagarea fisurii.

În condițiile unei sarcini prin șoc caracterizate printr-o viteză de deformare ridicată, materialul din zona adiacentă vârfului fisurii se deformează obținând o limită de curgere ridicată. Creșterea limitei de curgere este însoțită de reducerea deformațiilor plastice la vârful fisurii, fapt care se reflectă în principal prin micșorarea rezistenței la fisurare.

Oprirea fisurii nu este inversul inițierii fisurii prin urmare tenacitatea de inițiere a fisurii nu este relevantă pentru oprirea fisurii; de asemenea, caracterizarea criteriului propagării fisurii la viteze foarte mici este destul de dificilă. Acest lucru poate fi apreciat prin creșterea abruptă a vitezei de fisurare cu o mică schimbare a factorului dinamic de intensitate a tensiunii, îndeosebi la materialele fragile. Împrăștierea mare a datelor obținute în acest regim a dus la enunțarea unui criteriu separat pentru oprirea fisurii [Ravi-Chandar, (2004)]: *tenacitatea dinamică la oprirea fisurii* este definită ca valoarea cea mai mică a factorului dinamic de intensitate a tensiunii pentru care creșterea fisurii nu mai poate fi menținută, astfel fisura se oprește când:

$$K_{Id}(t) < K_{Ia}(T) \quad (2.38)$$

unde t – timpul

T – temperatura

Tenacitatea la oprirea fisurii este un concept ce poate îmbunătăți proiectarea securității unei componente. Dacă factorul dinamic de intensitate a tensiunii a unei fisuri în orice structură nu depășește valoarea lui $K_{Ia}(T)$ atunci creșterea unei fisuri nu poate fi susținută și ca urmare structura nu este susceptibilă la creșterea în regim dinamic a unei fisuri.

Tenacitatea la oprirea fisurii este un parametru de material, iar determinarea lui se face printr-o analiza statică deși este clar că fenomenul de creștere și de oprire a fisurii este dinamic. Analiza statică se justifică prin faptul că oferă o estimare conservativă a tenacității la oprirea fisurii.

Factorul de intensitate al tensiunii la oprirea fisurii se consideră a fi tenacitatea la oprirea fisurii, K_{Ia} , dacă următoarele condiții sunt îndeplinite:

- creșterea fisurii în timpul încercării de oprire trebuie să fie cel puțin mai mare decât starea de tensiune plană a zonei plastice corespunzătoare lui K_0
- grosimea $B \geq (K_a / \sigma_{cd})$, unde σ_{cd} este limita de curgere dinamică
- porțiunea care a rămas neruptă trebuie să fie mai mare decât $0,5b$ și $1,25(K_a / \sigma_{cd})$.

Astfel în practică se folosesc două metode pentru oprirea unei fisuri:

- fie alegerea unui material cu o valoare mare a tenacității la oprirea fisurii K_{Ia} astfel încât acea structură să nu experimenteze apariția unui factor dinamic de intensitate a tensiunii care să depășească aceea valoare, lucru destul de greu de realizat deoarece $K_{Ia} < K_{Id}$
- fie realizarea unei analize dinamice pe o structură anume și controlarea riguroasă a extinderii fisurii prin proiectarea structurii și prin plasarea unor opritori de fisurare, deflectori sau a unor benzi rezistente la rupere (vapoare, avioane).

Standardul ASTM a dezvoltat o procedură standard E-1221-96 pentru determinarea experimentală a tenacității la oprirea fisurii, K_{Ia} , pentru oțelurile ferite. Interpretarea datelor experimentale în standardul E-1221 se face printr-o analiză statică deși fenomenul de propagare și oprire a fisurii este clar dinamic, analiza statică fiind justificată pe baza faptului că ea asigură o estimare conservativă a tenacității la oprirea fisurii.

Pentru determinarea tenacității dinamice K_{Id} se folosesc mai multe metode, unele experimentale, altele analitice sau numerice, toate bazându-se însă pe formulele folosite pentru cazul static de solicitare în care s-au introdus și efectele inerției. Dintre acestea amintim modelul teoretic de rupere ductilă pentru oțeluri structurale propus de Qiu [Qiu, Enoki, Kawaguchi, Kishi, (2002)], model cu ajutorul căruia se poate evalua tenacitatea dinamică K_{Id} prin intermediul a două componente: tenacitatea dinamică a apariției forțate a golurilor $K_{Id,n}$ și tenacitatea dinamică a creșterii forțate a golurilor $K_{Id,g}$, precum și metoda propusă de Kobayashi care se bazează pe energia absorbită în timpul rupei [Kobayashi, (1989)].

2.3.2. Tenacitatea dinamică J_{Id}

În cazul unor materiale ductile a căror rupere se produce în domeniul elasto-plastic, datorită deformațiilor mari care au loc la vârful fisurii, tenacitatea dinamică nu mai poate fi exprimată în funcție de valoarea critică a factorului dinamic de intensitate a tensiunii în momentul inițierii fisurii. Din acest motiv tenacitatea dinamică se exprimă prin intermediul valorii integralei dinamice critice J în punctul corespunzător inițierii fisurii.

Tenacitatea dinamică J_{Id} se calculează cu relația lui Rice [Rice, (1973)]:

$$J_{Id} = \frac{2E_I}{B(b-a)} \quad (2.39)$$

unde E_I este energia corespunzătoare inițierii fisurii, energie determinată cu ajutorul punctului de inițiere a fisurii.

Pentru a determina punctul de inițiere a fisurii au fost concepute mai multe metode. Dintre ele amintim metoda ratei de modificare a complianței [Kobayashi, (1993)], folosită atât pentru determinarea punctului de inițiere a fisurii cât și pentru trasarea curbei $J_d - R$, curba de propagare a fisurii.

2.3.3. Deschiderea critică la vârful fisurii δ_{Id} , în regim dinamic

Tenacitatea dinamică în domeniul elasto-plastic poate fi determinată și prin intermediul deschiderii dinamice de la vârful fisurii δ_{Id} , deși în regim de solicitare dinamic acest lucru este destul de dificil. Tenacitatea dinamică astfel exprimată,

reprezintă de fapt valoarea deschiderii de la vârful fisurii în momentul inițierii fisurii și odată exprimată ea se corelează cu tenacitatea dinamică K_{Id} sau J_{Id} .

Deschiderea de la vârful fisurii în regim dinamic δ_{Id} se calculează folosind curba forță-deplasare [Shanmugam, (1995)]:

$$J_{Id} = \sigma_c \cdot \delta_{Id} \quad (2.40)$$

unde σ_c – limita de curgere în regim dinamic și se exprimă prin relația:

$$\sigma_c = \frac{1,425 \cdot (P_c + P_M)}{(W - a)^2} \quad (2.41)$$

unde P_M – valoarea forței maxime

P_c – valoarea forței de curgere

Iar dacă J_{Id} se exprimă prin relația:

$$J_{Id} = \frac{2E_d}{B(W - a)} \quad (2.42)$$

unde E_d - energia corespunzătoare unei anumite deplasări, în cazul nostru deplasarea corespunzătoare inițierii fisurii

B – grosimea epruvetei

W - lățimea epruvetei

a – lungimea fisurii

atunci deplasarea dinamică de la vârful fisurii va fi:

$$\delta_{Id} = \frac{1,403 \cdot E_d \cdot (W - a)}{B \cdot (P_c + P_M)} \quad (2.43)$$

Freund a dat de asemenea o relație prin care tenacitatea dinamică K_{Id} este corelată cu deschiderea dinamică de la vârful fisurii. Astfel știm că [Freund, (1998)]:

$$K_{Iu} = \lim_{r \rightarrow 0} \frac{E}{4 \cdot (1 - u^2)} \sqrt{\frac{2\pi}{r}} \cdot \delta(r) \quad (2.44)$$

unde K_{Iu} este factorul de intensitate a tensiunii la deplasare

r este distanța de la vârful fisurii la un punct considerat al deschiderii fisurii

$\delta(r)$ este deschiderea de la vârful fisurii

Astfel putem determina tenacitatea dinamică K_{Id} folosind relația:

$$K_{Id} = K_{Iu} \frac{(1 - u) \cdot (4 \cdot a_d \cdot a_s - 1 - a_s^2)^2}{a_d \cdot (1 - a_s^2)} \quad (2.45)$$

cu

$$a_d = \sqrt{1 - \frac{V^2}{c_d^2}} \quad (2.46)$$

iar

$$a_s = \sqrt{1 - \frac{V^2}{c_s^2}} \quad (2.47)$$

unde V - viteza de fisurare

c_d – viteza undelor de dilatație (unde longitudinale)

c_s – viteza undelor de forfecare

u – coeficientul lui Poisson

2.4. Particularități ale tenacității la rupere în regim dinamic

Spre deosebire de tenacitatea la rupere a materialelor în regim static, tenacitatea dinamică a materialelor are în general valori mult mai scăzute. După cum am amintit mai sus tenacitatea dinamică este un parametru care depinde de viteza de fisurare, de temperatură și de rata încărcării aplicate. În cele ce urmează vor fi prezentate câteva exemple ce susțin aceste afirmații [Sechei, (2007.b)].

Marea majoritate a cercetărilor experimentale privind influența vitezei de deformare au arătat că vitezele mari inhibă deformarea, adică odată cu creșterea vitezei de deformare se majorează caracteristicile mecanice, deci capacitatea de deformare se micșorează, fapt ce conduce până la o anumită limită la micșorarea tenacității dinamice K_{Id} . La viteze de deformare foarte mari sau la viteze de propagare a fisurilor ridicate, se înregistrează o nouă creștere a lui K_{Id} [Rubio, (1999)].

O astfel de influență a vitezei de fisurare asupra tenacității dinamice se poate observa în fig.2.10, unde se poate vedea cum tenacitatea dinamică crește asimptotic cu viteza de fisurare [Dumitru, (2007)]:

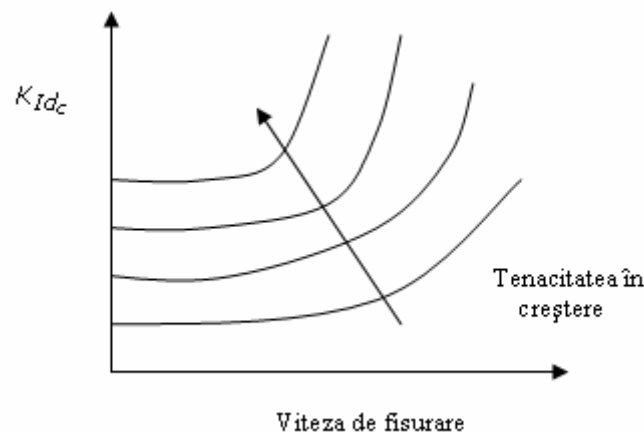


Fig.2.10. Influența vitezei de fisurare asupra tenacității dinamice.

Capacitatea de deformare plastică este dependentă și de temperatură. Cu cât temperatura este mai mare cu atât crește capacitatea de deformare a materialului. Urmarea acestui lucru este scăderea vitezei de propagare a fisurii, deci tenacitatea dinamică, ca de astfel și tenacitatea statică, crește odată cu creșterea temperaturii. În fig.2.11 este prezentată variația tenacității la rupere în funcție de viteza de deformare sau de propagare a fisurii pentru diferite temperaturi [Kuntiyawichai (2003)].

Cu toate acestea, după cum se vede în fig. 2.11, chiar dacă tenacitatea dinamică crește odată cu temperatura ea are totuși valori mult mai scăzute decât tenacitatea statică a materialului.

În fig. 2.12 sunt indicate diagramele de variație a tenacității dinamice și statice a oțelului A 302-B într-un domeniu de variație a temperaturii cuprins între -200°C și -20°C .

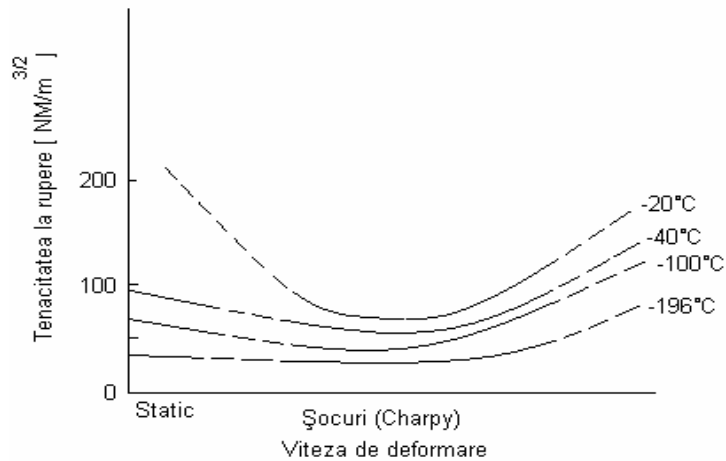


Fig.2.11. Variația tenacității la rupere în funcție de viteza de deformare și temperatură.

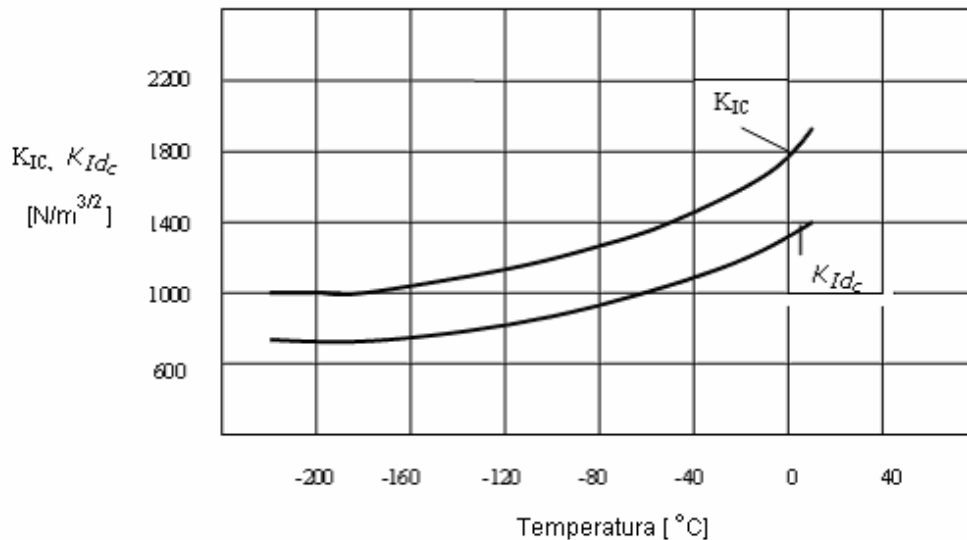


Fig.2.12. Variația lui K_{Ic} și K_{Idc} în funcție de temperatură pentru oțelul A 302-B.

În fig.2.13 se poate vedea influența ratei de încărcare asupra tenacității materialului. Se poate vedea foarte clar că tenacitatea materialului scade odată cu creșterea ratei de încărcare. Tenacitatea materialului corespunzătoare unei rate de încărcare mari (solicitare în regim dinamic), K_{Idc} , este mult mai mică decât tenacitatea corespunzătoare unei rate de încărcare mici (solicitare în regim static), K_{Ic} , a aceluiași material [Moran (1987)].

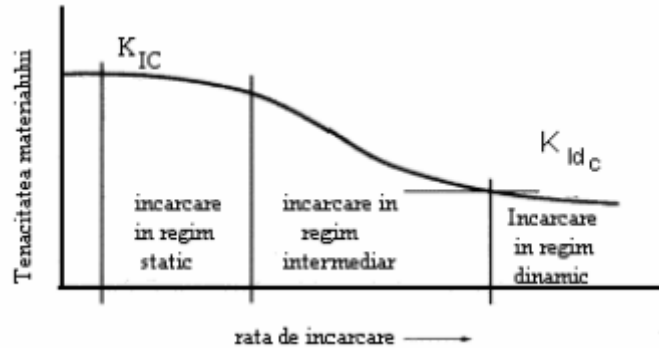


Fig.2.13. Influența încărcării asupra tenacității la rupere a materialelor.

După cum se poate vedea în fig.2.14 cu cât viteza de încărcare este mai mare cu atât tenacitatea materialului este mai ridicată dar pentru perioade tot mai scurte de timp [Kobayashi (1989)].

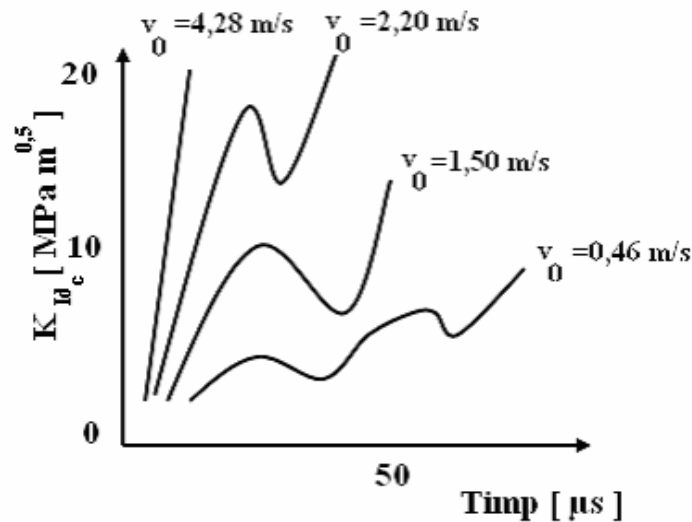


Fig.2.14. Influența vitezei de încărcare asupra tenacității dinamice la rupere pentru un oțel.

Concluzia ce se desprinde ca urmare a prezentării acestor particularități este că tenacitatea materialului în regim dinamic de solicitare este mult mai mică decât cea obținută în regim static de solicitare. De aceea determinarea lui K_{Id} este absolut necesară pentru integritatea structurală a componentelor sau structurilor.

2.5. Contribuții. Determinarea factorului dinamic de intensitate a tensiunii folosind modul de distribuție al forțelor de inerție a epruvetei

Cunoscând forțele și deplasările de pe conturul unei epruvete fisurate se poate determina evoluția în timp a factorului dinamic de intensitate a tensiunii

[Ramulu, Kobayashi (1983); Kishimoto, Aoki, Sakata (1990); Nash (1969)]. De aceea în cele ce urmează autorul propune o metodă de determinare a acestuia prin determinarea deplasării punctului de aplicare al forței [Sechei, Dumitru (2008.b)].

Considerăm grinda rezemată, de lungime $2l$ din fig.2.15. La mijlocul deschiderii se aplică o sarcină, $P(t)$, după cum se vede în fig. 2.15.

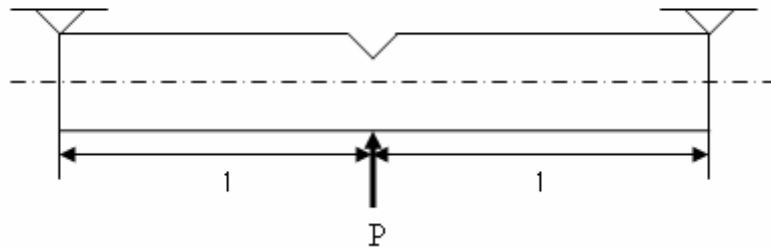


Fig.2.15. Poziția punctului de aplicare al forței.

Dacă se neglijează deformările elastice și presupunem că grinda se mișcă ca un corp rigid, ca urmare a aplicării forței $P(t)$ la mijlocul deschiderii, aceasta suferă în prima fază o mișcare de translație până în momentul când în mijlocul grinzii se formează o articulație plastică. Din acel moment mișcarea de translație este înlocuită cu o mișcare de rotație relativă a celor două semigrinzi rămase rigide în jurul articulației plastice fig. 2.16 [Dumitru (2007)].

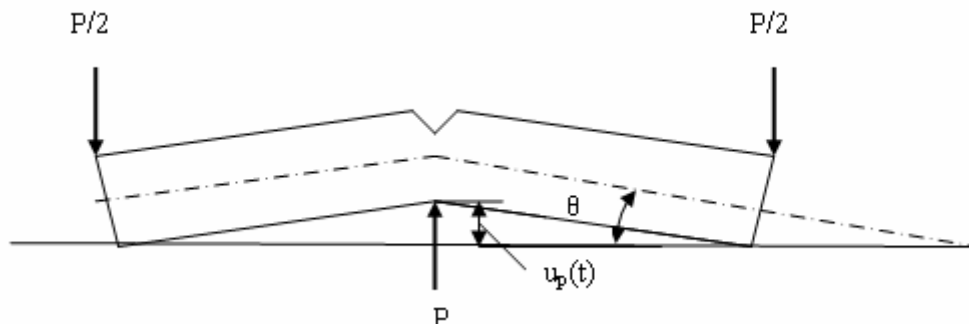


Fig.2.16. Deplasarea punctului de aplicație al forței.

Deplasarea pe verticală a grinzii în punctul de aplicație a forței reprezintă chiar deplasarea $u_p(t)$ a punctului de aplicație al forței iar dacă notăm cu θ deplasarea unghiulară a uneia dintre semigrinzi se poate scrie relația:

$$u_p(t) = \sin \theta \cdot l \quad (2.48)$$

unde l este lungimea semigrinzii.

Pentru determinarea deplasării $u_p(t)$ se propun trei ipoteze privind distribuția forțelor de inerție ținând cont de faptul că ecuațiile de mișcare ale unui corp rigid pot fi scrise din condițiile de echilibru luând în considerare forțele exterioare, forțele de inerție și forțele interioare. Totodată se introduce și ideea că avem două forțe de inerție: una datorată mișcării grinzii în regim elastic iar cealaltă datorată mișcării de rotație a semigrinzilor în jurul articulației plastice.

În prima fază de mișcare a grinzii, momentul încovoiator într-o secțiune arbitrară va fi $M(x) = -\frac{P(l-x)^2}{4l}$, (fig. 2.17).

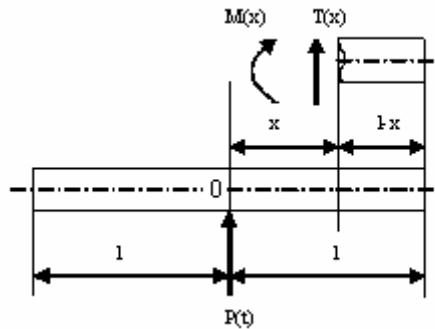


Fig.2.17. Forța și momentul într-o secțiune arbitrară a epruvetei.

Deoarece forța P crește, în punctul O , adică în dreptul forței P , acesta va atinge la un moment dat valoarea momentului plastic M_p , astfel încât valoarea acestui moment va fi $M_p = -\frac{Pl}{4}$.

Considerăm primul model de distribuție a forțelor de inerție (fig. 2.18).

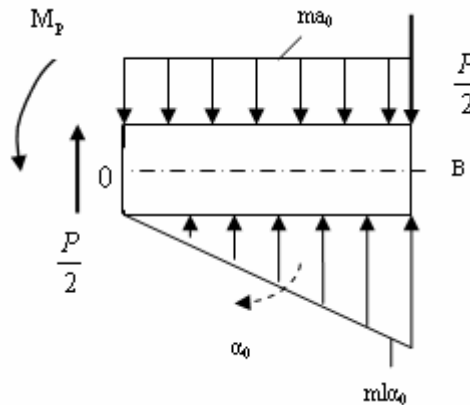


Fig.2.18. Modelul I de distribuție a forțelor de inerție.

Dacă luăm punctul B ca punct de referință, pentru acest model se pot scrie următoarele relații:

$$\begin{cases} \sum F = 0 \Rightarrow \frac{P}{2} - ma_0 \cdot x + ma_0 \cdot \frac{x}{2} - \frac{P}{2} = 0; \\ \left(\sum M\right)_B = 0 \Rightarrow \frac{P}{2} \cdot x - M_p - ma_0 \cdot \frac{x}{2} \cdot \frac{x}{3} = 0 \end{cases} \quad (2.49)$$

unde a_0 este accelerația de translație a semigrinzii, α_0 este accelerația unghiulară a semigrinzii, l este lungimea semigrinzii, P este forța care acționează asupra grinzii și rezultă din diagrama forță-timp obținută experimental iar m este masa grinzii. Rezolvând sistemul se obține:

$$\begin{cases} a_0 = \frac{a_0}{2} \\ a_0 = \frac{9P}{2ml} \end{cases} \quad (2.50)$$

Pentru al doilea caz ecuațiile sunt scrise luând ca punct de referință punctul O , (fig.19):

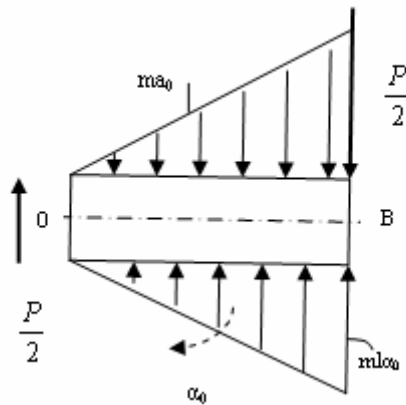


Fig.2.19. Modelul II de distribuție a forțelor de inerție.

$$\begin{cases} \sum F = 0 \Rightarrow \frac{P}{2} - ma_0 \cdot \frac{x}{2} + ma_0 \cdot \frac{x}{2} - \frac{P}{2} = 0 \\ \left(\sum M\right)_O = 0 \Rightarrow ma_0 \cdot \frac{x}{2} \cdot \frac{x}{3} - ma_0 \cdot \frac{x}{2} \cdot \frac{x}{3} - \frac{P}{2} \cdot x = 0 \end{cases} \quad (2.51)$$

Rezolvând acest sistem obținem :

$$\begin{cases} a_0 = a_0 \\ \frac{P}{2} l = 0 \end{cases} \quad (2.52)$$

După cum se poate vedea, acest mod de distribuție al forțelor nu poate fi corect deoarece în acest caz grinda nu s-ar putea încovoia.

Al treilea mod de distribuție al forțelor de inerție este prezentat în fig.2.20:

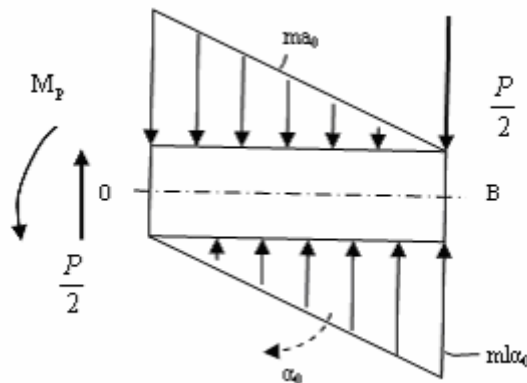


Fig.2.20. Modelul III de distribuție a forțelor de inerție.

Pentru acest model luând ca punct de referință punctul B , putem scrie relațiile:

$$\begin{cases} \sum F = 0 \Rightarrow \frac{P}{2} - ma_0 \cdot \frac{x}{2} + ma_0 \cdot \frac{x}{2} - \frac{P}{2} = 0; \\ (\sum M)_B = 0 \Rightarrow \frac{P}{2} \cdot x - M_p - ma_0 \cdot \frac{x}{2} \cdot \frac{x}{3} = 0 \end{cases} \quad (2.53)$$

Dacă într-o secțiune arbitrară momentul încovoietor va fi $M(x) = -\frac{P(l-x)^2}{6l}$ atunci momentul încovoietor în punctul O va fi $M_0 = -\frac{PL}{6}$, deci momentul plastic va avea de asemenea valoarea $M_p = -\frac{Pl}{6}$. Rezolvând sistemul obținem:

$$\begin{cases} a_0 = a_0 \\ a_0 = \frac{4P}{ml} \end{cases} \quad (2.54)$$

Știind că între deplasarea unghiulară și accelerația unghiulară există următoarea relație:

$$a_0 = \frac{d^2\theta}{dt^2} \quad (2.55)$$

deplasarea unghiulară se obține prin dubla integrare a lui a_0 în raport cu timpul, rezultând expresia deplasării unghiulare:

$$\theta(t) = \frac{a t^2}{2} + c_1 t + c_2 \quad (2.56)$$

c_1 și c_2 sunt constante de integrare și ele se determină din condițiile:

pentru $t = 0 \Rightarrow \theta(0) = 0 \Rightarrow c_2 = 0$

pentru $\dot{\theta} = 0 \Rightarrow c_1 = 0$

Obținem astfel expresia deplasării unghiulare:

$$\theta(t) = \frac{a_0 t^2}{2} \quad (2.57)$$

Odată determinată valoarea lui θ în funcție de timp, se calculează deplasarea $u_p(t)$ corespunzătoare, folosind relația (2.48).

Factorul dinamic de intensitate a tensiunii se determină pe baza deplasării punctului de aplicație al forței, presupunând că între acesta și deplasarea punctului de aplicație al forței există o relație liniară [Bacon, Färm, Lataillade, (1994)]:

$$K_{Id}(t) = \frac{2 \cdot S \cdot \sqrt{a}}{2 \cdot B \cdot W^2} \gamma \left(\frac{a}{W} \right) \cdot k \cdot u(t) \quad (2.58)$$

unde S este distanța dintre reazeme, a este lungimea fisurii, B și W sunt lățimea și respectiv grosimea epruvetei, $\gamma(a/W)$ este o funcție ce depinde de geometria epruvetei, k este rigiditatea epruvetei iar $u(t)$ este deplasarea punctului de aplicare al forței în raport cu timpul [Sechei (2007.c)].

Pentru verificarea acestei metodei s-au folosit datele obținute experimental pentru determinarea tenacității dinamice în lucrarea [Rubio, Fernandez-Saez, Navaro, (2003)]. Epruveta este dintr-un aliaj de aluminiu AA7075-T651, având următoarele dimensiuni: lungime 90 mm, lățime 20 mm, grosime 10 mm.

Pe baza acestor date s-a calculat valoarea factorului dinamic de intensitate a tensiunii folosind metoda propusă de autor în momentul inițierii fisurii, obținându-se

astfel valoarea tenacității dinamice a materialului. Pentru calculul deplasării punctului de aplicare al forței s-au folosit ambele ipoteze referitoare la distribuția forțelor de inerție. Forța de impact a fost luată de pe diagrama forță-timp, diagramă trasată pe baza rezultatelor obținute experimental.

Astfel în tabelul 2.1 sunt arătate valorile tenacității dinamice obținute pe baza metodei propuse de autor cât și cea obținută doar experimental.

Tabelul 2.1. Valorile tenacității dinamice obținute prin metoda analitică a determinării punctului de aplicare al forței

<i>Metoda</i>	$u_p(t)$ [mm]	K_{Id} [MPam ^{1/2}]
Ipoteza I	0,21005	10,16
Ipoteza III	1,86732	90,369
Experimental		22

3. CONTRIBUȚII PRIVIND DETERMINAREA TENACITĂȚII DINAMICE LA ÎNCOVOIEREA PRIN ȘOC

3.1. Considerații generale

Determinarea tenacității dinamice K_{Id} a constituit și constituie și la ora actuală obiectul celor mai multe cercetări. Aceasta reprezintă caracteristica de bază prin care se apreciază comportarea unor materiale la șoc în prezența unor fisuri. Dificultățile legate de încercările pentru obținerea factorului dinamic de intensitate a tensiunii au la bază în primul rând interpretarea diagramelor: forță-timp, săgeată-timp, forță-săgeată, înregistrate în procesul de rupere a unei epruvete cu fisură de oboseală.

Aceste dificultăți sunt determinate de caracterul procesului de oscilație a epruvetei și de complexitatea corecturilor pentru determinarea forțelor de inerție și influența acestora asupra procesului de rupere a epruvetei. Cu toate aceste dificultăți, de-a lungul anilor au fost elaborate mai multe metode experimentale.

O clasificare a acestor metode pentru determinarea lui K_{Id} este prezentată în fig.3.1 [Sechei, Dumitru (2008.c)]:

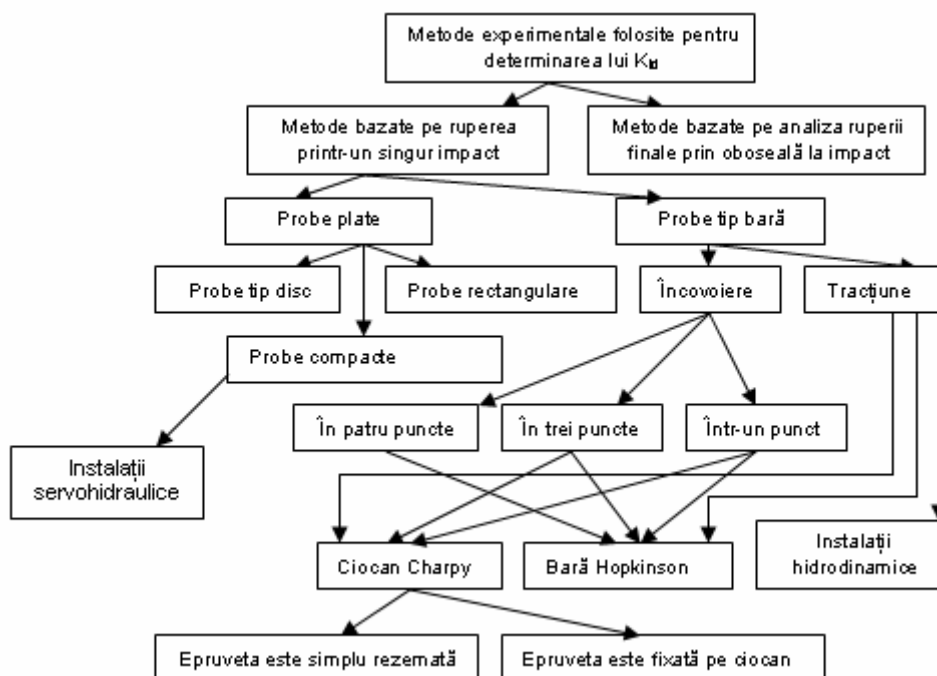


Fig.3.1. Clasificarea metodele la impact folosite pentru determinarea tenacității dinamice.

Pentru determinarea momentului inițierii fisurării au fost propuse mai multe metode. Unele se bazează pe senzori optici, metoda deplasării de la vârful fisurii și metoda ratei dublei deplasări [Rintamaa (1996)], magnetici, metoda emisiei magnetice [Radakovic, Lenkey, Grabulov, Sedmark (1999)] sau acustici, metoda emisiei acustice [Richter, Böhmer, Viehrig (1996)]. Altele includ o analiză specială a înregistrărilor forță – deplasare cum este metoda ratei de modificare a complianței [Kobayashi, Yamamoto, Niinomi, (1993)] sau metoda inițierii fisurii [Shanmugam, , Biswanath, Pathak (1995)]. Mai sunt și metode indirecte bazate pe măsurarea lățimii zonei de întindere a fisurii pe suprafața de fisurare a epruvetei rupte folosind un microscop de scanare cu electroni [Viehrig, Böhmert, Richter, Valo, (2000)].

Dintre metodele experimentale enumerate mai sus pentru determinarea tenacității dinamice, cea mai folosită metodă este cea bazată pe încovoierea în trei puncte a unor epruvete prismatice cu fisuri de oboseală. În cursul încercării se înregistrează diagramele: forță-timp, săgeată-timp sau forță-săgeată [Server, (1978), Sreenivasan, (1996), Schindler, (1996)].

Analiza și prelucrarea unor oscilोगrame obținute prin aceste înregistrări întâmpină o serie de dificultăți legate de:

- caracterul procesului oscilatoriu
- complexitatea corecțiilor prin luarea în considerare a forțelor de inerție respectiv stabilirea influenței pe care acestea o au asupra procesului de rupere la șoc
- răspunsul la întrebarea care se pune privind admiterea aplicării metodei de analiză cvasistatică la încercările prin șocuri.

O parte dintre metodele folosite până în prezent se bazează în general pe următoarele presupuneri:

- forțele de inerție sunt cu mult mai mici decât forța dinamică înregistrată în momentul apariției instabilității mișcării fisurii;
- timpul necesar aplicării sarcinii până la atingerea deplasării nestaționare a fisurii este mai mic decât perioada oscilațiilor libere ale epruvetei care apar în momentul contactului epruvetei cu ciocanul;
- aplicarea criteriului de liniaritate a mecanicii ruperii corespunde începutului propagării instabile a fisurii.

Cele de mai sus se suprapun peste o serie de restricții privind limitele de aplicare ale încercărilor la șocuri condiționate de o serie de dificultăți privind încercările materialelor fragile, imposibilitatea încărcării unor probe de dimensiuni mari, limitarea unor viteze maxime permise de încercare.

De asemeni trebuie să se mai țină seama de restricții impuse materialelor tenace, unde nu todeauna sunt îndeplinite condițiile impuse de mecanica liniară a ruperii, fapt ce complică suplimentar determinarea caracteristicilor de fisurabilitate. Una dintre problemele de bază pentru determinarea tenacității dinamice constă în calculul forțelor de inerție care apar la șocuri și luarea în considerare a acestora.

Dificultățile legate de determinarea acestor forțe a făcut ca cele mai multe cercetări să aibă la bază multiplicarea sarcinii maxime la șoc printr-o serie de coeficienți de corecție. Această metodă aplicată în special la încercările pe epruvete Charpy, determină coeficientul de corecție pe baza timpului până la rupere.

O altă problemă amintită anterior care determină complexitatea încercărilor dinamice este aceea că în cele mai multe cazuri se fac prelucrări în condiții cvasistatice a unor rezultate obținute în regim dinamic.

În cele mai multe situații se acceptă că analiza cvasistatică a procesului de solicitare prin șoc se poate aplica numai dacă timpul până la rupere t_p depășește perioada τ a oscilațiilor libere ale epruvetei supuse la încercarea prin șoc:

$$t_d > A \cdot \tau \quad (3.1)$$

unde $A = 2,3$ [Ravi-Chandar, Knauss, (1984)]

Perioada oscilațiilor proprii ale epruvetei pentru încercarea la încovoiere în trei puncte este dată de ecuația:

$$\tau = 3,36 \cdot \frac{W}{C_0} \cdot (E \cdot B \cdot C)^{1/2} \quad (3.2)$$

unde:

W – înălțimea secțiunii epruvetei

B – lățimea secțiunii epruvetei

C_0 – viteza undelor longitudinale

E – modulul de elasticitate longitudinal

$$C = f\left(\frac{a}{W}\right) - \text{flexibilitatea epruvetei la încărcări statice}$$

a –lungimea fisurii

Îndeplinirea condiției (3.1) este adesea limitată pentru o serie de materiale respectiv dimensiunile epruvetelor.

Încovoierea dinamică poate fi o așa zisă încovoiere concentrată într-un punct sau încovoiere în trei puncte.

Cazul încovoierii într-un punct sau încovoierea fără sprijin lateral la rezemare corespund situației când epruveta este așezată liber pe un suport iar în zona centrală i se aplică un șoc cu viteză foarte mare.

Încovoierea în trei puncte corespunde condițiilor de solicitare de la o încercare Charpy obișnuită.

Pentru cele două situații încercările au avantaje și dezavantaje. Încercarea la încovoiere pe epruvete fără sprijin lateral la rezemare sau încovoiere într-un punct analizate mai ușor din punct de vedere matematic. Aici forțele de inerție au un rol dominant în procesul de deformare și rupere, deasemeni în funcție de flexibilitatea epruvetei se poate neglija fenomenul local de contact dintre ciocan și epruvetă.

Asemenea teste se pretează în general pentru testarea materialelor fragile la viteze mari de deformație.

Pentru materiale tenace asemenea metodă de testare nu poate fi aplicată având în vedere că vitezele ciocanului obișnuit nu depășesc (1.....10) m/sec.

Încercarea la încovoiere prin trei puncte determină mult mai multe complicații pentru o abordare matematică cât mai precisă. Fenomenele de contact dintre ciocan și epruvetă devin importante iar calculul forțelor de inerție introduce complicații suplimentare.

Față de cele de mai sus, avantajele constau în posibilitatea ruperii la viteze mai mici ale ciocanelor indiferent de natura materialului.

3.2. Metodica determinării tenacității dinamice la rupere la încercările de încovoiere printr-un punct

Abordarea acestei probleme este foarte importantă deoarece chiar la încercările cu încovoiere în trei puncte în faza inițială epruveta este solicitată la încovoiere printr-un punct [Rittel, Maigre (1996)].

Acest lucru a fost confirmat de filmările cu viteză rapidă precum și pe baza înregistrărilor simultane ale unor semnale de pe ciocan și rezeme.

Asemenea teste au arătat că în faza inițială a șocului epruveta se îndepărtează de reazeme și o perioadă de timp rămâne în contact numai cu ciocanul, perioadă în care se poate produce ruperea marcată prin timpul t_b .

Deci, deși avem inițial o încovoieră în trei puncte, ruperea se poate produce ca urmare a încovoierii într-un punct.

În cele ce urmează se vor determina forțele de inerție care apar la solicitări prin șoc precum și influența acestora asupra stării de tensiune și deformații din epruvetă fără rezemare laterală.

Întrucât în acest caz apar numai forțele de inerție, fără efectele suplimentare ale unui contact dinamic, analiza va permite o abordare mult mai consistentă a influenței acestor forțe asupra stării de tensiune și deformații în legătură directă cu K_{Id} .

Epruveta se consideră ca un corp rigid (nedeformabil) ale cărei jumătăți se pot roti în raport cu secțiunea centrală proporțional cu momentul încovoietor din aceea secțiune (fig.3.2).

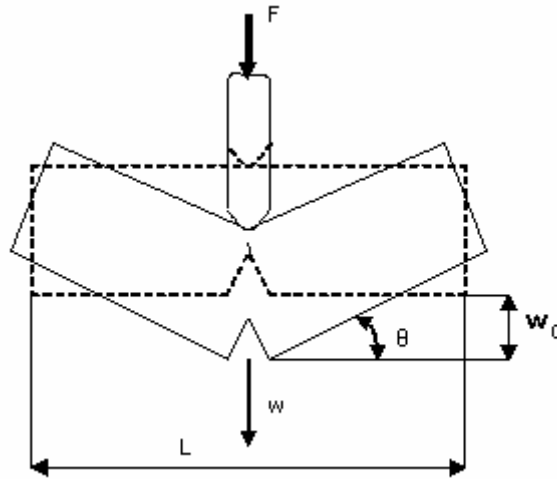


Fig.3.2. Schema modului de solicitare în cazul șocului de încovoieră folosind epruveta fără rezemări laterale.

Deplasarea oricărui punct al epruvetei poate fi privită ca o sumă dintre deplasarea w_0 , ca un tot unitar, determinate de cantitatea de mișcare a ciocanului și o deplasare ca urmare a rotirii celor două jumătăți, determinată de forța de inerție care acționează pe acestea.

Dacă se are în vedere că acestea sunt niște funcții de timp se poate scrie:

$$w(t) = w_0(t) - a(t) \cdot |l| \quad (3.3)$$

unde: $a = tg\theta$; θ fiind unghiul de rotație al unei jumătăți de epruvetă,

w_0 - deplasarea punctelor centrale ale epruvetei,

$|l|$ - distanța unui punct arbitrar față de centrul epruvetei.

Se poate accepta că $a \equiv tg\theta \approx \theta$, unghi care de asemenea se consideră proporțional cu momentul încovoietor din secțiunea centrală a epruvetei.

Pentru determinarea coeficientului de proporționalitate între aceste mărimi se poate apela la o încercare de încovoieră statică folosind încovoiera prin trei puncte.

42 Contribuții privind determinarea tenacității dinamice la încovoierea prin șoc - 3

În cazul încovoierii statice deplasarea unui punct arbitrar în raport cu secțiunea centrală a epruvetei devine:

$$f(l) = a|l| \quad (3.4)$$

Pentru $l = \pm \frac{L}{2}$ se obține:

$$f\left(\frac{L}{2}\right) = a\left|\frac{L}{2}\right| = f_0 \quad (3.5)$$

unde L - lungimea epruvetei.

Săgeata statică f_0 este dată de relația cunoscută:

$$f_0 = C_{st} \cdot F = \frac{4 \cdot C_{st} \cdot M_j}{L} \quad (3.6)$$

unde C_{st} - constanta elastică a epruvetei obținută la încovoiere în trei puncte.

Din ecuațiile (3.5) și (3.6) rezultă:

$$a = \frac{8 \cdot C_{st} \cdot M_j}{L^2} \quad (3.7)$$

Relația (3.7) stabilește legătura dintre unghiul de rotație și momentul încovoietor M care acționează în secțiunea centrală a epruvetei.

În cele ce urmează vom analiza momentul încovoietor care acționează în condițiile încovoierii dinamice fără rezemare laterală.

Pentru aceasta se acceptă că epruveta execută o mișcare de translație și o rotație (fig.3.3)

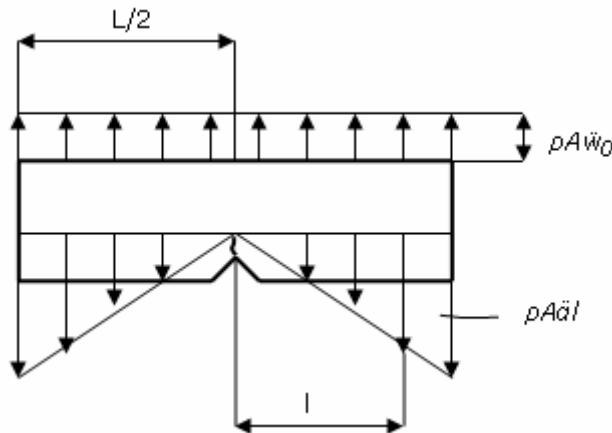


Fig.3.3. Repartiția forțelor de inerție la încercarea dinamică de încovoiere fără rezemare laterală.

Momentul încovoietor care acționează în secțiunea centrală a epruvetei, dacă are în vedere expresia generală a deplasării, relația (3.3), devin:

$$M_j = \int_{\frac{L}{2}}^0 \int_{\frac{L}{2}}^L \rho \cdot A \cdot \ddot{w} \, dl \, dl = \frac{mL}{8} \cdot \ddot{w}_0 + \frac{mL^2}{24} \cdot \ddot{a} \quad (3.8)$$

unde

ρ - densitatea materialului,
 A - aria secțiunii epruvetei,

m – masa pe unitate de lungime a epruvetei.
Din relațiile (3.7) și (3.8) se obține ecuația diferențială:

$$a + \frac{C_{st} \cdot m \cdot L^2}{3 \cdot L^2} \ddot{a} = \frac{m \cdot C_{st} \cdot L}{L^2} \ddot{w}_0 \quad (3.9)$$

Introducând notația:

$$\frac{C_{st} \cdot m}{3} = \gamma^2 \quad (3.10)$$

obținem o altă formă a ecuației diferențiale (3.9) de forma:

$$a + \gamma^2 \cdot \ddot{a} = \frac{3 \cdot \gamma^2}{L} \cdot \ddot{w}_0 \quad (3.11)$$

Ecuția diferențială (3.11) stabilește o legătură între parametrul γ și variabilele a și w_0 . Această ecuație ia în considerare condițiile care apar la încercarea de încovoiere dinamică fără rezemare laterală. Necunoscutele sunt reprezentate prin deplasările w_0 și a .

Pentru rezolvarea în continuare a problemei trebuie să se ia în considerare contactul dintre epruvetă și ciocan.

Spre deosebire de problema clasică a șocului transversal când o parte din secțiunile grinzii capătă instantaneu o viteză finită și prin această bază se analizează săgeata în funcție de timp, în cazul de față este necesar să se ia în considerare variația forței în zona de contact a epruvetei cu ciocanul.

În cele mai multe situații aceasta se bazează pe înregistrarea în procesul dinamic de încercare, cu ajutorul unui traductor amplasat pe ciocan a oscilogramei $F-t$.

Pentru obținerea celei de-a doua ecuații care permite rezolvarea problemei trebuie să se ia în considerare comportarea materialului din zona de contact cu ciocanul. În momentul contactului care apare între ciocan și epruvetă pe oscilograma $F-t$ se pun în evidență oscilațiile cu frecvențe ridicate. Aceste oscilații sunt dependente direct de caracteristicile elastice ale materialului epruvetei din zona de contact a acesteia cu ciocanul.

În cele ce urmează vom analiza șocul pe epruveta fără rezemare laterală prin introducerea unui resort între ciocan și epruvetă care modelează proprietățile elastice materialului, fig.3.4.

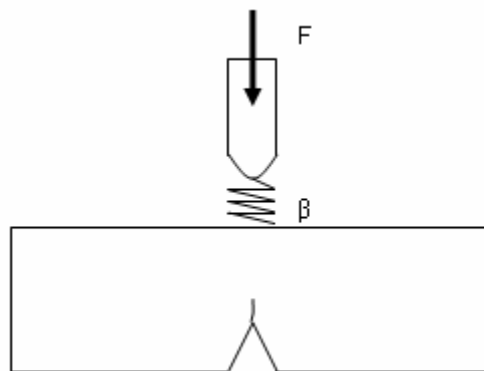


Fig.3.4. Schema sistemului elastic ciocan-epruvetă la încovoierea dinamică fără rezemare laterală.

Întrucât în foarte multe cazuri determinarea caracteristicilor dinamice la fisurare se bazează pe forța maximă care apare în momentul impactului, una dintre metodele folosite are la bază aplicarea teoriei elasticității în condițiile unor sarcini reduse.

Încercările la încovoiere statică pe epruvete prismatice cu grosimea cuprinsă între (10...20) mm la care raza la vârful ciocanului a fost cuprinsă între (4...6) mm au fost efectuate pe o instalație specială indicată în fig.3.5.

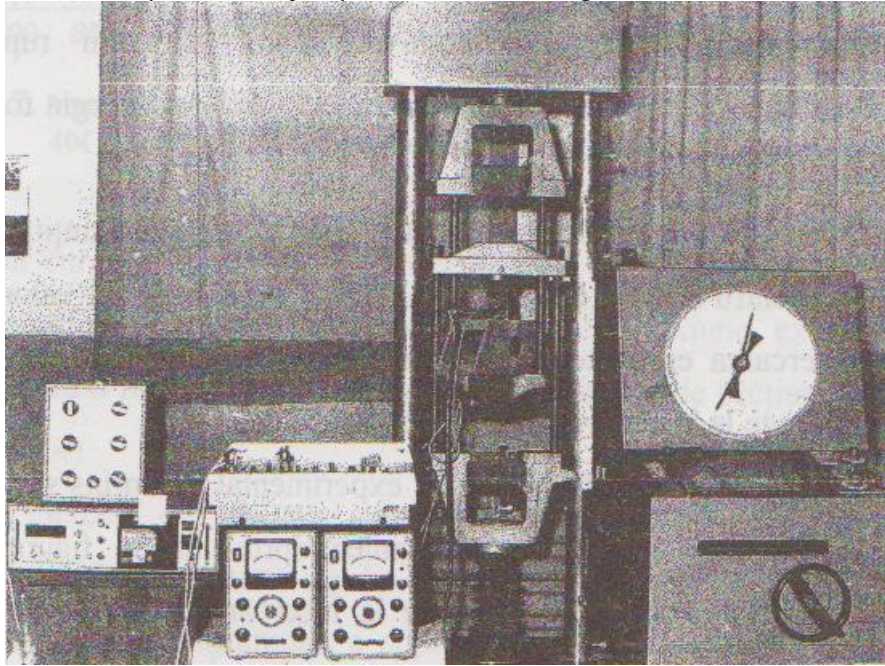


Fig.3.5 Vedere generală a montajului și a aparaturii de măsurare la încercarea de încovoiere statică.

Încercările statice în limita unor forțe determinate în prealabil în regim dinamic au arătat că între forțele aplicate și săgețile epruvetei există o dependență liniară. Pe această bază s-a acceptat și existența unei corelații liniare între forțele aplicate și deformațiile din zona de contact în procesul dinamic.

Încercările efectuate pe mai multe tipuri de epruvete prismatice au permis determinarea perioadei oscilațiilor sistemului în zona de contact epruvetă ciocan sub forma:

$$T = n \cdot \sqrt{m} \cdot \beta \quad (3.12)$$

unde m este masa epruvetei.

Rezultatele încercărilor la viteze ale ciocanului cuprinse între 0,6...1,6 m/s pentru epruvete prismatice de diferite dimensiuni sunt indicate în tabelul 3.1.

La aplicarea unui șoc cu viteza v_0 pentru care apare o forță de contact F , deplasarea ciocanului poate fi calculată cu relația:

$$u(t) = v_0 \cdot t - \frac{1}{\Omega} \int_0^t \int_0^{t_1} F dt_1 dt \quad (3.13)$$

unde Ω este masa ciocanului iar t_1 este variabila de integrare situată în durata totală a șocului t .

Tabellul 3.1. Mărimile perioadei oscilației T și constantele elastice β corespunzătoare zonei de contact a ciocanului pentru epruvete cu diferite dimensiuni la o viteză $v_0=0,8$ m/s.

Nr. epruvetă	Masa epruvetei [kg]	Dimensiunile epruvetei [mm]	$T \cdot 10^6$ [sec]	$\beta \cdot 10^9$ [m/N]
1	0,118	10 x 25 x 60	95	8,46
2	0,121	11 x 25 x 60	100	8,37
3	0,250	14 x 30 x 80	145	8,52
4	0,360	14 x 40 x 80	169	8,38
5	1,300	15 x 75 x 150	218	7,12
6	1,590	17 x 75 x 150	319	6,56

Evident că pentru rezolvarea ecuației (3.13) este necesar să se cunoască dependența forței de contact în timp $F(t)$ în regim dinamic. Acceptând însă un contact elastic modelat printr-un resort cu constanta β , deplasarea produsă mai poate fi scrisă sub forma:

$$u'(t) = w_0(t) + F \cdot \beta \quad (3.14)$$

În procesul dinamic, ciocan-resort-epruvetă se acceptă egalitatea:

$$u(t) = u'(t)$$

respectiv

$$v_0 t - \frac{1}{\Omega} \int_0^t \int_0^{t_1} F dt_1 dt = F \cdot \beta + w_0(t) \quad (3.15)$$

Dacă se aplică legea conservării impulsului rezultă:

$$\int_0^t F dt = 2 \int_0^{\frac{L}{2}} \dot{w}(t) \cdot \rho \cdot A \cdot dl \quad (3.16)$$

Prin diferențierea ecuației (3.16) se obține:

$$F = 2 \int_0^{\frac{L}{2}} \dot{w}(t) \rho A dl \quad (3.17)$$

Având în vedere ecuația generală a deplasării $w(t)$ dată de ecuația (3.3) relația de mai sus devine:

$$F = m \ddot{w}_0(t) - \frac{\ddot{a}(t)}{4} m \quad (3.18)$$

Pe baza ecuațiilor (3.14) și (3.17) se obține:

$$v_0 t - \frac{1}{\Omega} \int_0^t \int_0^{t_1} F dt_1 dt = m \beta \ddot{w}_0(t) - m \beta \frac{\ddot{a}(t)L}{4} + w_0 \quad (3.19)$$

Rezolvarea ecuației de mai sus impune cunoașterea dependenței forței de contact în timp $F(t)$.

În situația determinării tenacității dinamice, când energia cinetică a ciocanului depășește cu mult energia la rupere a epruvetei se poate scrie:

$$v_0 t = m \beta \ddot{w}_0(t) - m \beta \frac{\ddot{a}(t)L}{4} + w_0 \quad (3.20)$$

Ecuțiile (3.11) și (3.20) formează un sistem de două ecuații diferențiale în care necunoscutele sunt w_0 și a .

Dacă se acceptă un schimb de variabile de forma $w_0 = z + v_0 t$, atunci ecuațiile (3.11) și (3.19) capătă forma:

$$\begin{aligned} a + \gamma^2 \ddot{a} &= \frac{3\gamma^2}{L} \ddot{z} \\ v^2 \ddot{a} \frac{L}{4} &= v^2 \ddot{z} + z \end{aligned} \quad (3.21)$$

unde $v^2 = m \beta$.

Rezolvând sistemul de mai sus se obțin soluțiile:

$$\begin{aligned} z &= a_1 \cos k_1 t + a_2 \sin k_1 t + a_3 \cos k_2 t + a_4 \sin k_2 t \\ a &= A_1 \cos k_1 t + A_2 \sin k_1 t + A_3 \cos k_2 t + A_4 \sin k_2 t \end{aligned} \quad (3.22)$$

În relațiile de mai sus a_i și A_i reprezintă amplitudinile oscilațiilor:

$$\begin{aligned} A_i &= \frac{3\gamma^2 k_j^2}{L(\gamma^2 k_j^2 - 1)} \\ a_i &= \frac{4(v^2 k_j^2 - 1)}{L k_j^2 v^2} \end{aligned} \quad (3.23)$$

unde k_j ($j=1,2$) reprezintă frecvența oscilațiilor.

$$k_1 = \frac{\sqrt{2}}{\gamma v} \sqrt{(\gamma^2 + v^2) + \sqrt{(v^2 + \gamma^2)^2 - \gamma^2 v^2}} \quad (3.24)$$

$$k_2 = \frac{\sqrt{2}}{\gamma v} \sqrt{(\gamma^2 + v^2) - \sqrt{(v^2 + \gamma^2)^2 - \gamma^2 v^2}}$$

Se poate arăta că pentru condițiile reale de solicitare

$\beta \ll C_{epruv}$, întrucât $v \ll \gamma$

Prin urmare se poate scrie:

$$\begin{aligned} k_1 &\approx \frac{2}{v} \\ k_2 &\approx \frac{1}{\gamma} \end{aligned} \quad (3.25)$$

Aproximativ, constanta arcului β prin care se modelează contactul ciocanului cu epruveta la încercările fără rezemare laterală se obține din condiția $\beta \cdot B \cdot E = 1,3$ unde B este grosimea ciocanului.

La încercările standard cu încovoiere în trei puncte condiția de mai sus devine:

$$C_{epruv} \cdot B \cdot E = 60$$

Prin analiza condițiilor în legătură cu proprietățile elastice ale zonei de contact se stabilește frecvența oscilațiilor k_1 . Frecvența oscilațiilor k_2 este dependentă de vibrațiile epruvetei supuse la șoc transversal.

Dacă ținem seama de schimbarea de variabilă, condițiile (3.22) capătă forma:

$$\begin{aligned} w_0 &= a_1 \cos k_1 t + a_2 \sin k_1 t + a_3 \cos k_2 t + a_4 \sin k_2 t + v_0 t \\ a &= A_1 \cos k_1 t + A_2 \sin k_1 t + A_3 \cos k_2 t + A_4 \sin k_2 t \end{aligned} \quad (3.26)$$

Dacă în relațiile (3.23) se au în vedere condițiile inițiale: $W_0(0)=0$; $a(0)=0$ se obțin $a_1=a_3=A_1=A_3=0$.

Întrucât în momentul inițial al șocului ($t=0$) vitezele punctelor de aplicație a foreței sunt nule, se poate scrie: $\dot{w}_0(0) = 0$ și $\dot{a}(0) = 0$.

Pe baza celor de mai sus se determină și constantele a_2 și a_4 .

În aceste condiții sistemul de ecuații (3.26) capătă forma:

$$\begin{aligned} w_0 &= \frac{v_0(v^2 k_2^2 - 1)k_1}{k_1^2 - k_2^2} \sin k_1 t - \frac{v_0 k_2(v^2 k_1 - 1)}{k_1^2 - k_2^2} \sin k_2 t + v_0 t \\ a &= -\frac{12v_0 k_1}{Lk_1^2 v^2 (k_1^2 - k_2^2)} \sin k_1 t + \frac{12v_0 k_2}{Lk_2 v^2 (k_1^2 - k_2^2)} \sin k_2 t \end{aligned} \quad (3.27)$$

Înlocuind pe w_0 și a în ecuația (3.8) obținem expresia generală a momentului încovoietor la încovoiere prin șoc fără rezemare laterală:

$$M_i = \frac{mv_0 L}{2\gamma^2 v^2 (k_1^2 - k_2^2)} \left[\frac{\sin k_2 t}{k_2} - \frac{\sin k_1 t}{k_1} \right] \quad (3.28)$$

De asemeni înlocuind pe w_0 și a în ecuația (3.18) se obține și expresia forței care apare pe ciocan la încovoierea fără rezemare laterală:

$$F = \frac{mv_0}{v^2 (k_1^2 - k_2^2)} \left[k_2 (v^2 k_1^2 - 1) \sin k_2 t - k_1 (v^2 k_2^2 - 1) \sin k_1 t \right] \quad (3.29)$$

În ecuațiile de mai sus mărimile $1/v$ și $1/\gamma$ reprezintă frecvențele circulare corespunzătoare oscilațiilor ciocanului și epruvetei:

$$v = \sqrt{m\beta} \quad (3.30)$$

$$\gamma = \frac{L}{L_0} \sqrt{\frac{mC_{st}}{3}} \quad (3.31)$$

unde:

L_0 este distanța între reazemele de sprijin ale epruvetei;

L este lungimea totală a epruvetei

Analizând relațiile (3.28), (3.29) precum și (3.24) se poate arăta că atât forța cât și momentul încovoietor depind de raportul γ/v .

Atunci când $1 \leq \gamma/v \leq 1,8$, dependența forței în funcție de timp prezintă două vârfuri (două maxime) dintre care al doilea îl depășește pe primul.

Odată ce raportul γ/v crește, diferența dintre cele două vârfuri devine și mai sugestivă.

Analizând dependența în timp a momentului încovoietor se vede că acesta este maxim atunci când forța este nulă (fig.3.6).

Pe măsură ce raportul γ/v crește mărimea vârfurilor din diagrama $F - t$ se mărește întrucât pe unele porțiuni vitezele trec prin zero, ceea ce fizic indică o apăsare a epruvetei pe ciocan.

Mărimea β în afară de forma și dimensiunile ciocanului depinde de modulul de elasticitate longitudinal, E_c al materialului din care acesta este executat.

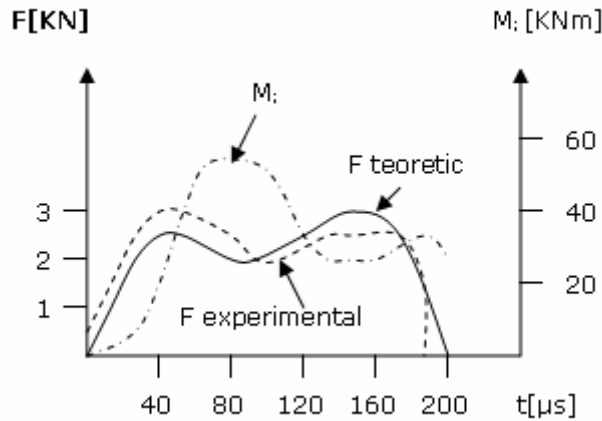


Fig.3.6 Dependențele teoretice și experimentale ale forței F și a momentului încovoietor în funcție de timp pentru $\gamma/v = 1,4$ în cazul unor epruvete din oțelul VST 3 KP la o viteză a ciocanului $v_0=1,2$ m/sec [Giovanola, (1986)].

Din relațiile (3.30) și (3.31) rezultă:

$$\frac{\gamma}{v} \approx \frac{L}{L_0} \sqrt{\frac{\lambda(a/W)E_c}{3BE_e}} \quad (3.32)$$

unde $\lambda(a/W)$ este o funcție adimensională de rigiditate a epruvetei $\lambda(a/W)=C_{st}E_cB$, unde :

B este lățimea epruvetei

a este lungimea fisurii

E_c este modulul de elasticitate al materialului din care este fabricată epruveta

C_{st} constanta statică elastică a epruvetei

Din ecuația (3.32) se vede că mărimea raportului a/W și E_c/E_e precum și micșorarea lui B au ca efect o creștere a raportului γ/v de care depinde $F(t)$.

Atât amplitudinea forței cât și a momentului în timp pentru un raport γ/v dat, relația (3.32), variază proporțional cu v .

Prin urmare analiza dependențelor forței și a momentului încovoietor în timp indică o influență a caracterului frecvențelor oscilațiilor epruvetei și a ciocanului asupra extinderii diagramelor $F(t)$ sau $M(t)$ în procesul încercării la șoc fără rezemare laterală.

Pentru cazul aproximărilor date de relațiile (3.25) este evident că atunci când $v \ll \gamma$,

$K_1 \gg K_2$, adică oscilațiile cu frecvența K_1 devin atât de mari încât nu mai pot indica o influență vizibilă asupra formei oscilogramelor, respectiv asupra stărilor de tensiuni și deformații din epruvetă.

Pentru acest caz ecuațiile (3.27), (3.28) și (3.29) devin:

$$w_0 = v_0 t ; a \approx \frac{3v_0 \gamma}{L} \sin \frac{t}{\gamma} \quad (3.33)$$

$$M = \frac{3Lv_0 \gamma}{8C_{st}} \sin \frac{t}{\gamma} \quad (3.34)$$

$$F = 3 \frac{mv_0}{4} \frac{1}{\gamma} \sin \frac{t}{\gamma} \quad (3.35)$$

Din relațiile (3.34) și (3.35) se obține momentul încovoietor în secțiunea medie a unei epruvete supuse la încovoiere fără rezemare laterală.

$$M_{id} = \frac{Fl}{6} \quad (3.36)$$

Același moment încovoietor în condițiile statice de solicitare devine:

$$M_{ist} = \frac{Fl}{4} \quad (3.37)$$

Având cunoscute dependențele $F(t)$ sau $M_i(t)$, vezi ecuațiile (3.29) și (3.28) se poate analiza coeficientul de intensitate a tensiunii în regim dinamic.

Pentru condițiile statice de solicitare:

$$K_I = \frac{M_i}{BW^3/2} Y\left(\frac{a}{W}\right) \quad (3.38)$$

Cel mai simplu mod de obținere a lui K_{Id} constă în înlocuirea lui M_{id} din ecuația (3.36) și (3.38):

$$K_{Id} = \frac{Fl}{6BW^3/2} Y\left(\frac{a}{W}\right) \quad (3.39)$$

Evident că acest calcul este valabil în condițiile aproximărilor care au condus la obținerea relațiilor (3.34) și (3.35).

Pe baza relațiilor (3.35) și (3.39) se poate calcula factorul dinamic de intensitate a tensiunii în condițiile încercării la încovoiere fără rezemare laterală:

$$K_I(t) = \frac{mv_0L}{8\gamma BW^3/2} Y\left(\frac{a}{W}\right) \sin \frac{t}{\gamma} \quad (3.40)$$

a cărui valoare maximă devine:

$$K_{Id}^{max} = \frac{mv_0L}{8\sqrt{mC_{st}} \cdot B \cdot W^3/2} Y\left(\frac{a}{W}\right) \quad (3.41)$$

În relația (3.41) s-a avut în vedere expresia lui γ dată de ecuația (3.10).

În cele ce urmează se vor compara rezultatele teoretice prezentate cu cele experimentale obținute în condițiile unor încercări la încovoiere fără rezemare pentru un oțel VST 3KP [Giovanola, (1986)]. Dimensiunile epruvetelor au fost: $L=120$ mm; $L_0=100$ mm; $B=9$ mm; $W=25$ mm și $a/W=0,5$. Masa ciocanului este de 0,218 Kg. Încercările s-au efectuat pentru trei viteze ale ciocanului: $v_0=1,2$ m/s; $v_0=1,8$ m/s și $v_0=2,3$ m/s.

În fig.3.7a este indicată oscilograma $F-T$ la o viteză a ciocanului de 1,2 m/s. Cu ajutorul relațiilor (3.30) și (3.31) s-au calculat mărimile v și γ iar cu ajutorul ecuațiilor (3.7) frecvențele k_1 și k_2 .

Folosind ecuația generală a forței de contact dată de relația (3.29) s-a trasat dependența $F-t$ pentru $v_0=1,2$ m/s. În fig.3.6 se prezintă o comparație între forțele obținute teoretice și cele experimentale. În aceeași diagramă s-a reprezentat și momentele încovoietoare calculate cu relația (3.28) cât și cele experimentale pe baza forței $F-t$ obținute prin semnalul preluat de la un traductor fixat pe vârful ciocanului.

Corelația foarte bună între aceste date se justifică prin erorile care nu depășesc (5.....10%) cea ce confirmă corectitudinea ipotezelor formulate anterior.

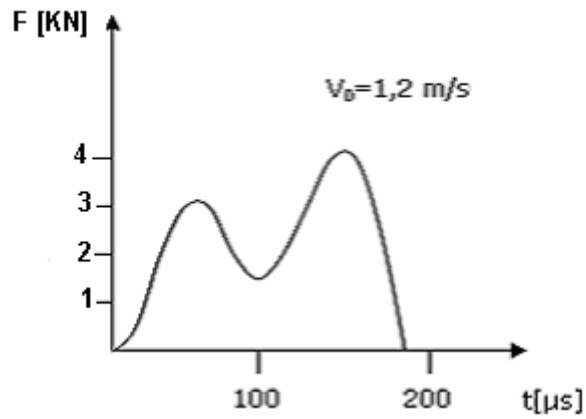


Fig.3.7a. Oscilograma $F-t$ la încercările de încovoiere prin șoc fără rezemare laterală pentru oțelul VST 3KP la viteza 1,2 m/s.

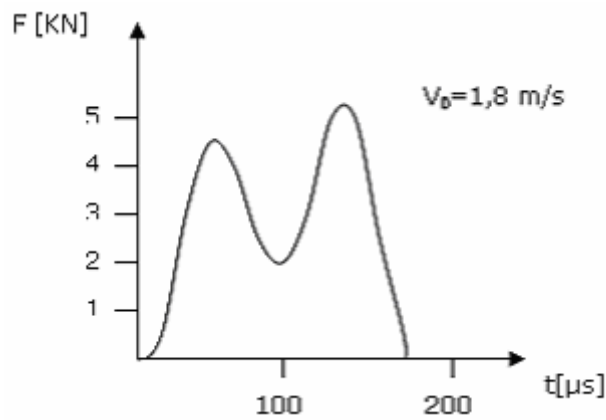


Fig.3.7b. Oscilograma $F-t$ la încercările de încovoiere prin șoc fără rezemare laterală pentru oțelul VST 3KP la viteza 1,8 m/s.

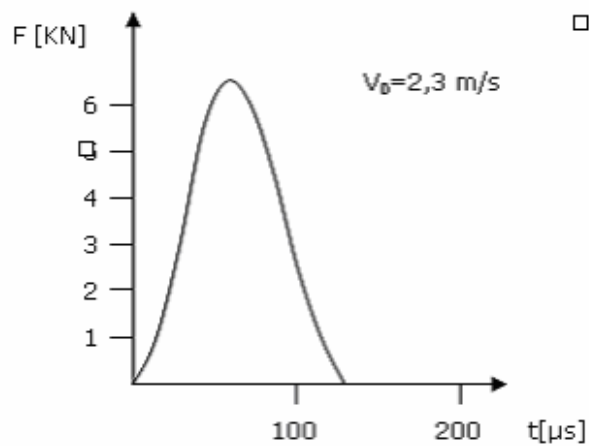


Fig.3.7c. Oscilograma $F-t$ la încercările de încovoiere prin șoc fără rezemare laterală pentru oțelul VST 3KP la viteza 2,3 m/s

Analiza diagramelor din fig.3.6 confirmă observațiile experimentale că, momentul încovoiator atinge valoarea maximă atunci când forța de contact este minimă (epruveta pierde parțial contactul cu ciocanul).

În fig.3.7b este indicată oscilograma $F-t$ la o viteză a ciocanului $v_0=1,8$ m/s. Caracterul variației forței în timp nu depinde esențial față de cazul când $v_0=1,2$ m/s.

Coeficientul dinamic de intensitate a tensiunii atinge valoarea critică (tenacitatea dinamică) la o viteză de 2,3 m/s când se produce ruperea fragilă a epruvetei.

Se vede că tenacitatea dinamică minimă se atinge undeva la o viteză a ciocanului cuprinsă între 1,8 m/s și 2,3 m/s. Deci momentul încovoiator la rupere, M_{rup} este cuprins între două valori calculate cu relația (3.28) pentru vitezele $v_0=1,8$ m/sec și $v_0=2,3$ m/s.

$$108 < M_{rup} \leq 138 \text{ Nm} \quad (3.42)$$

Aplicând relația generală de calcul a factorului dinamic de intensitate a tensiunii:

$$K_{Idc} = \frac{M_{rup}}{BW^{3/2}} Y\left(\frac{a}{W}\right) \quad (3.43)$$

se obține tenacitatea dinamică la rupere minimă ca fiind situată între valorile 32,3 MPa m^{1/2} și 39,3 MPa m^{1/2}.

Pe baza celor de mai sus se propune următoarea metodologie pentru determinarea tenacității dinamice la încercările de încovoiere prin șoc fără rezemări laterale:

- se determină experimental perioada de oscilație a sistemului ciocan-epruvetă pe baza căruia se poate calcula constanta β , cu ajutorul relației (3.12).

- se calculează frecvențele circulare ale epruvetei și ale ciocanului folosind ecuațiile (3.30) și (3.31).

- se trasează diagrama $M_i(t)$ pe baza căreia corespunzător timpului până la rupere se determină M_{rup} .

- cu ajutorul relației (3.43) se calculează tenacitatea dinamică.

Tenacitatea dinamică minimă impune studii la mai multe viteze cât mai apropiate de valoarea critică la care s-a produs ruperea fragilă.

3.3. Metodica determinării tenacității dinamice la rupere la încercările de încovoiere prin trei puncte

3.3.1. Considerații teoretice și experimentale asupra tenacității dinamice la încercări de încovoiere în trei puncte

În paragraful anterior s-a acceptat expresia deplasărilor unei epruvete atunci când se ia în considerare mișcarea de translație și mișcarea de rotație în jurul secțiunii centrale prevăzută cu crestătură și fisură de oboseală.

De asemeni prin rezolvarea sistemului de ecuații diferențiale (3.21) s-au obținut soluțiile (3.27) cu ajutorul cărora se pot calcula deplasarea W_0 și rotația α .

Pentru o serie de aplicații inginerești se consideră că deplasarea $w(l,t)$ se poate exprima printr-o funcție de timp de forma [Rubio, Fernández-Sáez, Navarro, (1998)]:

$$w(l,t) = v_0 t - \frac{3v_0}{L} \frac{\sin k_2 t}{K_2} |l| \quad (3.44)$$

Analizând relația (3.44) se vede că în punctele unde epruveta se sprijină pe reazeme ($l=\pm L/2$) mișcarea epruvetei în momentul inițial al șocului se produce în sens invers mișcării ciocanului.

Momentul repetării atingerii reazemelor de către epruvetă se obține din ecuația:

$$w\left(\frac{L}{2}, t\right) = v_0 t - \frac{3v_0}{2K_2} \sin k_2 t \quad (3.45)$$

acceptând că membrul drept este zero, întrucât în reazeme $w=0$.

Din condiția :

$$v_0 t - \frac{3v_0}{2K_2} \sin k_2 t = 0 \quad (3.46)$$

rezultă soluția banală $t=0$ și $t^* \approx \frac{\pi}{2} \frac{1}{k_2}$ care reprezintă de fapt perioada oscilației

epruvetei caracterizată prin frecvența k_2 . Fenomenul acesta de repetare a contactului epruvetei cu reazemele se datorează pe de o parte pătrunderii ciocanului pe o anumită adâncime în epruvetă și în al doilea rând creșterii tensiunilor care apar în epruvete ca urmare a forțelor de inerție care acționează asupra acesteia.

Repetarea contactului epruvetei cu reazemul se pune în evidență și pe baza oscilogramelor F_0-t înregistrate folosind semnalele unor traductori montați în reazemele ciocanelor.

În condițiile încovoierei în trei puncte se poate accepta că punctul de contact al ciocanului cu epruveta imediat după contact se mișcă împreună ca un tot unitar.

În aceste condiții deplasarea epruvetei poate fi scrisă sub forma:

$$w_0 = v_0 t - \int_0^t \int_0^{t_1} \frac{F}{\Omega} dt dt_1 \quad (3.47)$$

unde:

w_0 - deplasarea punctului de contact al epruvetei cu ciocanul

F - forța de contact

Ω - masa ciocanului

Pentru rezolvarea problemei se acceptă că după un anumit timp punctul de contact dintre ciocan și epruvetă se deplasează considerând că acesta se prezintă ca un tot unitar (fig.3.8). De asemenea în prima etapă se neglijează deplasarea punctului de contact a epruvetei cu reazemul.

În condițiile acestea momentul încovoietor în secțiunea centrală a epruvetei poate fi scris sub forma:

$$M_i = \frac{F_0 L}{2} + \frac{m L_1 \ddot{w}_0}{8} - \frac{m \ddot{a} L_1^2}{24} \quad (3.48)$$

unde

a - unghiul de rotație a unei jumătăți de epruvete

F_0 - reacțiunea pe reazem

Dacă se are în vedere și legea conservării impulsului rezultă:

$$F - 2F_0 = m \ddot{w}_0 - \frac{\ddot{a} L_1 m}{4} \quad (3.49)$$

Având în vedere că reacțiunea este proporțională cu deplasarea resortului având constanta elastică β_1 se poate scrie:

$$F_0 = \left(w_0 - a \frac{L}{2} \right) / \beta_1 \quad (3.50)$$

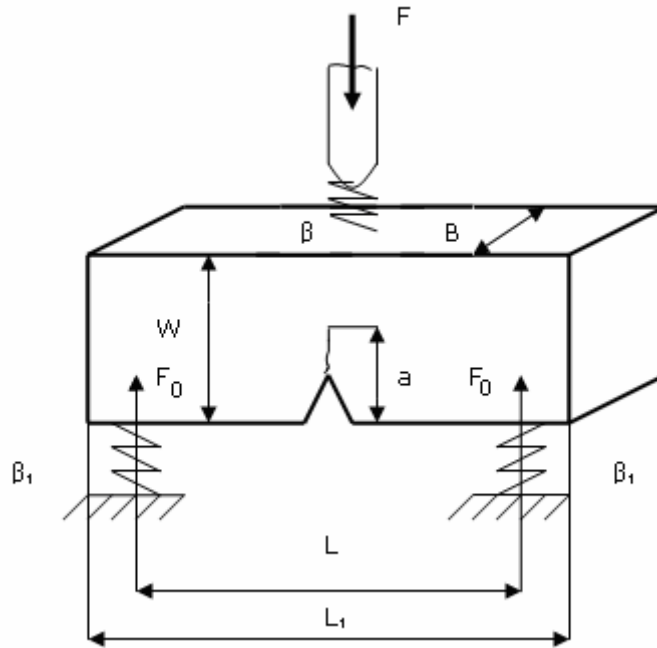


Fig.3.8. Modelul de analiză a încovoierii dinamice cu rezemare în trei puncte.

Ecuțiile (3.47), (3.48), (3.49) și (3.50) la care se adaugă expresia constantei elastice a epruvetei (vezi ecuația 3.7), formează un sistem de ecuații care corelează mai mulți parametri ai șocului. Rezolvând acest sistem de ecuații în raport cu necunoscutele F_0 și a se ajunge la sistemul de două ecuații diferențiale de forma:

$$\begin{aligned} \frac{2F_0}{\Omega + m} + \ddot{F}_0\beta_1 + \frac{\ddot{a}L}{2} \left[1 - \frac{m}{2(\Omega + m)} \right] &= 0 \\ -F_0 \left(2 - \frac{m}{\Omega + m} \right) \frac{C_{st}}{L} 2 + a + \ddot{a}C_{st}m \cdot \left[\frac{1}{3} - \frac{m}{4(\Omega + m)} \right] &= 0 \end{aligned} \quad (3.51)$$

Soluțiile generale ale acestui sistem sunt:

$$\begin{aligned} F_0 &= A \sin k_1't + B \cos k_1't + C \sin k_2't + D \cos k_2't \\ a &= -\frac{2\beta_1}{L} A \sin k_1't - \frac{2\beta_1}{L} B \cos k_1't + \frac{4C_{st}}{L} C \sin k_2't + \frac{4C_{st}}{L} D \cos k_2't \end{aligned} \quad (3.52)$$

unde:

$$\begin{aligned} k_1' &= \sqrt{\frac{3}{\beta_1 m} + \frac{3}{\beta_1 m} \sqrt{1 - \frac{2\beta_1 m}{2\Omega C_{st}}}} \\ k_2' &= \sqrt{\frac{3}{\beta_1 m} - \frac{3}{\beta_1 m} \sqrt{1 - \frac{2\beta_1 m}{3\Omega C_{st}}}} \end{aligned} \quad (3.53)$$

Dacă se are în vedere $\beta m \ll \Omega C_{st}$ rezultă:

$$k_1' = \sqrt{\frac{6}{\beta_1 m}} \quad (3.54)$$

$$k_2' = \sqrt{\frac{1}{\Omega C_{st}}}$$

Trebuie arătat că în datele rezolvării timpul $t=0$ corespunde momentului repetării atingerii de către epruvetă a reazemelor.

Pentru determinarea constantelor A , B , C și D trebuie să luăm în considerare că epruveta atinge reazămii în momentul t^* .

Ca urmare se poate scrie

$$F_0(t) = w(t, L/2) / \beta_1 ; F_0(0) = 0 ; \dot{F}(0) = \dot{w}(t, L/2) / \beta_1 \quad (3.55)$$

Dacă se ia în considerare ecuația (3.45) pentru $t=t^*$ se obține:

$$\ddot{F}_0(0) = \frac{v_0}{\beta_1} \quad (3.56)$$

Ca și în cazul epruvetei fără reazemare:

$$a = \frac{3v_0}{LK_2} \sin k_2 t \quad (3.57)$$

care la momentul inițial $t=t^*$ devine:

$$a(t^*) = \frac{3v_0}{k_2 L} \text{ și } \dot{a}(t^*) = 0 \quad (3.58)$$

Trecând la noul sistem de referință, cele de mai sus devin:

$$a(0) = \frac{3v_0}{k_2 L} \text{ și } \dot{a}(0) = 0 \quad (3.59)$$

Dacă se au în vedere aceste condiții inițiale și se neglijează frecvențele k_1' care sunt în general ridicate, sistemul (3.52) capătă forma:

$$F_0 = \frac{v_0}{2} \sqrt{\frac{\Omega}{C_{st}}} \sin k_2' t + \frac{3}{4} v_0 \frac{1}{C_{st} k_2'} \cos k_2' t \quad (3.60)$$

$$a = \frac{2v_0 \sqrt{\Omega C_{st}}}{L} \sin k_2' t + \frac{3v_0}{K_2' L} \cos k_2' t \quad (3.61)$$

Pe baza ecuațiilor (3.47) și (3.49) se poate obține și forța care acționează pe ciocan:

$$F\left(1 + \frac{m}{\Omega}\right) = 2F_0 - \frac{\ddot{a}Lm}{4} \quad (3.62)$$

Dacă în ecuația (3.62) se introduce F_0 din (3.61) se obține expresia generală a forței dinamice de pe ciocan:

$$F = \frac{v_0 \sqrt{\Omega}}{\sqrt{C_{st}}} \left(1 + \frac{m}{2\Omega}\right) \sin k_2' t + \frac{3}{2} \frac{v_0}{C_{st} K_2'} \left(1 + \frac{m}{2\Omega}\right) \cos k_2' t \quad (3.63)$$

Din (3.60) și (3.63) este evident că pentru cazul când $m \ll 2\Omega$ rezultă:

$$F \approx 2F_0 \quad (3.64)$$

Astfel încât momentul încovoiator maxim poate fi calculat cu relația:

$$M_i \approx \frac{F_0 L}{2} \quad (3.65)$$

care este analog cu cel dat de relația (3.48) în care se neglijează deplasările liniare și unghiulare.

Evident că dacă se cunoaște forța de contact se poate calcula și momentul încovoietor pe baza căruia rezultă și factorul dinamic de intensitate a tensiunii $K_I(t)$.

O rezolvare mult mai completă a problemei șocului de încovoiere în rezemare în trei puncte se obține atunci când ecuațiilor (3.48), (3.49) și (3.50) li se atașează și ecuația deplasării punctului de contact al epruvetei cu ciocanul:

$$v_0 t = F\beta + w_0 \quad (3.66)$$

Înlocuind expresia momentului încovoietor din ecuația (3.7) în expresia (3.48) se obține ecuația unghiului de rotație :

$$a = \frac{4C_{st}F_0}{L} + \frac{3\gamma^2}{L_1} \ddot{w}_0 - \gamma^2 \ddot{a} \quad (3.67)$$

unde

$$\gamma^2 = \frac{mC_{st}}{3} \frac{L_1^2}{L^2} \quad (3.68)$$

După cum s-a văzut anterior în momentul inițial al șocului epruveta se îndepărtează de reazem iar contactul cu reazemul se produce după un timp notat cu t^* .

Ecuația (3.66) pentru un nou sistem la care $t=0$ corespunzător momentului t^* , poate fi scrisă sub forma:

$$v_0(t + t^*) = F\beta + w_0(t) \quad (3.67')$$

Din ecuațiile (3.50) și (3.49) rezultă F_0 și respectiv F , care înlocuite în ecuația (3.67') conduc la prima ecuație diferențială care corelează între ele mărimile a și w_0 :

$$v_0(t + t^*) = \frac{2\beta}{\beta_1} \left(w_0 - \frac{aL}{2} \right) + v^2 w_0 - \frac{\ddot{a}L_1}{4} v^2 + w_0^0 \quad (3.68')$$

A doua ecuație diferențială se obține înlocuind în ecuația (3.67) pe F_0 din ecuația (3.50):

$$\left[w_0 - \frac{aL}{2} \right] \frac{4C_{st}}{L\beta_1} + \frac{3\gamma^2}{L_1} \ddot{w}_0 - \gamma^2 \ddot{a} - a(t) = 0 \quad (3.69)$$

unde $v = \sqrt{m\beta}$ ($1/v$ - reprezintă frecvența oscilațiilor ciocanului)

Ecuațiile (3.68) și (3.69) constituie un sistem de ecuații diferențiale a căror soluție generală este formată din soluțiile ecuației omogene și a ecuației neomogene.

Soluțiile ecuației omogene sunt:

$$\tilde{a} = \frac{4C_{st}v_0(t + t^*)}{L(\beta_1 + 2C_{st} + 2\beta)} \quad (3.70)$$

și

$$\tilde{w}_0 = \frac{(\beta_1 + 2C_{st}) \cdot v_0(t + t^*)}{\beta_1 + 2C_{st} + 2\beta} \quad (3.71)$$

Înlocuind pe \tilde{a} și \tilde{w}_0 în ecuațiile (3.66), (3.50) și (3.7) se obțin:

$$\tilde{F} = \frac{2v_0(t + t^*)}{\beta_1 + 2C_{st} + \beta} \quad (3.72)$$

$$\tilde{F}_0 = \frac{v_0(t+t^*)}{\beta_1 + 2C_{st} + \beta} \quad (3.73)$$

$$M_i = \frac{Lv_0(t+t^*)}{2(\beta_1 + 2C_{st} + \beta)} \quad (3.74)$$

Analizând ecuațiile: (3.72), (3.73) și (3.74) este evident că $\tilde{F} = 2\tilde{F}_0$ iar $\tilde{M}_i = \frac{\tilde{F}L}{4}$ cea ce corespunde unei încărcări cvasistatice.

Pe baza momentului încovoiitor dat de ecuația (3.74) se poate calcula și factorul dinamic de intensitate a tensiunii:

$$\tilde{K}_I(t) = \frac{M_i(t)}{BW^3/2} Y\left(\frac{a}{W}\right) = \frac{v_0(t+t^*)}{B\sqrt{W}\left(C_{st} + \beta + \frac{\beta_1}{2}\right)} Y\left(\frac{a}{W}\right) \quad (3.75)$$

În relația de mai sus s-a avut în vedere că $W \approx L/4$.

O relație analoagă cu cea de mai sus a fost propusă de Böhme sub forma [Böhme, Kalthoff, (1985)]:

$$K_I(t) = \frac{v_0(t+t^*)}{B\sqrt{WC_{st}}} Y\left(\frac{a}{W}\right) \quad (3.76)$$

Analiza cu metoda causticelor a arătat unele discrepanțe majore între datele experimentale și cele date de relația (3.76). Aceste discrepanțe se datorează tocmai neluării în considerare a rigidității ciocanului și a reazemelor reprezentate prin mărimile β și β_1 .

Pentru a da o rezolvare completă a problemei se vor lua în considerare și soluțiile ecuațiilor diferențiale omogene:

$$\tilde{a}_0 = A_{11} \cos k_1 t + A_{12} \sin k_1 t + A_{21} \cos k_2 t + A_{22} \sin k_2 t \quad (3.77)$$

$$\tilde{w}_0 = a_{11} \cos k_1 t + a_{12} \sin k_1 t + a_{21} \cos k_2 t + a_{22} \sin k_2 t \quad (3.78)$$

Coeficienții a_{ij} se pot calcula pe baza corelației cu coeficienții A_{ij} folosind relația:

$$a_{ij} = A_{ij} n_i, \quad i, j = 1, 2 \quad (3.79)$$

Parametrul n_i depinde de frecvența sistemului k_i sub forma:

$$n_i = \frac{L\beta / \beta_1 - k_i^2 v^2 L_1 / 4}{2\beta / \beta_1 + 1 - k_i^2 \cdot v^2} \quad (3.80)$$

În care k_i se obține din relația:

$$k_{1,2} = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{m}} \sqrt{a \pm \sqrt{a^2 - b^2}} \quad (3.81)$$

unde coeficienții a și b se determină din constantele elastice C_{st} , β și β_1 :

$$a = \frac{3L^2}{C_{st}L_1^2} + \frac{1}{\beta_1} \left(\frac{6L^2}{L_1^2} - \frac{6L}{L_1} + 2 \right) + \frac{1}{\beta} \quad (3.82)$$

și

$$b = \frac{3L^2}{L_1^2 \beta C_{st}} + \frac{6L^2}{L_1^2 C_{st} \beta_1} + \frac{6L^2}{L_1^2 \beta \beta_1} \quad (3.83)$$

Este ușor de arătat pe baza ecuațiilor (3.77)..(3.83) că atunci când $\beta_1 \rightarrow \infty$ problema se reduce la încovoire prin șoc fără rezemare laterală, problemă care a fost tratată în capitolul anterior.

Pe baza celor două soluții obținute pentru deplasările a și w_0 se găsesc soluțiile generale:

$$\begin{aligned} a &= \tilde{a} + \tilde{\tilde{a}} \\ w_0 &= \tilde{w}_0 + \tilde{\tilde{w}}_0 \end{aligned} \quad (3.84)$$

Se vede că soluțiile \tilde{a} și $\tilde{\tilde{a}}$ reprezintă o sumă de funcții periodice, ca urmare ele limitează mult condițiile reale ale procesului de oscilație.

Coeficienți A_{ij} se determină din sistemul (3.84) pe baza condițiilor inițiale. Mărimile $a(t^*)$; $w_0(t^*)$ precum și $\tilde{a}(t^*)$ și $\tilde{\tilde{a}}(t^*)$ se determină în urma rezolvării problemei șocului fără rezemare laterală în momentul în care epruveta atinge reazemul la momentul t^* .

Modul de calcul a lui $K_{Id}(t)$ pe baza celor de mai sus este exemplificat pentru următoarele condiții de încercare: $V_0=3,8$ m/s; $L=L_1/1,2=4W=0,08$ m; $B=0,01$ m; $a/W=0,51$; $m=0,145$ Kg;

$E=2,1 \cdot 10^{11}$ N/m². Constanta elastică $\beta \approx 8,4 \cdot 10^{-9}$ m/N iar $\beta_1 = \beta/2$.

Cunoscând pe $a(t)$ pe baza ecuației (3.4) s-a obținut momentul încovoietor $M_i(t)$ cu ajutorul căruia s-a calculat $K_{Id}(t)$:

$$K_{Id}(t) = \frac{M_i(t)}{W^{3/2} \beta} Y(a/W) \quad (3.85)$$

În fig.3.9 s-a reprezentat $K_{Id}(t)$ în funcție de timp pentru perioada inițială a contactului ciocan-epruvetă cu rezemarea acestuia în trei puncte.

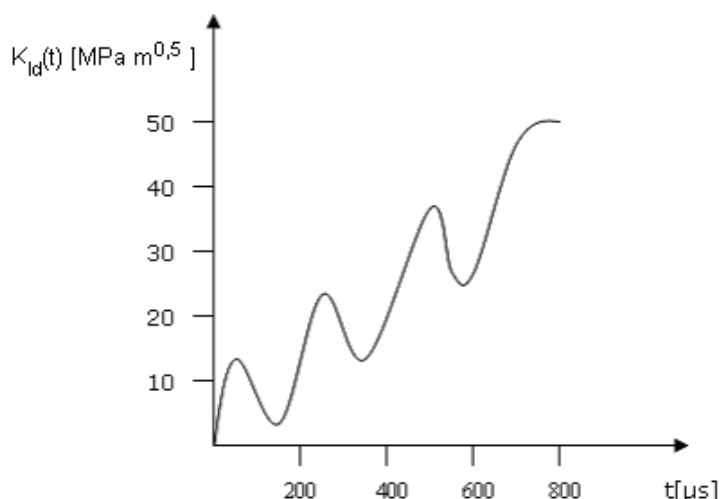


Fig.3.9. Variația factorului dinamic de intensitate a tensiunii $K_{Id}(t)$ în funcție de timp.

Se evidențiază că înainte de atingerea valorii maxime ca urmare a ciocnirii repetate, $K_{Id}(t)$ prezintă variații în timp după funcții sinusoidale.

3.3.2. Contribuții asupra unei metode privind determinarea tenacității la rupere prin încovoiere în trei puncte

Tenacitatea dinamică este dată de valoarea factorului dinamic de intensitate a tensiunii în momentul inițierii fisurii.

În cele ce urmează este propusă o metodă de calcul a lui $K_{Id}(t)$ prin determinarea analitică a forței de contact dintre ciocan și epruvetă [Sechei, Chelu, Dumitru, (2009)].

Relația folosită pentru calculul factorului dinamic de intensitate a tensiunii este [Marur, Simha, Nair, (1994)] :

$$K_I^d(t) = \frac{S}{BW^{3/2}} F_c(t) f\left(\frac{a}{W}\right) \quad (3.86)$$

unde

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = \frac{3\left(\frac{a}{W}\right)^{1/2} \left[1,99 - \left(\frac{a}{W}\right) \left(1 - \frac{a}{W}\right) \left(2,15 - 3,93 \frac{a}{W} + 2,7 \left(\frac{a}{W}\right)^2 \right) \right]}{2 \left(1 + 2 \frac{a}{W} \right) \left(1 - \frac{a}{W} \right)^{3/2}}$$

iar

S este lungimea dintre reazeme,

W este lățimea epruvetei,

B este grosimea epruvetei,

a este lungimea fisurii

F_c este forța de contact.

Singura necunoscută în acest caz este forța de contact F_c care depinde de timp și pentru a cărei determinare s-a propus următoarea metodă.

Să considerăm epruveta de lungime L , grosime B , lățime W și lungimea fisurii a , rezemată în trei puncte.

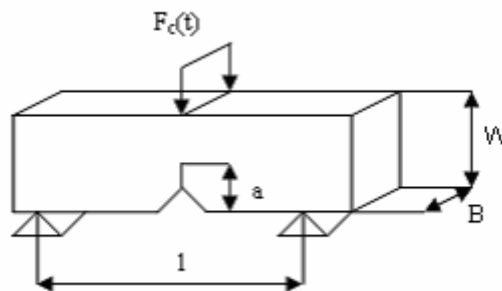


Fig.3.10. Epruveta supusă încărcării în trei puncte.

Pentru a putea modela interacțiunea dintre ciocan și epruvetă presupunem următoarele:

- materialul din care este fabricată epruveta este liniar elastic
 - interacțiunea ciocan epruvetă se modelează folosind punctul de aplicare al forței $F(t)$
 - ciocanul este rigid și are o rază de curbură constantă
 - contactul dintre ciocan și epruvetă este descrisă de legea lui Hertz
- Utilizând deci teoria clasică al lui Timoshenko putem presupune că forța aplicată de ciocanul pendul Charpy este egală cu forța de contact a lui Hertz:

$$F_C(t) = k_C a^3 / 2 \quad (3.87)$$

unde F_C este forța de contact măsurată de ciocan, a este adâncimea de penetrație a ciocanului în epruvetă iar k_C este rigiditatea de contact.
Totodată mai știm că:

$$m \cdot \ddot{u}_{cioc} = -F_C \quad (3.88)$$

unde:

$$u_{cioc} = u_G + a \quad (3.89)$$

cu precizarea că:

u_{cioc} = deplasarea ciocanului

u_G = deplasarea grinzii

a = adâncimea de penetrare a ciocanului în grindă

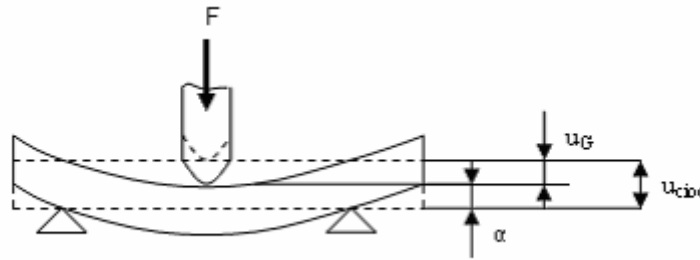


Fig.3.11. Deplasarea grinzii în urma impactului.

Ecuția diferențială a mișcării de rotație a pendulului este:

$$M_{Oz} = J_{Oz}^{cioc} \ddot{\theta} \quad (3.90)$$

unde θ este unghiul de rotație al pendulului, J este momentul lui de inerție față de axa z , iar M este proiecția pe axă a momentului rezultat al forței aplicate (fig.3.12).

Din relația (3.89) și (3.90) rezultă următoarea ecuație:

$$-F_C l_C^t = J_{Oz}^{cioc} \ddot{\theta} \quad (3.91)$$

unde l_C^t este brațul forței.

Teorema momentului cinetic definită pentru axa Oz este exprimată prin următoarea relație:

$$\dot{K}_{Oz} = M_{Oz} \quad (3.92)$$

Știim că

$$K_{Oz} = J_{Oz}^{cioc} \cdot \omega \quad (3.93)$$

unde ω este viteza unghiulară iar J_{Oz}^{cioc} este momentul de inerție în raport cu axa z a ciocanului.

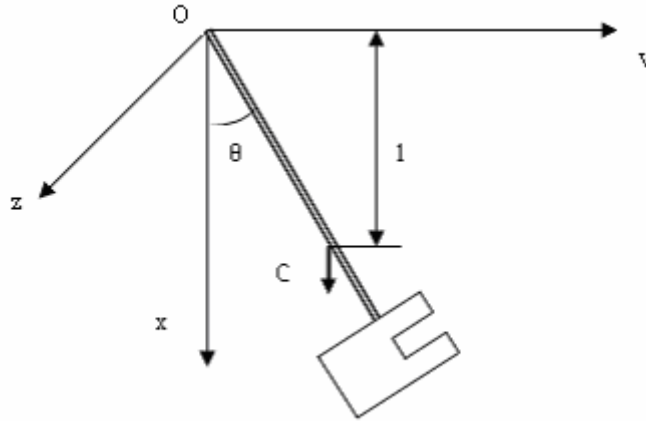


Fig.3.12. Alegerea sistemului de axe.

Dar $\omega = \dot{\theta}$, deci prin înlocuire în relația (3.93) vom avea expresia:

$$K_{Oz} = J_{Oz}^{cioc} \cdot \dot{\theta} \quad (3.94)$$

Momentul M_{Oz} exprimându-se astfel:

$$M_{Oz} = -l \cdot G \cdot \sin \theta \quad (3.95)$$

putem scrie relația:

$$\dot{K}_{Oz} = -l_c \cdot G \cdot \sin \theta \quad (3.96)$$

Derivând relația (3.95) și înlocuind-o în (3.96) vom obține:

$$J_{Oz}^{cioc} \cdot \ddot{\theta} = -l_c \cdot G \cdot \sin \theta \quad (3.97)$$

unde l_c este distanța din punctul de origine al brațului ciocanului până la centrul de greutate al ciocanului, (fig.3.12).

Știind că greutatea $G = m \cdot g$, unde m este masa ciocanului iar g este accelerația gravitațională și înlocuind în relația de mai sus obținem:

$$J_{Oz}^{cioc} \cdot \ddot{\theta} + g \cdot m \cdot l_c \cdot \sin \theta = 0 \quad (3.98)$$

Împărțind această ecuație cu J_{Oz}^{cioc} rezultă:

$$\ddot{\theta} + \frac{g \cdot m \cdot l_c}{J_{Oz}^{cioc}} \sin \theta = 0 \quad (3.99)$$

dar $\sin \theta \approx \theta$

iar

$$\omega_n^2 = \frac{g \cdot m \cdot l_c}{J_{Oz}^{cioc}} \quad (3.100)$$

unde ω_n este pulsația ciocanului și este dată de relația:

$$\omega_n = \frac{2\pi}{T} \quad (3.101)$$

unde T este perioada și este egală cu $T = \frac{t^*}{n}$ unde t^* este numărul de secunde iar n este numărul de oscilații complete executate de ciocan.

Înlocuind expresia pulsației în relația (3.99) obținem următoarea relație de calcul a momentului de inerție în raport cu axa oz:

$$J_{Oz}^{cioc} = \frac{\left(\frac{t^*}{n}\right)^2 \cdot m \cdot g \cdot l_c}{(2n)^2} \quad (3.102)$$

Pentru a-l putea determina pe l_c adăugăm ciocanului o masă de greutate și dimensiune cunoscută după cum se poate vedea în fig.3.13.

Exprimăm apoi distanța din origine și până la ciocan, l_c^t , sub următoarea formă:

$$l_c^t = \frac{m_c \cdot l_c + m_a \cdot l_c^a}{m_c + m_a} \quad (3.103)$$

unde

m_c este masa ciocanului;
 m_a este masa greutății adăugate.

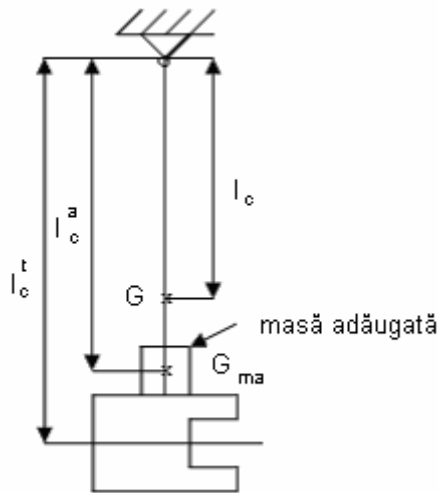


Fig.3.13. Poziția centrelor de greutate a ciocanului și a masei adăugate.

Vom avea astfel următorul sistem de ecuații pentru cazul epruvetei cu creștătură (fig. 3.14):

$$\begin{cases} J_{Oz}^{cioc} \ddot{\theta} = -F_c \cdot l_c^t \\ \sqrt{\frac{\partial^2 u_G(x,t)}{\partial t^2} - \frac{\partial}{\partial x} \left(J(x) \frac{\partial^3 u_G(x,t)}{\partial x \partial t} \right) + \frac{\partial^2}{\partial x^2} \left(E(x) I(x) \frac{\partial^2 u_G(x,t)}{\partial x^2} \right)} = q(x,t) \end{cases} \quad (3.104)$$

unde:

E este modulul de elasticitate al grinzii

I este momentul de inerție geometric al suprafeței secțiunii transversale a grinzii față de axa neutră

J este momentul de inerție al unității de lungime față de axa perpendiculară pe planul în care se mișcă grinda (moment de inerție mecanic)
 $q(x,t)$ este forța care se aplică epruvetei
 E, I, J sunt constante.

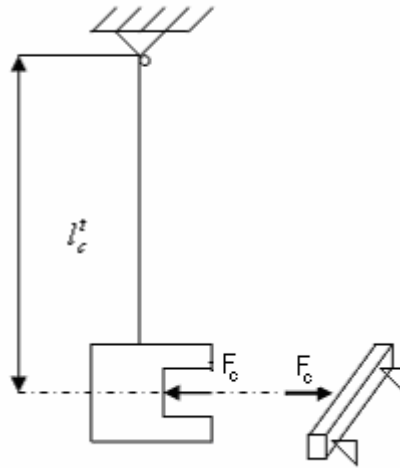


Fig.3.14. Forța de contact.

Ecuția a doua reprezintă ecuația de mișcare a epruvetei în ipoteza că masa care produce impactul nu se separa de epruvetă cel puțin până în momentul când săgeata epruvetei atinge valoarea maximă.

Pentru calculul momentului de inerție geometric $I(x)$, a ariei $A(x)$ și a momentului de inerție mecanic $J(x)$ se modelează epruveta folosind notațiile de pe fig. 3.15 și 3.16.

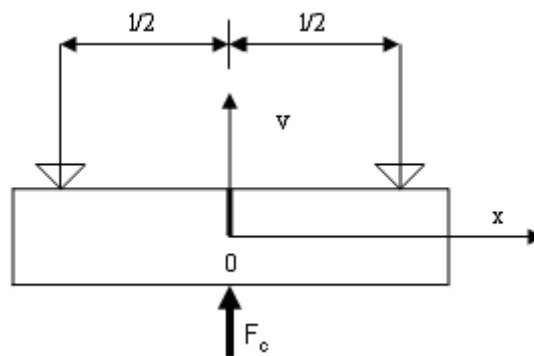


Fig.3.15. Alegerea sistemului de axe astfel încât originea acestuia să corespundă cu poziția forței de contact.

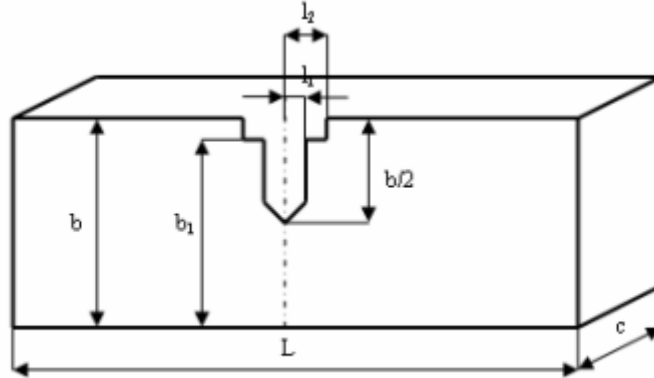


Fig.3.16. Notațiile după care s-au făcut modelarea epruvetei.

Pentru exprimarea momentului de inerție $I(x)$ se ține cont de formula lui Steiner aplicată pentru cazul variației momentului de inerție cu axe paralele. Astfel avem:

$$I(x) = \begin{cases} \frac{b^3 c}{12}, & \text{daca } x \in [-\frac{l}{2}; -l_2) \\ \frac{b_1^3 c}{12} + b_1 c \left(\frac{b-b_1}{2}\right)^2, & \text{daca } x \in [-l_2; -l_1) \\ \frac{1}{12} \left(\frac{b}{2} - x\right)^3 c + \left(\frac{b}{2} - x\right) c \left(\frac{b - \left(\frac{b}{2} - x\right)}{2}\right)^2, & \text{daca } x \in [-l_1; 0) \\ \frac{1}{12} \left(\frac{b}{2} + x\right)^3 c + \left(\frac{b}{2} + x\right) c \left(\frac{b - \left(\frac{b}{2} + x\right)}{2}\right)^2, & \text{daca } x \in [0; l_1) \\ \frac{b_1^3 c}{12} + b_1 c \left(\frac{b-b_1}{2}\right)^2, & \text{daca } x \in [l_1; l_2) \\ \frac{b^3 c}{12}, & \text{daca } x \in [l_2; \frac{l}{2}] \end{cases} \quad (3.105)$$

Pentru calculul ariei $A(x)$ avem următorul sistem:

$$A(x) = \begin{cases} b \cdot c, & \text{daca } x \in [-\frac{l}{2}; -l_2) \\ b_1 \cdot c, & \text{daca } x \in [-l_2; -l_1) \\ c \left(\frac{b}{2} - x \right), & \text{daca } x \in [-l_1; 0) \\ c \left(\frac{b}{2} + x \right), & \text{daca } x \in [0; l_1) \\ b_1 \cdot c, & \text{daca } x \in [l_1; l_2) \\ b \cdot c, & \text{daca } x \in [l_2; \frac{l}{2}] \end{cases} \quad (3.106)$$

unde l este distanța dintre reazeme.

Momentul de inerție mecanic al grinzii $J(x)$ este dat de relația:

$$J(x) = \frac{\rho}{3} A(x) \quad (3.107)$$

unde ρ este densitatea materialului.

La exprimarea forței $q(x,t)$ considerăm că ea nu are o distribuție pe toată lungimea grinzii, ci doar pe un interval $[-\varepsilon; \varepsilon]$ corespunzător zonei de contact.

Considerăm astfel următoarele trei ipoteze:

1. Forța este concentrată în punctul de aplicație al forței
2. Forța este distribuită pe un segment constant
3. Forța are o distribuție de tip cosinus

Forța concentrată.

Forța concentrată $F(t)$ se aplică doar într-un punct de contact, x_c , ea fiind însă variabilă în timp și se exprimă prin relația:

$$q(x,t) = F_c(t) \delta(x - x_c) \quad (3.108)$$

unde $\delta(x - x_c)$ este funcția Dirac.

Deoarece punctul de contact în cazul nostru este chiar originea sistemului de referință, forța de impact aplicându-se chiar în mijlocul epruvetei, punctul x_c va fi chiar zero, fig.3.17.

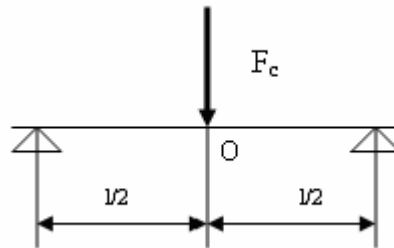


Fig.3.17. Forța este concentrată în punctul de contact.

În acest caz, conform ecuației (3.27), ecuație de mișcare a grinzii va avea forma:

$$v \frac{\partial^2 u_G(x,t)}{\partial t^2} - \frac{\partial}{\partial x} \left(J(x) \frac{\partial^3 u_G(x,t)}{\partial x \partial t^2} \right) + \frac{\partial^2}{\partial x^2} \left(E(x) J(x) \frac{\partial^2 u_G(x,t)}{\partial x^2} \right) = F_c(t) \delta(x - 0) \quad (3.109)$$

Pentru rezolvarea ecuației de mișcare a epruvetei folosim metoda Galerkin:

$$u_G(x,t) = \sum_{i=1}^n T_i(t) \psi_i(x) \quad (3.110)$$

unde

$\psi_i(x)$ sunt funcții fundamentale care satisfac condițiile inițiale

$T_i(t)$ sunt funcții de timp fiind date de relația:

$$T_i(t) = f_i(F_C(t)), \text{ unde } i=1..n$$

Deoarece grinda este simplu rezemată, vom avea condițiile:

$$\begin{cases} \psi_i(-l/2) = 0 \\ \psi_i(l/2) = 0 \end{cases} \text{ unde } i = 1..n \quad (3.111)$$

Alegem pentru ψ_i o funcție de tip cosinus pentru că corespunde condițiilor inițiale, adică are valoare 0 în ambele capete a intervalului.

Astfel funcția aleasă are forma:

$$\psi_i(x) = \cos\left[(2i-1)\frac{\pi}{l}x\right] \quad (3.112)$$

Introducem soluția (3.26) în ecuația (3.27) și obținem:

$$v \left(\sum_{i=1}^n \ddot{T}_i(t) \psi_i(x) \right) - \frac{\partial}{\partial x} \left(J(x) \sum_{i=1}^n \ddot{T}_i(t) \frac{\partial \psi_i(x)}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial x^2} \left(E(x) J(x) \sum_{i=1}^n T_i(t) \frac{\partial^2 \psi_i(x)}{\partial x^2} \right) = F_C(t) \delta(x) \quad (3.113)$$

Pentru obținerea unui rezultat cât mai exact folosim metoda proiecțiilor, adică înmulțim ecuația (3.32) cu o funcție $\psi_j(x)$, $i=1, \bar{n}$, identică cu funcția ψ_i , iar apoi

o integrăm pe intervalul $(-l/2, l/2)$. Obținem astfel următoarea ecuație:

$$\begin{aligned} v \sum_{i=1}^n \ddot{T}_i \int_{-l/2}^{l/2} \psi_i(x) \psi_j(x) dx - \sum_{i=1}^n \ddot{T}_i(t) \int_{-l/2}^{l/2} \frac{\partial}{\partial x} \left(J(x) \frac{\partial \psi_i(x)}{\partial x} \right) \psi_j(x) dx + \\ + \sum_{i=1}^n T_i(t) \int_{-l/2}^{l/2} \frac{\partial}{\partial x^2} \left(E(x) I(x) \frac{\partial^2 \psi_i(x)}{\partial x^2} \right) \psi_j(x) dx = F_C(t) \int_{-l/2}^{l/2} \delta(x) \psi_j(x) dx \end{aligned} \quad (3.114)$$

Notăm următoarele integrale astfel:

$$A_{ij} = \int_{-l/2}^{l/2} \psi_i(x) \psi_j(x) dx \quad (j = 1..n) \quad (3.115 \text{ a})$$

$$B_{ij} = \int_{-l/2}^{l/2} \frac{\partial}{\partial x} \left(J(x) \frac{\partial \psi_i(x)}{\partial x} \right) \psi_j(x) dx \quad (j = 1..n) \quad (3.115 \text{ b})$$

$$C_{ij} = \int_{-l/2}^{l/2} \frac{\partial}{\partial x^2} \left(E(x) I(x) \frac{\partial^2 \psi_i(x)}{\partial x^2} \right) \psi_j(x) dx \quad (j = 1..n) \quad (3.115 \text{ c})$$

unde A_{ij} , B_{ij} și C_{ij} sunt constante.

Cunoscând faptul că integrala unei funcții Dirac este egală cu 1 avem:

$$\int_{-l/2}^{l/2} \delta(x) \psi_j(x) dx = \psi_j(0) = 1 \quad (3.116)$$

Folosind notațiile făcute în ecuația (3.34) obținem:

$$\sum_{i=1}^n \left[(v A_{ij} - B_{ij}) \ddot{T}_i(t) + C_{ij} T_i(t) \right] = F_C(t) \quad (j = 1..n) \quad (3.117)$$

Dacă notăm :

$$a_{ij} = v A_{ij} - B_{ij} \quad (3.118)$$

$$\beta_{ij} = C_{ij} \quad (3.119)$$

și înlocuind notațiile în relația (3.36), vom obținem următoarea relație:

$$\sum_{i=1}^n [a_{ij} \ddot{T}_i(t) + \beta_{ij} \dot{T}_i(t)] = F_C(t) \quad (j = 1..n) \quad (3.120)$$

$T_i(t)$, $i = 1..n$, va rezulta prin integrarea acestei ecuații.

După cum se observă ecuația (3.120) are aceeași formă ca și ecuația de mișcare a unei grinzi:

$$[m]\{\ddot{x}\} + [k]\{x\} = \{f(t)\} \quad (3.121)$$

unde $[m] = [a]$, $[k] = [\beta]$ și $\{x\} = \{T\}$

Care pentru cazul când $f(t) = 0$:

$$[a]\{\ddot{T}\} + [\beta]\{\dot{T}\} = \{0\} \quad (3.122)$$

Pentru rezolvarea acestei ecuații vom folosi metoda modală și obținem:

$$\{T\} = [\mu]\{\xi\} \quad (3.123)$$

unde $[\mu]$ este matricea modală.

Ținând cont de relația (3.123), în ecuația (3.121) se obține relația:

$$[a][\mu]\{\ddot{\xi}(t)\} + [\beta][\mu]\{\dot{\xi}(t)\} = \{f(t)\} \quad (3.124)$$

Înmulținând la stânga această ecuație cu $[\mu]^T$ obținem:

$$[\mu]^T [a][\mu]\{\ddot{\xi}(t)\} + [\mu]^T [\beta][\mu]\{\dot{\xi}(t)\} = [\mu]^T \{f(t)\} \quad (3.125)$$

Facem următoarele notații:

$$[M] = [\mu]^T [a][\mu] \quad (3.126 a)$$

$$[K] = [\mu]^T [\beta][\mu] \quad (3.126 b)$$

unde $[M]$ și $[K]$ sunt matrice diagonale.

Folosind notațiile (3.126) în relația (3.125), obținem o expresie de forma:

$$\begin{bmatrix} M_1 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & M_2 & \dots & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0 & 0 & \dots & M_n \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{\xi}_1 \\ \ddot{\xi}_2 \\ \dots \\ \ddot{\xi}_n \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} K_1 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & K_2 & \dots & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0 & 0 & \dots & K_n \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{\xi}_1 \\ \dot{\xi}_2 \\ \dots \\ \dot{\xi}_n \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \phi_1 \\ \phi_2 \\ \dots \\ \phi_n \end{Bmatrix} \quad (3.127)$$

unde

$$\phi_i = \mu_{1i} f_1 + \mu_{2i} f_2 + \dots + \mu_{ni} f_n = (\mu_{1i} + \mu_{2i} + \dots + \mu_{ni}) F_C(t), \quad (i = 1..n)$$

Se observă că ecuația matriceală (3.127) reprezintă un sistem de n ecuații diferențiale ordinare de ordinul al doilea declupate, adică:

$$M_i \ddot{\xi}_i + K_i \dot{\xi}_i = \phi_i \quad (i = 1..n) \quad (3.128)$$

Împărțim relația cu M_i și se obține:

$$\ddot{\xi}_i + \frac{K_i}{M_i} \dot{\xi}_i = \frac{1}{M_i} \phi_i \quad (i = 1..n) \quad (3.129)$$

Dar deoarece $p_i = \frac{K_i}{M_i}$, unde p_i este pulsația proprie, ecuația (3.129) se mai poate scrie astfel:

$$\ddot{\xi}_i + p_i^2 \xi_i = \frac{1}{M_i} \phi_i \quad (i = 1..n) \quad (3.130)$$

Pentru a obține soluția forțată a acestei ecuații, folosim transformata Laplace pentru funcția $\xi(t)$.

Aplicăm operatorul transformatei Laplace sistemului de ecuații (3.130) și rezultă în final $\tilde{\xi}_i$:

$$\tilde{\xi}_i(s) = \frac{1}{M_i} \frac{1}{s^2 + p_i^2} \tilde{\phi}_i(s) \quad (3.131)$$

Revenind la funcția original și ținând cont de teorema de convoluție a lui Borel rezultă în final:

$$\xi_i(t) = \frac{\sum_{j=1}^n \mu_{ji} t}{M_i p_i} \int_0^t F_c(\tau) \sin(p_i(t - \tau)) d\tau \quad (3.132)$$

unde $\{\xi_i(t)\} = \begin{Bmatrix} \xi_1 \\ \xi_2 \\ \vdots \\ \xi_n \end{Bmatrix}$

de unde utilizând relația (3.123), obținem valoarea lui T_i și implicit din ecuația (3.110) rezultă deplasarea grinzii, u_G , care este o funcție de forța de contact și timp:

$$u_G(x, t) = u_G(F_c(t), t) \quad (3.133)$$

Utilizând relațiile (3.104) și (3.133) obținem sistemul:

$$\begin{cases} J_{OZ}^{cioc} \ddot{\theta} = -F_c \cdot l_c^t \\ u_G(x, t) = u_G(F_c(t), t) \end{cases} \quad (3.134)$$

Datorită faptului că noi calculăm deplasarea grinzii în punctul de aplicație al forței, adică în punctul $x = 0$, conform relației (3.89) rezultă:

$$u_G(0, t) + a(t) = u_{cioc}(t) \quad (3.135)$$

dar

$$\ddot{u}_{cioc} = l\ddot{\theta} \quad (3.136)$$

Ținând cont de relația (3.91), în relația (3.136) obținem astfel:

$$\ddot{u}_{cioc} = -F_c \cdot k^* \quad (3.137)$$

unde am folosit notația

$$k^* = \frac{l_c^t \cdot l}{J_{OZ}^{cioc}} \quad (3.138)$$

Pentru eliminarea deplasării u_{cioc} din relația (3.135) vom integra ecuația (3.137), în raport cu timpul t de două ori.

$$u_{cioc}(t) = \dot{u}_{cioc}(0)t + u_{cioc}(0) - k^* \int_0^t \left(\int_0^s F_c(\tau) d\tau \right) ds \quad (3.139)$$

La momentul $t=0$, $u_{cioc} = 0$ iar $\dot{u}_{cioc}(0)$ este viteza tangențială a ciocanului.

Utilizând notația:

$$\dot{u}_{cioc} = v_c \tag{3.140}$$

Ținând cont de relațiile (3.87), (3.139) și (3.140) în relația (3.135) se obține ecuația:

$$u_G(0,t) + \left(\frac{F_c}{k}\right)^{2/3} = v_c \cdot t - k^* \int_0^t \left(\int_0^s F_c(\tau) d\tau \right) ds \tag{3.141}$$

Relația (3.141) din punct de vedere matematic reprezintă o ecuație integrală de tip Voltera în necunoscuta $F_c(t)$.

Pentru aflarea forței de contact $F_c(t)$ această ecuație va fi rezolvată în Maple.

Forță distribuită pe un segment constant.

Considerăm în acest caz că forța de contact F_c apasă uniform pe o lungime constantă (fig. 3.18). Relația prin care este definită forța în acest caz este:

$$q(x,t) = \begin{cases} 0 & \text{daca } x \in [-l/2; -\varepsilon/2] \\ \frac{F_c(t)}{\varepsilon} & \text{daca } x \in [-\varepsilon/2; \varepsilon/2] \\ 0 & \text{daca } x \in [\varepsilon/2; l/2] \end{cases} \tag{3.142}$$

Ecuația de mișcare a epruvetei cu creștătură este următoarea:

$$v \frac{\partial^2 u_G(x,t)}{\partial t^2} - \frac{\partial}{\partial x} \left(J(x) \frac{\partial^3 u_G(x,t)}{\partial x \partial t^2} \right) + \frac{\partial^2}{\partial x^2} \left(E(x) J(x) \frac{\partial^2 u_G(x,t)}{\partial x^2} \right) = \frac{F_c(t)}{\varepsilon} \tag{3.143}$$

Folosind relațiile (3.110), (3.111) și (3.112) în (3.143), rezultă:

$$v \left(\sum_{i=1}^n \ddot{T}_i(t) \psi_i(x) \right) - \frac{\partial}{\partial x} \left(J(x) \sum_{i=1}^n \ddot{T}_i(t) \frac{\partial \psi_i(x)}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial x^2} \left(E(x) J(x) \sum_{i=1}^n T_i(t) \frac{\partial^2 \psi_i(x)}{\partial x^2} \right) = \frac{F_c(t)}{\varepsilon} \tag{3.144}$$

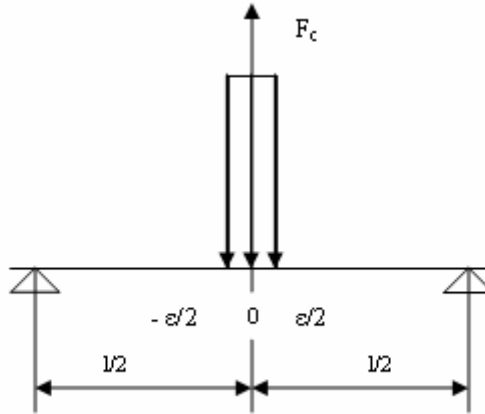


Fig.3.18. Distribuția de tip segment.

Pentru obținerea unui rezultat cât mai exact folosim de asemenea metoda proiecțiilor.

$$\begin{aligned}
 v \sum_{i=1}^n \ddot{T}_i \int_{-\varepsilon/2}^{\varepsilon/2} \psi_i(x) \psi_j(x) dx - \sum_{i=1}^n \ddot{T}_i(t) \int_{-\varepsilon/2}^{\varepsilon/2} \frac{\partial}{\partial x} \left(J(x) \frac{\partial \psi_i(x)}{\partial x} \right) \psi_j(x) dx + \\
 + \sum_{i=1}^n T_i(t) \int_{-\varepsilon/2}^{\varepsilon/2} \frac{\partial}{\partial x^2} \left(E(x) I(x) \frac{\partial^2 \psi_i(x)}{\partial x^2} \right) \psi_j(x) dx = \frac{F_c(t)}{\varepsilon}
 \end{aligned} \tag{3.145}$$

Urmând apoi aceiași pași ca și în cazul I de distribuție a forței, obținem următoarea relație:

$$\sum_{i=1}^n [a_{ij} \ddot{T}_i(t) + b_{ij} T_i(t)] = \frac{F_c(t)}{\varepsilon} c_j, \quad (j = 1..n) \tag{3.146}$$

Pentru rezolvarea acestei ecuații se folosește de asemenea metoda modală. Scrisă matricial ecuația (3.146) devine:

$$[a]\{\ddot{T}\} + [b]\{T\} = \frac{1}{\varepsilon} \{c\}\{f(t)\} \tag{3.147}$$

Pentru cazul când $f(t) = 0$:

$$[a]\{\ddot{T}\} + [b]\{T\} = \{0\} \tag{3.148}$$

Urmând aceiași pași ca și la cazul I de distribuție a forței de contact, se face transformarea modală iar expresia acesteia, se înlocuiește în relația (3.149), obținând:

$$[a][\mu]\{\xi(t)\} + [b][\mu]\{\xi(t)\} = \frac{1}{\varepsilon} \{c\}\{f(t)\} \tag{3.150}$$

Urmăm aceiași pași ca și la cazul I și obținem în final:

$$\xi_i(t) = \frac{\sum_{j=1}^n \mu_{ji} c_j}{A_i p_i} \frac{1}{\varepsilon} \int_0^t F_c(\tau) \sin(p_i(t - \tau)) d\tau \tag{3.151}$$

unde $\{\xi_i(t)\} = \begin{Bmatrix} \xi_1 \\ \xi_2 \\ \vdots \\ \xi_n \end{Bmatrix}$

de unde utilizând relația (3.123), obținem valoarea lui T_i și implicit din ecuația (3.110) rezultă deplasarea grinzii, u_G .

Folosind relația (3.141) se determină și în acest caz necunoscuta $F_c(t)$.

Funcția forței de contact este distribuită pe un cosinus.

Expresia forței de contact în acest caz este (fig.3.19):

$$q(x, t) = \begin{cases} 0 & \text{daca } x \in [-l/2; -\varepsilon/2) \\ F_c(t) \frac{\pi}{2\varepsilon} \cos\left(\frac{\pi}{2}(x - x_c)\right) & \text{daca } x \in [-\varepsilon/2; \varepsilon/2) \\ 0 & \text{daca } x \in [\varepsilon/2; l/2] \end{cases} \tag{3.152}$$

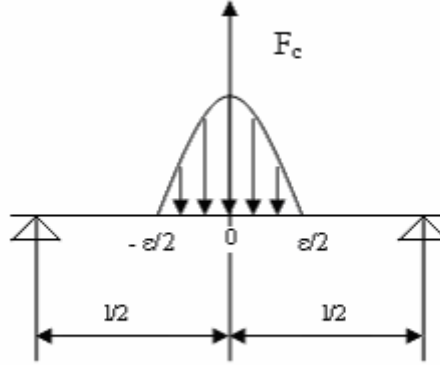


Fig.3.19. Distribuția tip cosinus a forței de impact.

Forța de contact este înmulțită cu termenul $\frac{\pi}{2\varepsilon}$ deoarece la funcția cos se ia în general aria egală cu 1, unde aria funcției are expresia:

$$A = \int_{-\varepsilon/2}^{\varepsilon/2} \cos \frac{\pi}{2} x dx \tag{3.153}$$

Ecuția de mișcare a epruvetei cu creștătură în acest caz este:

$$\begin{aligned} \sqrt{\frac{\partial^2 u_G(x,t)}{\partial t^2}} - \frac{\partial}{\partial x} \left(J(x) \frac{\partial^3 u_G(x,t)}{\partial x \partial t^2} \right) + \frac{\partial^2}{\partial x^2} \left(E(x) J(x) \frac{\partial^2 u_G(x,t)}{\partial x^2} \right) = \\ = F_c(t) \frac{\pi}{2\varepsilon} \cos \left(\frac{\pi}{2} x \right) \end{aligned} \tag{3.154}$$

Folosind relațiile (3.110), (3.111) și (3.112) în (3.154), rezultă:

$$\begin{aligned} \sqrt{\sum_{i=1}^n \ddot{T}_i(t) \psi_i(x)} - \frac{\partial}{\partial x} \left(J(x) \sum_{i=1}^n \ddot{T}_i(t) \frac{\partial \psi_i(x)}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial x^2} \left(E(x) J(x) \sum_{i=1}^n \ddot{T}_i(t) \frac{\partial^2 \psi_i(x)}{\partial x^2} \right) = \\ = F_c(t) \frac{\pi}{2\varepsilon} \cos \left(\frac{\pi}{2} x \right) \end{aligned} \tag{3.155}$$

Se procedează analog cazurilor I și II de distribuție a forței de contact, obținându-se relația:

$$\begin{aligned} \sqrt{\sum_{i=1}^n \ddot{T}_i} \int_{-\varepsilon/2}^{\varepsilon/2} \psi_i(x) \psi_j(x) dx - \sum_{i=1}^n \ddot{T}_i(t) \int_{-\varepsilon/2}^{\varepsilon/2} \frac{\partial}{\partial x} \left(J(x) \frac{\partial \psi_i(x)}{\partial x} \right) \psi_j(x) dx + \\ + \sum_{i=1}^n \ddot{T}_i(t) \int_{-\varepsilon/2}^{\varepsilon/2} \frac{\partial}{\partial x^2} \left(E(x) J(x) \frac{\partial^2 \psi_i(x)}{\partial x^2} \right) \psi_j(x) dx = F_c(t) \frac{\pi}{2\varepsilon} \int_{-\varepsilon/2}^{\varepsilon/2} \cos \left(\frac{\pi}{2} x \right) \psi_j(x) dx \end{aligned} \tag{3.156}$$

Folosind de asemenea metoda proiecțiilor, rezultă:

$$\sum_{i=1}^n \left[d_{ij} \ddot{T}_i(t) + e_{ij} \ddot{T}_i(t) \right] = n^* F_c(t) \frac{\pi}{2\varepsilon} h_j, \quad (j = 1..n) \tag{3.157}$$

Scrisă matricial ecuația (3.157) devine:

$$[d]\{\ddot{T}\} + [e]\{T\} = n^* \frac{n}{2\varepsilon} \{h\}\{f(t)\} \quad (3.158)$$

Pentru cazul când $f(t) = 0$:

$$[d]\{\ddot{T}\} + [e]\{T\} = \{0\} \quad (3.159)$$

Rezolvăm această ecuație ca și în cazurile precedente de distribuție a forței, și se obține în final relația:

$$\xi_j(t) = \frac{\sum_{j=1}^n \mu_{ji} h_j}{R_j \rho_j} n^* \frac{n}{2\varepsilon} \int_0^t F_c(\tau) \sin(\rho_j(t - \tau)) d\tau \quad (3.160)$$

$$\text{unde } \{\xi_j(t)\} = \begin{Bmatrix} \xi_1 \\ \xi_2 \\ \vdots \\ \xi_n \end{Bmatrix}$$

de unde utilizând relația (3.123), obținem valoarea lui T_i și implicit din ecuația (3.110) rezultă de asemenea deplasarea grinzii, u_G .

Folosind relația (3.141) se determină necunoscuta $F_c(t)$ și pentru modul al treilea de distribuție al forței de impact.

Pentru verificarea acestei metode analitice propuse s-au comparat rezultatele obținute analitic cu rezultatele obținute experimental [Dumitru, Sechei, Hluscu (2007)]. Studiul experimental s-a referit la o epruvetă Charpy din oțel, 40Cr10, supusă la impact cu rezemare în trei puncte. Viteza de lovire a ciocanului a fost de $v_0 = 0,97 \text{ m/s}$. Folosind timpul de inițiere a fisurii determinat experimental, s-a calculat tenacitatea dinamică a materialului pe baza factorului dinamic de intensitate a tensiunii obținut analitic și experimental. În tabelul 3.2 sunt indicate cele două valori ale tenacității dinamice obținute prin cele două metode.

Tabelul 3.2 Valorile tenacității dinamice determinate experimental și analitic

Oțel 40Cr10	K_{Id} [MPa m ^{1/2}]
Metoda analitică	37,5
Metoda experimentală	49

3.4. Metodica determinării tenacității la rupere dinamică la încovoiere în cazul epruvetei fixată pe ciocan

În cele ce urmează se va analiza cazul când epruveta este fixată pe ciocan iar în cădere aceasta atinge reazemele cu o viteză inițială v .

În momentul șocului produs de epruveta care cade pe reazeme apar niște forțe de inerție $f_i(t)$ a căror repartitie pe lungimea epruvetei au orientarea în sens opus accelerației acesteia.

Analizând epruveta după șoc se constată că mișcarea acesteia constă dintr-o deplasare pe direcția reazemelor cu o viteză v_0 și o rotație în jurul centrului de masă O cu o viteză unghiulară ω_0 (fig. 3.20).

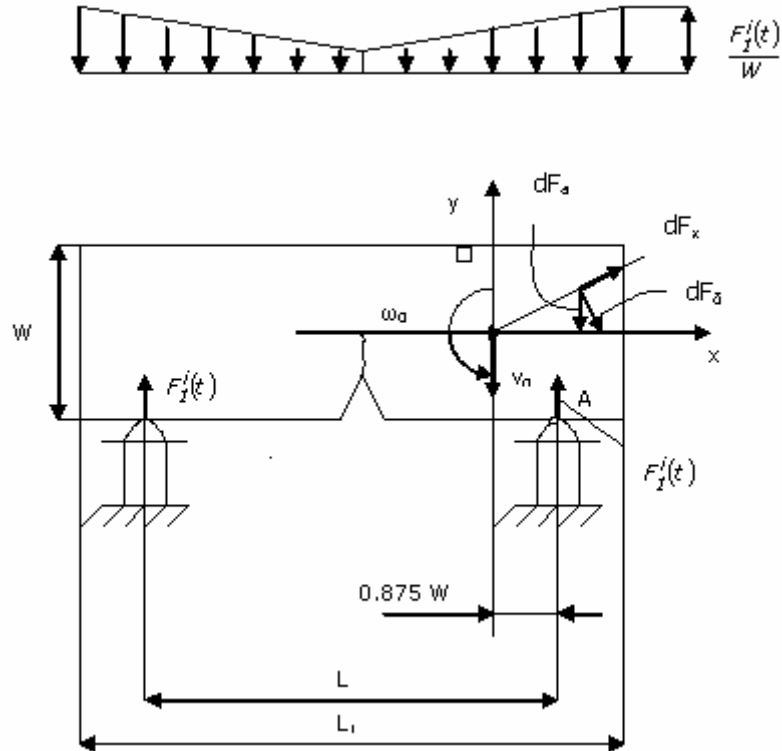


Fig.3.20. Schema folosită pentru determinarea forțelor de inerție în cazul fixării epruvetei de ciocan.

Din condiția de echilibru a epruvetei sub acțiunea forțelor de inerție și a reacțiunilor $F_1^i(t)$ din reazeme se obține accelerația punctului O a epruvetei:

$$a_0 = \frac{2F_1^i(t)}{m_0} \quad (3.161)$$

În condițiile unui șoc neelastic se poate accepta că viteza și accelerația punctului A al epruvetei sunt nule. Din această condiție rezultă:

$$a_0 = \varepsilon_0 \cdot 0,875 W \quad (3.162)$$

unde ε_0 –reprezintă accelerația unghiulară.

Din (3.161) și (3.162) se obține:

$$\varepsilon_0 = \frac{2,286 F_1^i(t)}{m_0 W} \quad (3.163)$$

Intr-o secțiune arbitrară la distanța x , forța de inerție care acționează este dată de relația:

$$f_i'(t) = \frac{m_0}{WL_1} \int_{-W/2}^{W/2} (-a_0 + \omega^2 y - \varepsilon_0 x) dy = -\frac{m_0}{L_1} (a_0 + \varepsilon_0 x) \quad (3.164)$$

Dacă se ține cont de relațiile (3.161) și (3.162) se obține:

$$f'_i(t) = -\frac{F_1^i(t)}{W} \left(0,444 + 2,286 \frac{x}{L_1} \right) \quad (3.165)$$

În relația (3.165) s-a avut în vedere că $L_1 \approx 4,5 W$.

Repartiția forțelor de inerție date de ecuația (3.165) este indicată în fig.3.19.

Momentul încovoietor în secțiunea epruvetei cu fisură este:

$$M'_i(t) = \int_{-L_1/4}^{L_1/4} f'_i(t) \left(x + \frac{L_1}{4} \right) dx + F_1^i(t) 2W \quad (3.166)$$

Dacă se are în vedere distribuția lui $f'_i(t)$ dată de (3.165) se obține momentul încovoietor la mijlocul deschiderii:

$$M'_i = 0,394 F_1^i(t) \cdot W \quad (3.167)$$

Pentru determinarea lui $F_1^i(t)$ se va aplica metodologia descrisă în [Klepaczko, (1990)], conform căreia:

$$F_1^i(t) = \frac{F_{1i}^{max}}{2} \left(1 - \cos \frac{2\pi t}{t'_b} \right) \quad (3.168)$$

unde: t'_b - timpul de acțiune a forțelor de inerție

Acceptând o ciocnire complet neelastică și aplicând teorema impulsului conform căreia variația impulsului este egală cu suma percuțiilor exterioare se poate scrie:

$$m_0 v = 2 \int_0^{t'_b} F_1^i(t) dt \quad (3.169)$$

Dacă avem în vedere expresia lui $F_1^i(t)$ dată de ecuația (3.168) obținem:

$$m_0 v = F_{1i}^{max} \cdot t'_b \quad (3.170)$$

Din (3.168) se obține:

$$\dot{F}_1^i = \frac{d}{dt} [F_1^i(t)] = F_{1i}^{max} \frac{\pi}{t'_b} \sin \frac{2\pi t}{t'_b} \quad (3.171)$$

de unde, pentru $t = t'_b / 4$, adică în momentul când $F_1^i(t) = F_{1i}^{max} / 2$ rezultă:

$$\dot{F}_1^i = \frac{\pi}{t'_b} F_{1i}^{max} \quad (3.172)$$

Din ecuațiile (3.170) și (3.172) se obține:

$$F_{1i}^{max} = \sqrt{\frac{\dot{F}_1^i m_0 v}{\pi}} \quad (3.173)$$

$$t'_b = \sqrt{\frac{\pi m_0 v}{\dot{F}_1^i}} \quad (3.174)$$

Înlocuind expresia F_{1i}^{max} din (3.173) în (3.168) și apoi în (3.167) rezultă:

$$M'_i(t) = 0,197 W \sqrt{\frac{F_1^i m_0 v}{\pi}} \left(1 - \cos \frac{2\pi t}{t_b} \right) \quad (3.175)$$

Analizând relația (3.175) este evident că pentru viteze suficient de mari ale șocului în planul fisurii poate să apară un moment încovoiător suficient de mare astfel încât să producă ruperea.

Prin aceasta se justifică necesitatea luării în considerare și pentru acest caz a forțelor de inerție.

Pentru determinarea tenacității dinamice la rupere se aplică următorul procedeu.

Se determină oscilograma forță-timp pe baza semnalului de pe traductorul de forță montat pe ciocan (fig.3.21a).

Se trasează de asemenea oscilograma forță-timp pe baza semnalului unui traductor de forță montat în reazăm (fig.3.21b)

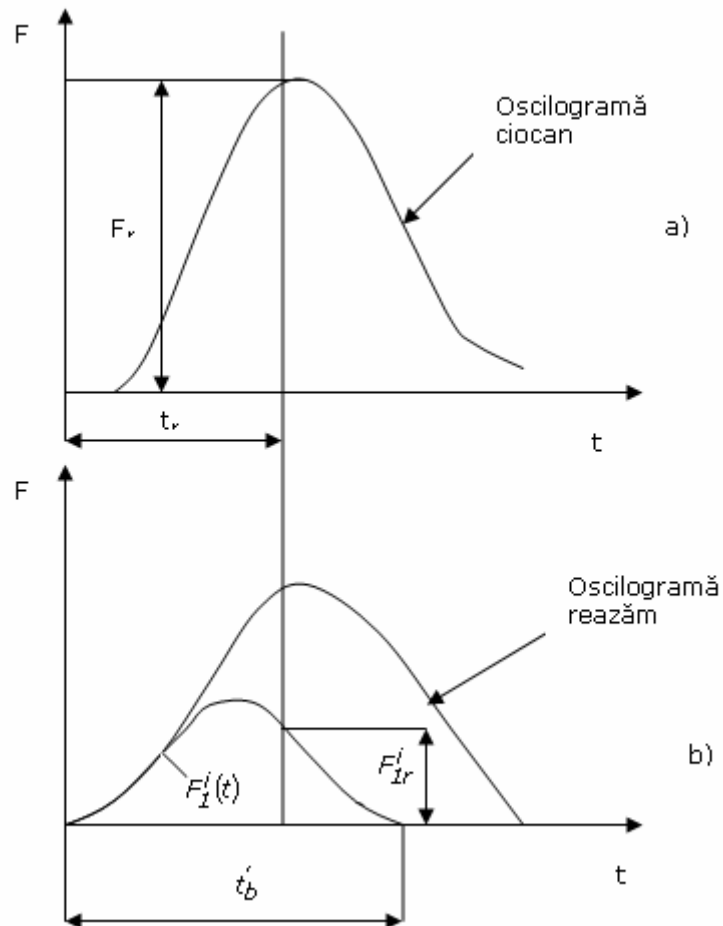


Fig.3.21. Modul de prelucrare a oscilogramelor în cazul fixării epruvetei pe ciocan.

Folosind oscilograma obținută din semnalul de pe reazăm se calculează $F_1^j(t)$ pe baza relației (3.168) luând în considerare pe (3.173) și (3.174) în care s-a calculat \dot{F}_1^j (fig. 3.21b).

Corespunzător unui anumit timp la rupere t_r (timpul necesar declanșării ruperii fragile) se calculează inițial:

$$M'_d = \frac{F_r L}{4} = F_r W \quad (3.176)$$

unde F_r este forța la rupere citită de pe oscilograma înregistrată pe ciocan.

Se calculează apoi momentul încovoiator produs de forțele de inerție corespunzător aceluiași timp t_r :

$$M'_i = 0,394 F_{1r}^j W \quad (3.177)$$

unde F_{1r}^j este forța de inerție la rupere citită din diagrama $F_1^j(t)$ (vezi fig.3.21b).

Pe baza acelor momente încovoiatoare se calculează momentul încovoiator rezultat:

$$M'_{i_t} = M'_d + M'_i \quad (3.178)$$

În final, se poate obține tenacitatea la rupere dinamică:

$$K_{I_{dc}} = \frac{6(M'_d + M'_i)}{BW^3/2} \sqrt{\lambda} Y(\lambda) \quad (3.179)$$

4. APLICAREA METODELOR NUMERICE PENTRU OBȚINEREA PARAMETRIILOR DE MECANICA RUPERII

4.1. Programul DSIF de calcul a factorului de intensitate dinamic al tensiunii

După cum am mai precizat în capitolele anterioare pentru calculul tenacității dinamice avem nevoie de valoarea factorului dinamic de intensitate a tensiunii, a integralei J în regim dinamic sau a deschiderii la vârful fisurii în regim dinamic, în momentul inițierii fisurii. Pentru determinarea factorului dinamic de intensitate a tensiunii au fost propuse mai multe metode numerice, analitice sau experimentale. Pe baza unor astfel de metode numerice s-a elaborat programul DSIF [Rokach, (1998.b)], program ce se bazează pe 6 metode numerice de calcul a factorului dinamic de intensitate a tensiunii, în funcție de datele de intrare obținute experimental

Programul DSIF poate fi astfel folosit pentru procesarea datelor obținute experimental în timpul încercărilor la impact cu rezemare în unul sau trei puncte prin folosirea pendulelor, a barelor Hopkinson presurizate, a mașinii servo-hidraulice, etc. Singura limitare o constituie tipul epruvetei, care poate fi doar epruvetă de încovoiere cu o singură creștătură.

Programul:

- determină variația factorului de intensitate dinamic al tensiunii în raport cu timpul
- determină valoarea critică a factorului de intensitate dinamic al tensiunii și rata de creștere a acestuia
- afișează rezultatele calculate împreună cu cele obținute experimental
- salvează rezultatele obținute.

Pentru folosirea acestui program se presupune că :

1. epruveta folosită este o epruvetă prefisurată standard
2. materialul epruvetei se consideră a fi izotrop și liniar elastic până în momentul inițierii fisurii
3. zona în care are loc procesul de rupere trebuie să fie suficient de mică pentru a presupune că avem o rupere liniară.

În funcție de datele de intrare, metodele de calcul folosite de program pentru calculul variației factorului dinamic de intensitate al tensiunii în raport cu timpul sunt următoarele:

- metoda cvasi-statică folosind forța de impact, MS (f)
- metoda cvasi-statică folosind săgeata remanentă, MS (sg)
- suprapunerea modală, Met. Sup.
- curba caracteristică dinamică, CCD
- curba caracteristică dinamică modificată, CCD (m)
- curba caracteristică de impact, CI.

Datele de intrare obligatorii pentru oricare din metodele folosite sunt:

- dimensiunile epruvetei: lungime L , lățime b , grosime B , lungimea fisurii a și lungimea dintre reazeme S .
- proprietățile materialului: modulul de elasticitate longitudinal, coeficientul lui Poisson, densitatea materialului.

Metoda cvasi-statică (folosind forța de impact)

Aceasta este cea mai simplă metodă, ea neglijând efectele ce apar datorită încărcării în regim dinamic și calculează factorul dinamic de intensitate al tensiunii $K_I(t)$ presupunând că valoarea acestuia este egală cu valoarea statică a factorului de intensitate a tensiunii pentru aceeași forță a ciocanului.

Datele de intrare ale acestei metode sunt:

1. valorile forță-timp
2. (opțional) timpul până la rupere.

Programul calculează valoarea lui $K_I(t)$ pentru toate valorile forței dacă inițierea fisurării nu a avut loc în timpul încercării.

Această metodă poate fi folosită doar când timpul de rupere este relativ lung (adică când nu avem încercări cu rezemare într-un punct).

Valorile factorului de intensitate al tensiunii pentru $S/b=4$ și o lungime relativă a fisurii de $a/b=0,3..0,7$ sunt calculate folosind relațiile lui Srawley. Pentru fisuri mai mici ($a/b=0,1..0,3$) sunt folosite relațiile lui Bakker. Amândouă relații sunt valabile pentru o valoare relativă a raportului $S/b = 4$. Pentru alte dimensiuni ale epruvetelor (adică orice lungime a fisurii și $S/b \geq 2$) sunt folosite relațiile generalizate ale lui Fett.

Metoda cvasi-statică (folosirea săgeții remanentă a epruvetei).

Datele de intrare necesare în plus față de cealaltă metodă sunt:

1. viteza de impact
2. complianța mașinii folosită la încercare
3. (opțional) greutatea ciocanului
4. (opțional) timpul până la rupere t_f sau valorile forță-timp înregistrate de ciocan.

Dacă timpul de rupere nu este disponibil (adică nu a avut loc inițierea fisurării în timpul încercării) programul calculează valoarea lui $K_I(t)$ corespunzătoare intervalului de timp pentru care este înregistrată forța ciocanului.

Această metodă de calcul poate fi folosită pentru încercările cu un timp de fisurare relativ lung. Acest timp însă poate fi de durată mult mai mică decât cel necesar pentru metoda anterioară când s-a folosit forța oscilatoare a ciocanului. Ca și metoda prezentată mai sus, ea nu poate fi folosită în cazul încercărilor cu rezemare într-un punct.

Valorile factorului de intensitate al tensiunii pentru $S/b \geq 2$ și o lungime relativă a fisurii $a/b \leq 0,9$ sunt calculate folosind relațiile lui Fett.

Metoda suprapunerii modale

Această metodă este la fel de exactă ca și o analiză bidimensională cu metoda elementului finit pentru o rupere dinamică liniară. Pentru calcul, acest program folosește datele obținute din programele de analiză FE și ADINA.

Datele suplimentare necesare pentru calculul efectuat cu această metodă sunt:

1. (opțional) valorile forță-timp înregistrate de ciocan. Dacă nu sunt disponibile, această forță poate fi calculată folosind viteza de impact, masa ciocanului și raza de curbura a vârfului ciocanului r_p
2. (opțional) timpul până la rupere, t_f
3. (opțional) valorile forță-timp înregistrate de suportul de sprijin al epruvetei. Dacă ea nu este înregistrată, forța ciocanului se poate calcula folosind doar

raza de curbură a vârfului ciocanului r_p pentru a estima rigiditatea la contact epruvetă/suport.

Dacă timpul de fisurare al epruvetei nu este disponibil, programul calculează valoarea lui $K_f(t)$ pentru toate valorile forței (în ipoteza că avem forța ciocanului).

Pentru moment această metodă poate fi aplicată doar pentru materiale izotropice liniar elastice. Dimensiunile epruvetelor pentru care mai poate fi aplicată această metodă sunt:

- lungimea relativă a epruvetei $L/b = 2,6...6,0$ pentru încercări cu rezemări într-un punct și $L/b = 4,6...6,0$ pentru încercări cu rezemări în trei puncte
- distanța relativă dintre rezeme a epruvetei pentru încercări cu rezemări în trei puncte trebuie să fie egală cu 4
- lungimea relativă a fisurii $a/b = 0,1...0,9$
- dacă forța mânerului sau a nicovalei este calculată, raza relativă de curbură a ciocanului r_f/b și/sau r_f/b a suportului trebuie să fie între $[0,1;0,5]$.

Coefficientul lui Poisson corespunzător materialului, se presupune a fi încadrat în intervalul $[0,2;0,4]$.

Pentru încercările cu rezemare în trei puncte care nu au înregistrată forța ciocanului, acest program analizează automat dacă această încercare este una cu rezemare într-un punct sau nu. În cazul al doilea, programul calculează forța de lovire a nicovalei dacă timpul de fisurare este mai mic de 300 de unități de măsurare ale timpului. Dacă nu, încercarea este considerată cvasi-statică iar forța nicovalei se presupune a fi egală cu forța ciocanului (adică forța înregistrată de suport este egală cu jumătate din forța ciocanului).

Metoda curbei dinamice caracteristice

Această metodă constă de fapt într-un calcul static la care se adaugă o funcția de corecție pentru cazul dinamic. Calculul static se face cu ajutorul unei ecuații analitice derivate ce rezultă dintr-un model simplu, masă-resort. Funcția de corecție pentru cazul dinamic se determină experimental și este numită *curba caracteristică dinamică*.

Datele suplimentare necesare acestei metode sunt următoarele:

1. viteza de impact
2. timpul până la rupere
3. complianța mașini folosită la încercare
4. (opțional) masa ciocanului
5. (opțional) valorile forță - timp înregistrate de ciocan. Dacă este disponibilă, programul calculează și săgeata remanentă a epruvetei integrând această forță.

Această metodă presupune că liniaritatea factorului dinamic de intensitate al tensiunii depinde de viteza de impact. De aceea, se poate folosi doar pentru materiale cu comportare liniar elastică. Exactitatea acestor calcule pentru un timp de rupere relativ mic depinde de exactitatea datelor obținute experimental pentru funcția de corecție dinamică.

Față de limitele impuse dimensiunilor suprafeței de spijin a epruvetei menționate mai sus pentru încercări cu rezemări în trei puncte, această metodă mai poate fi folosită pentru următoarele dimensiuni ale epruvetei:

- lungimea relativă a epruvetei $L/W = 5,4...5,6$
- lungimea relativă a fisurii $a/W = 0,28...0,32$

Metoda curbei caracteristice dinamice modificată

Sunt doar trei mici diferențe între această metodă și cea menționată mai sus:

1. funcția de corecție dinamică se obține numeric pentru un interval al timpului de până la 40 de unități de măsurare a timpului
2. o procedură un pic diferită s-a folosit pentru definirea timpului relativ sau non-dimensional
3. complianța epruvetei a fost calculată folosind relația lui Fett.

Limitele impuse acestei metode sunt aceleași ca și pentru metoda originală. Exactitatea calculului depinde de exactitatea datelor numerice obținute experimental necesare obținerii funcției de corecție dinamice. Pentru moment această metodă poate fi folosită doar pentru încercări cu rezemare în trei puncte.

În plus față de limitele impuse referitor la suprafața epruvetei menționate mai sus pentru încercări cu rezemare în trei puncte, această metodă mai poate fi folosită pentru următoarele dimensiuni ale epruvetei:

- lungimea relativă a epruvetei $L/W = 4,25...6,0$
- lungimea relativă a fisurii $a/W = 0,3...0,6$

Curba comportării la impact.

Această metodă se bazează pe determinarea factorului de intensitate dinamic al tensiunii utilizând metoda optică a causticelor sau metoda traductorilor lipiți lângă vârful fisurii. Curba factorului dinamic de intensitate al tensiunii – timp trebuie determinată doar o dată pentru o dimensiune dată și un material dat al epruvetei.

În plus față de celelalte metode, datele de intrare necesare sunt:

1. viteza de impact
2. timpul până la rupere
3. complianța mașini folosite la încercare.

Această metodă ca de astfel și metoda curbei caracteristice dinamice, presupune că liniaritatea factorului de intensitate dinamic al tensiunii depinde de viteza de impact.

Ca urmare ea poate fi folosită doar pentru materiale cu comportare liniar elastică. Exactitatea calculului pentru un timp de rupere relativ scurt depinde de exactitatea datelor obținute experimental pentru obținerea curbei comportării la impact.

Pentru moment, această metodă este disponibilă pentru epruvete Charpy din oțel cu dimensiunile $L = 55$ mm, $S = 40$ mm, $b = B = 10$ mm, $a = 4,5...5,5$ mm

În cele ce urmează sunt prezentate două exemple de calcul a variației factorului de intensitate dinamic al tensiunii (tabelul 4.1 și 4.2) pentru două încercări la impact (fig.4.1 și fig.4.2)

Încercarea 1

tipul epruvetei: Charpy

material: oțel OHN3

dimensiuni epruvetă: $L=55$ mm; $S=40$ mm; $W=10$ mm; $B=10$ mm; $a=5$ mm

viteza de impact: 0,97 m/s

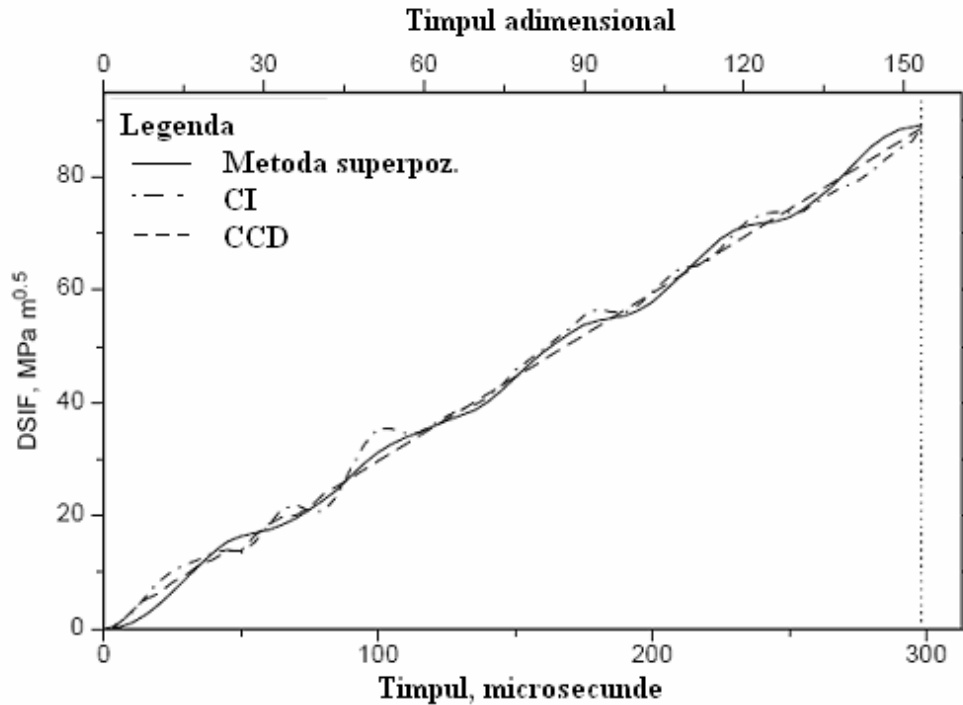


Fig.4.1. Variația factorului dinamic de intensitate a tensiunii în raport cu timpul pentru încercarea 1.

Tabelul 4.1. Valorile factorului dinamic de intensitate a tensiunii calculate pe baza datelor experimentale obținute la încercarea 1

Rezultate	MS (f)	Met. Sup.	CCD	CI	MS (sq)	CCD(m)	Datele utiliz.
DSIF critic [MPam ^{0,5}]		89,2		88,7		88,5	
DSIF [MPam ^{0,5} /s]		$3,02 \cdot 10^5$		$2,95 \cdot 10^5$		$2,97 \cdot 10^5$	

Încercarea 2

tipul epruvetei: Charpy V

material: OHN3

dimesiuni epruvetă: L=55 mm; S=40 mm; W=10 mm; B=10 mm; a=4 mm

viteza de impact: 1,3 m/s

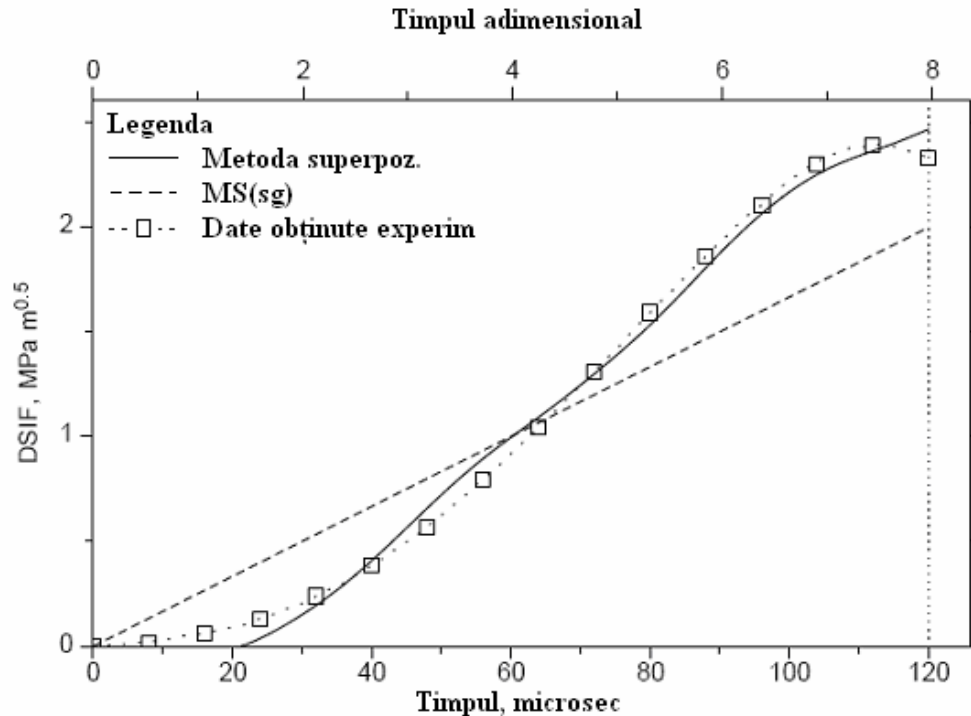


Fig.4.2. Variația factorului dinamic de intensitate a tensiunii în raport cu timpul pentru încercarea 2.

Tabelul 4.2. Valorile factorului dinamic de intensitate a tensiunii calculate pe baza datelor experimentale obținute la încercarea 2

Rezultate	MS(f)	Met. Sup.	CCD	CI	MS(sg)	CCD (m)	Datele utilizatorului
DSIF critic [MPa m ^{0,5}]		2,47			2,00		2,33
DSIF [MPa m ^{0,5} /s]		2,44·10 ⁴			1,66·10 ⁴		2,22·10 ⁴

4.2. Contribuții. Programul de calcul al factorului dinamic de intensitate CALC-DSIF

Pe baza unei metodei analitice propuse de autor pentru calcul factorului dinamic de intensitate a tensiunii folosind modul de distribuție al forțelor de inerție al epruvetei [Sechei, Dumitru, (2008.b)], s-a elaborat programul CALC-DSIF. Acest program este realizat în Mathcad și el prelucrează datele obținute experimental în timpul încercărilor la impact pe epruvete cu rezemare în trei puncte.

Schema logică a programului CALC-DSIF este prezentată în fig.4.3.

Datele de intrare în program sunt:

- L lungimea grinzii

82 Aplicarea metodelor numerice pentru obținerea parametrilor de mecanica ruperii - 4

- l lungimea semigrinzii,
- P forța care acționează asupra grinzii și rezultă din diagrama forță-timp obținută experimental
- m masa grinzii
- S distanța dintre reazeme
- a lungimea fisurii
- B lățimea și W grosimea epruvetei

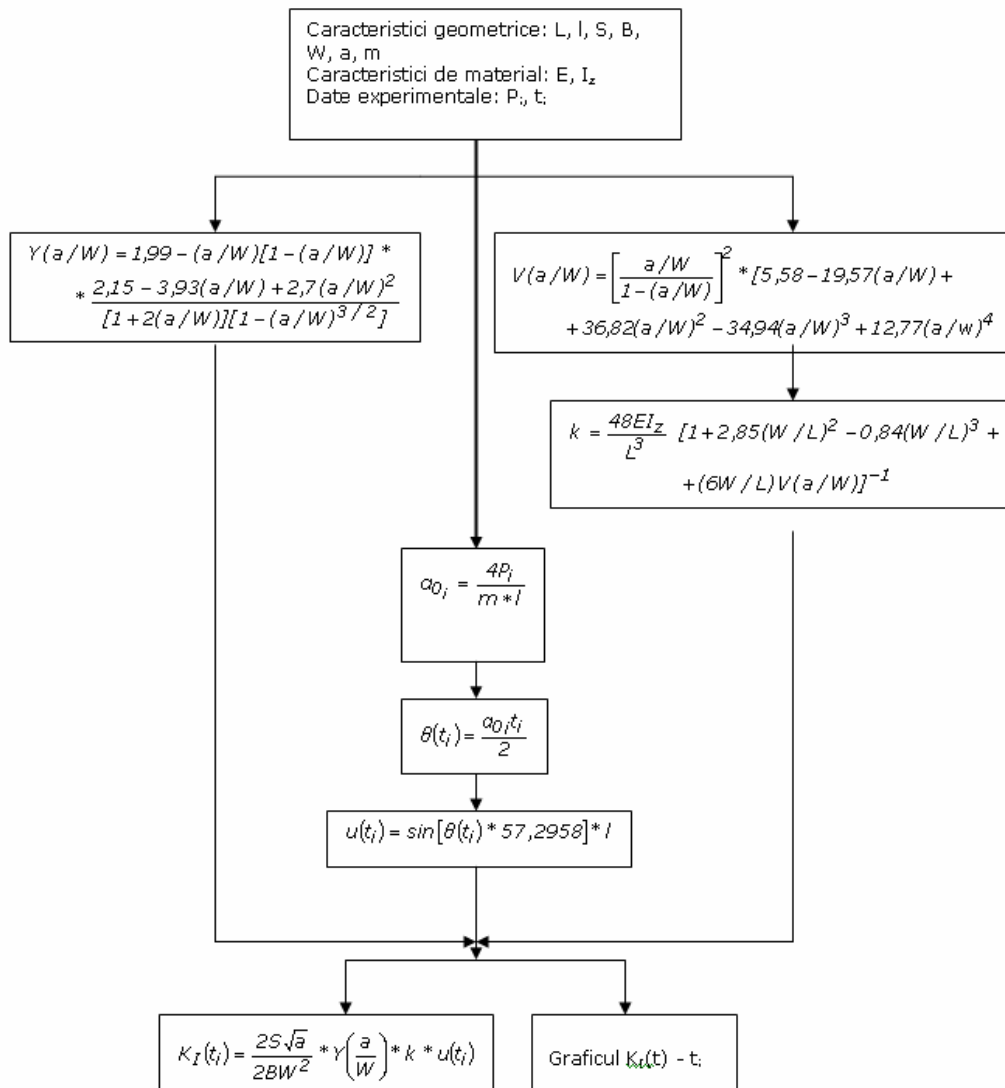


Fig.4.3 Schema logică a programului CALC-DSIF.

Programul:

- afișează rezultatele calculate a factorului dinamic de intensitate a tensiunii
- determină variația factorului de intensitate dinamic al tensiunii în raport cu timpul

În fig.4.4 este exemplificat calcul factorului dinamic de intensitate a tensiunii pentru o epruvetă cu creștătură în V din oțel OHN3, având următoarele caracteristici: $L=180$ mm, $l=35$ mm, $B=20$ mm, $S=70$ mm, $a=24$ mm, $E=2,196 \cdot 10^5$ MPa. Forța și timpul au fost obținute experimental.

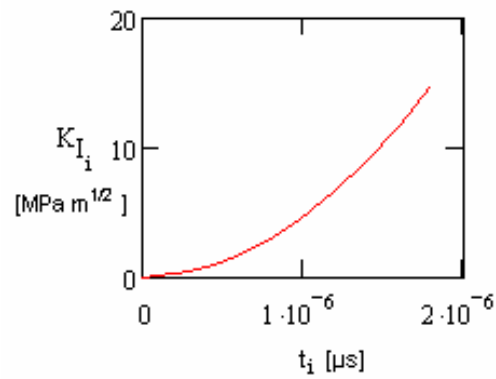


Fig.4.4. Variația factorului dinamic de intensitate a tensiunii în raport cu timpul rezultată prin aplicarea programului CALC-DSIF pentru un oțel OHN3.

5. CONTRIBUȚII PRIVIND DETERMINAREA CARACTERISTICILOR MECANICE ȘI DE DEFORMABILITATE LA SOLICITĂRI STATICE ȘI DINAMICE PENTRU OȚELUL OHN3

5.1. Considerații generale

Pentru studiul caracteristicilor mecanice în condițiile unor solicitări statice și dinamice s-a pornit de la un semifabricat brut forjat din oțel OHN3, culeu 12134-92, livrat de furnizor la Uzina Mecanică Reșița, cu certificatul de calitate nr. 75154/28.06.1995, pentru care la recepție s-a întocmit buletinul de analiză chimică nr. 75/27.07.1995. În urma operațiilor de strunjire exterioară, găurirea adâncă $\varnothing 80$ mm s-au debitat trei bucșe (denumite în continuare semifabricat bramă) având culeele (inscripționarea pentru bramă trasabilitate = identificare) nr. 12134-92-1, 12134-92-2, 12134-92-3. Pentru studiu mai documentat al caracteristicilor mecanice a acestui oțel, tratamentul termic de revenire s-a efectuat la temperaturi diferite obținându-se duritățile menționate în tabelul 5.1.

Tabelul 5.1 Caracteristicile mecanice ale oțelului OHN3

Nr. crt.	Semifabricat	Culeu	Temperatura °C	Duritatea	
				HB	HRC
1	Bramă 1	12134-92-1	620	286	30
2	Bramă 2	12134-92-2	580	340	37
3	Bramă 3	12134-92-3	600	311	34

Din fiecare semifabricat bramă s-au executat epruvete pentru încercări statice și dinamice, care au fost inscripționate după cum urmează: primul indice precizând numărul de ordine al bramei, al doilea indice numărul șabei, al treilea indice tipul epruvetei și al patrulea indice s-a referit la numărul de ordine al epruvetei din grupul prevăzut pentru fiecare încercare. Dimensiunile celor trei brame (tip bucșă) supuse tratamentului termic de călire-revenire au fost $D=250$ mm, $d=80$ mm și $L=800...820$ mm.

Modul de trasare, debitare și inscripționare al șabelor din care s-au debitat epruvetele prevăzute pentru încercări sunt indicate în fig. 5.1 și 5.2.

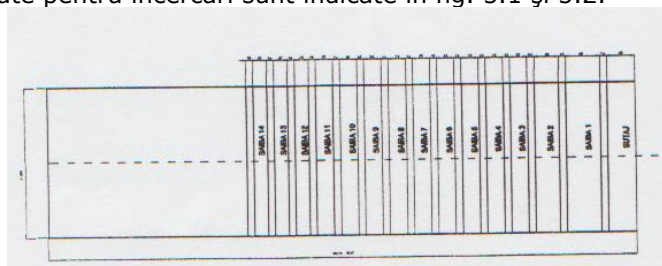


Fig.5.1. Modul de debitare a șabelor.

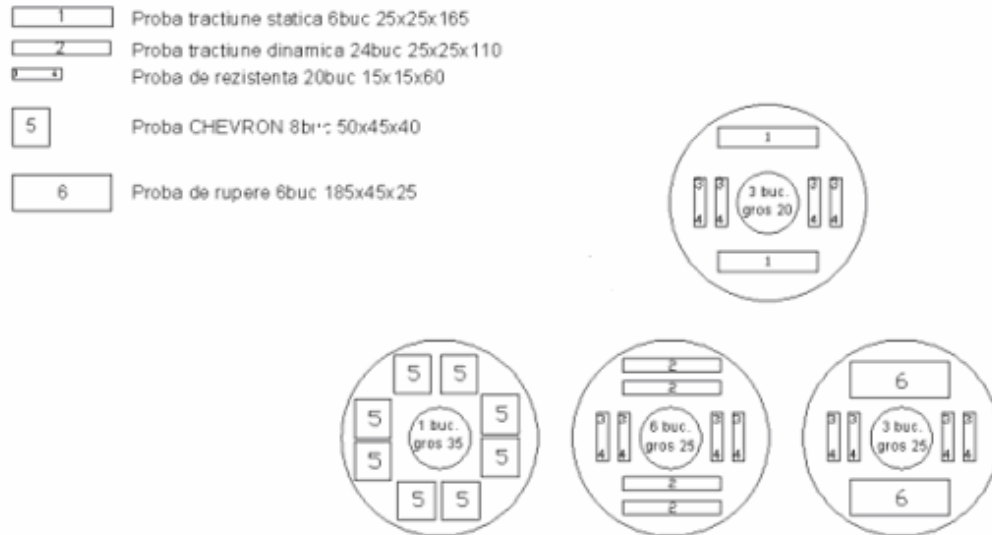


Fig. 5.2. Modul de debitare al epruvetelor

Toate încercările realizate, atât în regim static cât și dinamic, pentru determinarea caracteristicilor mecanice s-au realizat în cadrul laboratoarelor aparținând catedrei de Rezistența Materialelor a Facultății de Mecanică din Timișoara.

5.2. Încercări la tracțiune statică

Încercarea la tracțiune este, după cum se știe, una din cele mai utilizate încercări statice, deoarece oferă posibilitatea determinării unei serii de caracteristici de rezistență și plasticitate în condițiile solicitării unui material până la epuizarea capacității de deformare.

Încercările s-au efectuat conform SR EN 10002-1:2002 care stabilește elementele și condițiile tehnice pentru executarea încercării la tracțiune a metalelor în scopul determinării caracteristicilor mecanice uzuale.

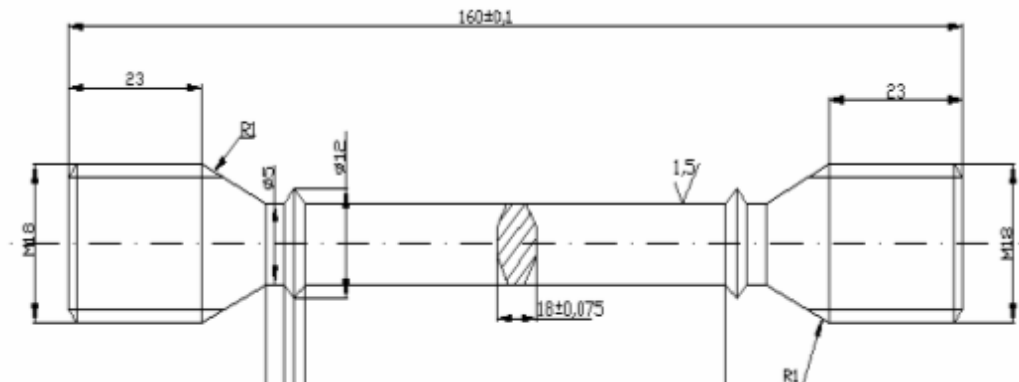


Fig.5.3. Epruveta pentru încercarea la tracțiune statică.

În fig.5.3 este indicată epruveta folosită la încercări și care s-a încadrat în categoria epruvetelor proporționale lungi cu factorul dimensional $n=10$.

Încercările s-au efectuat pe o mașină de încercat LBG TC100 de 100 kN (fig. 5.4).

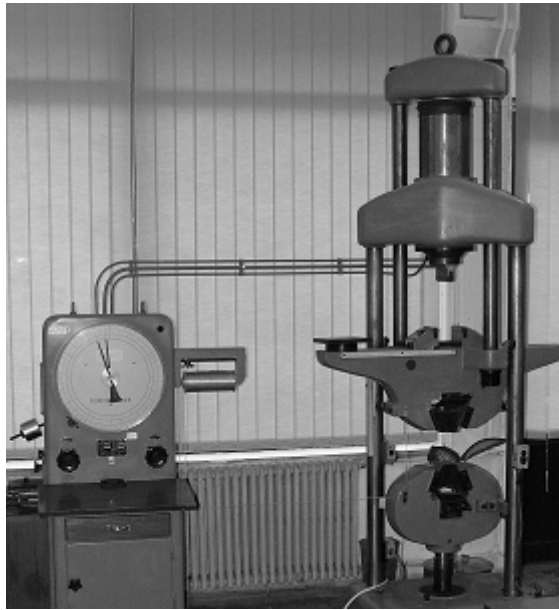


Fig.5.4. Mașina de încercat la tracțiune LBG TC100.

În fig.5.5 și fig.5.6 sunt indicate diagramele caracteristice corespunzătoare epruvetelor: 1-14-1-2 (brama 1, șaiba 14, încercarea la tracțiune, epruveta 2); 2-14-1-3; 2-13-1-5 și 3-12-1-2.

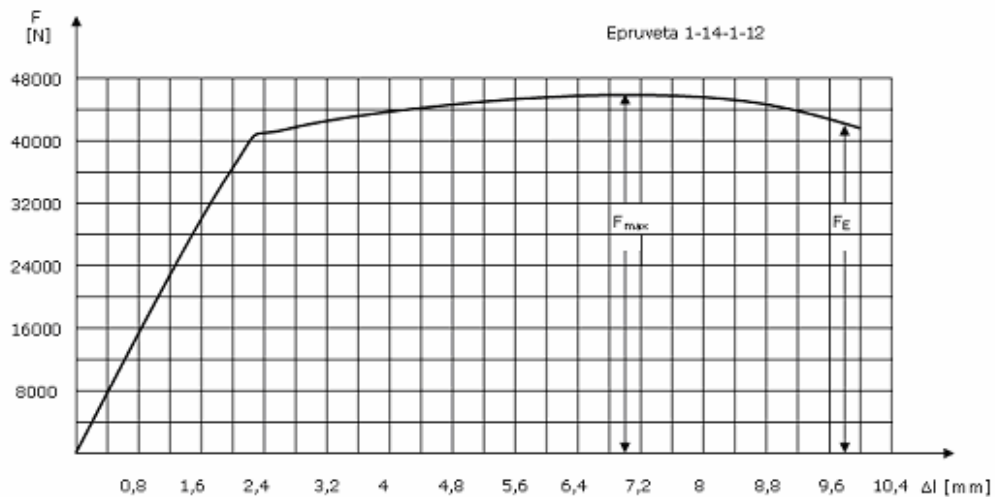


Fig.5.5. Diagrama caracteristică a epruvetei 1-14-1-12.

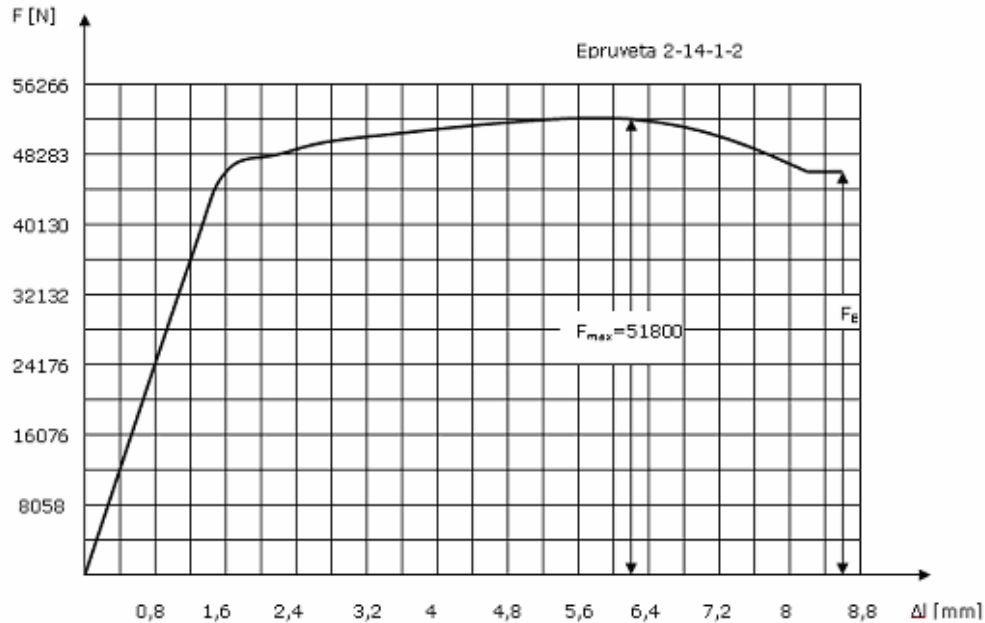


Fig.5.6. Diagrama caracteristică a epruvetei 1-14-1-12.

În tabelele 5.2a și 5.2b sunt prezentate caracteristicile mecanice și de deformabilitate la tracțiune statică pentru oțelul OHN3.

Tabelul 5.2.a. Caracteristicile mecanice și de deformabilitate la tracțiune statică pentru OHN3

Nr. Crt.	Simbol	R_m [MPa]	$R_{p0,2}$ [MPa]	σ_{110} [MPa]	E [MPa]
1	1.14.1.1	863,85	741	701	$2,176 \cdot 10^5$
2	1.14.1.2	895,7	782	728	$2,02 \cdot 10^5$
3	1.12.1.3	893,7	771,2	744	$2,16 \cdot 10^5$
4	1.12.1.4	876	768	720	$2,048 \cdot 10^5$
5	1.13.1.5	828	760	692	$2,048 \cdot 10^5$
6	1.13.1.6	912	788	740	$1,93 \cdot 10^5$
Medie semifabricat Brama 1		878	768,4	720,8	$2,063 \cdot 10^5$
7	2.12.1.1	1015,13	924	828	$2,036 \cdot 10^5$
8	2.12.1.2	1074,84	984	880	$2,057 \cdot 10^5$
9	2.14.1.3	1027	944	836	$2,06 \cdot 10^5$
10	2.14.1.4	1037	932	844	$2,02 \cdot 10^5$
11	2.13.1.5	1074,84	984	900	$2,16 \cdot 10^5$
12	2.13.1.6	1023	933,6	860	$2,08 \cdot 10^5$
Medie semifabricat Brama 2		1042	950,3	858	$2,07 \cdot 10^5$
13	3.12.1.1	931,5	836	776	$2,12 \cdot 10^5$
14	3.12.1.2	931,5	824	736	$2,05 \cdot 10^5$
15	3.14.1.3	935,5	832	776	$2,16 \cdot 10^5$
16	3.14.1.4	961	840	788	$2,095 \cdot 10^5$

Nr. Crt.	Simbol	R_m [MPa]	$R_{p0,2}$ [MPa]	σ_{110} [MPa]	E [MPa]
17	3.13.1.5	939,5	840	780	$2,08 \cdot 10^5$
18	3.13.1.6	927,5	824	772	$2,08 \cdot 10^5$
Medie semifabricat Brama 3		937,8	832,7	771,3	$2,097 \cdot 10^5$

Tabelul 5.2.b. Caracteristicile mecanice si de deformabilitate la traciune statică pentru OHN3

Nr. Crt.	Simbol	Informativ E_p [MPa]	A_{10} [%]	Z [%]	Observatii
1	1.14.1.1	2304	10,5	56,11	
2	1.14.1.2	2432	10,12	53,6	
3	1.12.1.3	2176	8,9	56,11	
4	1.12.1.4	2560	12	58	
5	1.13.1.5	2080	3,75	14,43	Defecte in sectiunea de rupere
6	1.13.1.6	1920	13	54	
Medie semifabricat Brama 1		2245,33	10,9	55,56	
7	2.12.1.1	3072	7,25	46,68	
8	2.12.1.2	2048	7,65	50,12	
9	2.14.1.3	1920	7,37	46,53	
10	2.14.1.4	3840	9	42	
11	2.13.1.5	2816	7,62	50,12	
12	2.13.1.6	3456	8,25	50,4	
Medie semifabricat Brama 2		2858,7	7,86	47,64	
13	3.12.1.1	2304	9,75	46,87	
14	3.12.1.2	4096	9,25	48,34	
15	3.14.1.3	2176	8,75	41,86	
16	3.14.1.4	2304	11	49	
17	3.13.1.5	2688	8,5	42,8	
18	3.13.1.6	2688	8	47,44	
Medie semifabricat Brama 3		2709	9,2	46,05	

5.3. Încercări la traciune dinamică

Încercările la traciune dinamică s-au efectuat pe un ciocan Charpy prevăzut cu patru înălțimi de cădere ale ciocanului pendul pentru care energiile potențiale sunt: 750 J, 530 J, 284 J și 126 J. Corespunzător acestor energii potențiale, viteza ciocanului în momentul impactului este: 5,77 m/s, 4,72 m/s, 3,34 m/s și 2,11 m/s. Ciocanul a fost adaptat special pentru încercările la traciune dinamică (fig.5.7 și 5.8)

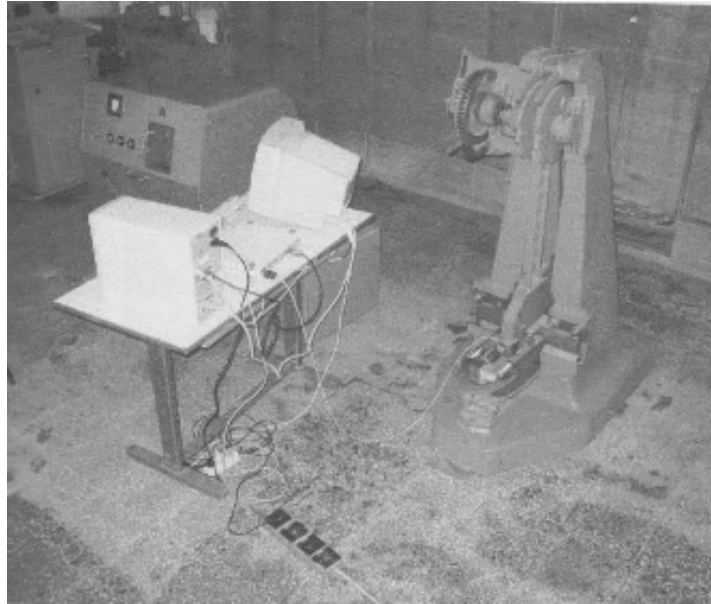


Fig.5.7. Ciocanul Charpy adaptat pentru incercarea la tracțiune dinamica.

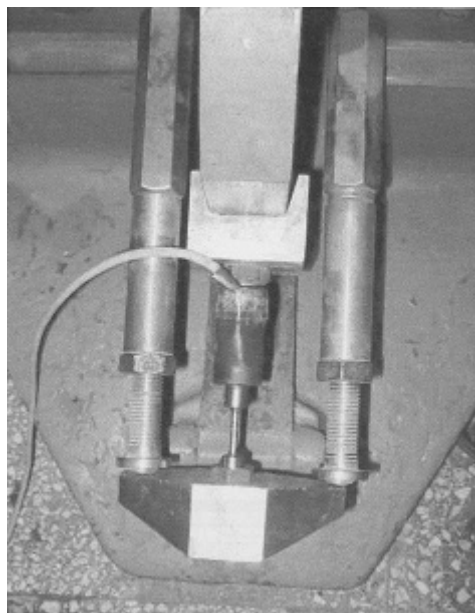


Fig.5.8. Ansamblul captor -probă atașat ciocanului Charpy.

Schema epruvetei folosite la încercări este indicată în fig. 5.9. Epruvetele au avut pe lângă cele două capete de prindere și o porțiune centrală calibrată pe care au fost marcate repere pentru măsurarea deformațiilor (fig. 5.9 și 5.10).

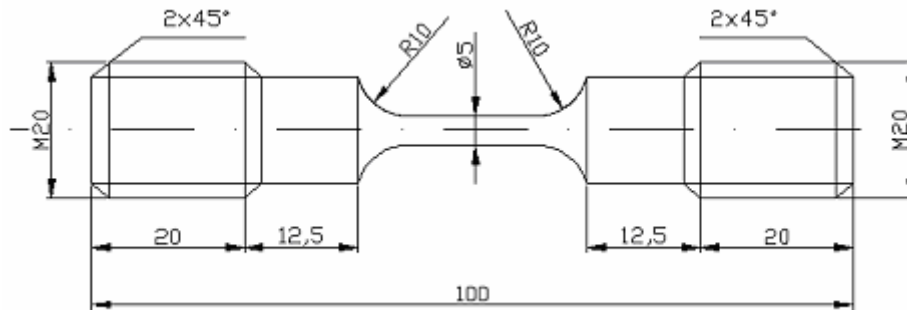


Fig.5.9 Schema epruvetei pentru incercarea la tractiune prin soc.



Fig.5.10. Epruveta pentru tractiune dinamică.



Fig.5.11 Epruveta cu caroiăj.

În tabelele 5.3a, 5.3b și 5.3c sunt prezentate rezultatele obținute la încercările de tracțiune dinamică pentru oțelul OHN3, brama 1.

Taboul 5.3a. Rezultatele încercărilor la tracțiune dinamică –semifabricat brama 1

Nr. crt.	Simbol	d_{01} [mm]	d_{02} [mm]	d_0 [mm]	A_0 [mm ²]	V [mm ³]
1	1-7-2-1	5,1	5,1	5,1	20,418	381,81
2	1-7-2-2	5,0	5,0	5,0	19,625	366,987
3	1-7-2-3	5,1	5,1	5,1	20,418	381,81
4	1-7-2-4	5,0	5,0	5,0	19,625	366,987
5	1-6-2-5	5,0	5,0	5,0	19,625	366,987
6	1-6-2-6	5,1	5,1	5,1	20,418	381,81
7	1-6-2-7	4,9	4,9	4,9	18,847	352,44
8	1-6-2-8	5,0	5,0	5,0	19,625	366,987
9	1-5-2-9	5,0	5,0	5,0	19,625	366,987
10	1-5-2-10	5,0	5,0	5,0	19,625	366,987

Nr. crt.	Simbol	d_{01} [mm]	d_{02} [mm]	d_0 [mm]	A_0 [mm ²]	V [mm ³]
11	1-5-2-11	4,9	4,9	4,9	18,847	352,44
12	1-5-2-12	5,0	5,0	5,0	19,625	366,987
13	1-10-2-13	5,0	5,0	5,0	19,625	366,987
14	1-10-2-14	5,0	5,0	5,0	19,625	366,987
15	1-10-2-15	5,0	5,0	5,0	19,625	366,987
16	1-10-2-16	5,0	5,0	5,0	19,625	366,987
17	1-4-2-17	5,0	5,0	5,0	19,625	366,987
18	1-4-2-18	5,0	5,0	5,0	19,625	366,987
19	1-4-2-19	5,0	5,0	5,0	19,625	366,987
20	1-4-2-20	5,0	5,0	5,0	19,625	366,987
21	1-3-2-21	5,0	5,0	5,0	19,625	366,987
22	1-3-2-22	5,0	5,0	5,0	19,625	366,987
23	1-3-2-23	5,0	5,0	5,0	19,625	366,987
24	1-3-2-24	5,0	5,0	5,0	19,625	366,987

Tabelul 5.3b. Rezultatele încercărilor la tracțiune dinamică -semifabricat brama 1

Nr	Simbol	W_d [J]				W_s [J]			
		$v_0=$ 5,7 m/s	$v_0=$ 4,2 m/s	$v_0=$ 3,4 m/s	$v_0=$ 2,1 m/s	$v_0=$ 5,7 m/s	$v_0=$ 4,72 m/s	$v_0=$ 3,4 m/s	$v_0=$ 2,11 m/s
1	1-7-2-1	57				0,149			
2	1-7-2-2		76				0,207		
3	1-7-2-3			72				0,188	
4	1-7-2-4				81				0,220
5	1-6-2-5	55				0,158			
6	1-6-2-6		75				0,217		
7	1-6-2-7			69				0,201	
8	1-6-2-8				84				0,196
9	1-5-2-9	58				0,158			
10	1-5-2-10		80				0,217		
11	1-5-2-11			71				0,201	
12	1-5-2-12				72				0,196
13	1-10-2-13	58				0,158			
14	1-10-2-14		80				0,217		
15	1-10-2-15			91				0,247	
16	1-10-2-16				86				0,234
17	1-4-2-17	56				0,152			
18	1-4-2-18		85				0,231		
19	1-4-2-19			70				0,190	
20	1-4-2-20				82				0,223
21	1-3-2-21	53				0,144			
22	1-3-2-22		75				0,204		
23	1-3-2-23			66				0,179	
24	1-3-2-24				76				0,207
Valori medii Brama 1		56,1	78,5	73,1	80,1	0,152	0,212	0,200	0,218

Tabelul 5.3c. Rezultatele încercărilor la tracțiune dinamică –semifabricat brama 1

Nr. crt.	Simbol	d_{01} [mm]	d_{02} [mm]	d_0 [mm]	A_0 [mm ²]	L_0 [mm]	L_u [mm]	A [%]	Z [%]
1	1-7-2-1	3,5	3,4	3,45	9,343	15,8	18,5	17,08	54
2	1-7-2-2	3,5	3,5	3,5	9,616	15,7	19,2	22,19	51
3	1-7-2-3	3,3	3,3	3,3	8,549	16,3	19,7	20,86	58
4	1-7-2-4	3,3	3,3	3,3	8,549	16,1	19,3	19,87	56,4
5	1-6-2-5	3,4	3,4	3,4	9,075	15,5	18,7	17,11	53,7
6	1-6-2-6	3,4	3,3	3,35	8,809	15,2	19,6	28,95	56,8
7	1-6-2-7	3,5	3,5	3,5	9,616	15,9	18,9	18,86	48,9
8	1-6-2-8	3,6	3,5	3,55	9,893	15,9	18,6	16,98	49,5
9	1-5-2-9	3,5	3,5	3,5	9,616	15,9	18,9	18,86	52
10	1-5-2-10	3,5	3,5	3,5	9,616	15,5	18,5	19,35	51
11	1-5-2-11	3,3	3,3	3,3	8,549	15,5	18,8	21,3	54,6
12	1-5-2-12	3,5	3,5	3,5	9,616	15,3	18,5	20,91	51
13	1-10-2-13	3,4	3,4	3,4	9,075	15,9	19,6	23,27	53,7
14	1-10-2-14	3,5	3,5	3,5	9,616	15,9	19,1	20,12	52
15	1-10-2-15	3,4	3,4	3,4	9,075	15,7	19,7	25,47	53,7
16	1-10-2-16	3,5	3,4	3,45	9,343	15,7	18,7	19,10	52,4
17	1-4-2-17	3,6	3,5	3,55	9,893	15,3	18,5	20,91	49,6
18	1-4-2-18	3,4	3,4	3,4	9,075	15,6	19,5	25	53,7
19	1-4-2-19	3,4	3,3	3,35	8,809	15,7	19,3	22,93	55
20	1-4-2-20	3,3	3,3	3,3	8,549	15,4	19,3	25,32	56,4
21	1-3-2-21	3,5	3,5	3,5	9,616	15,5	19,1	23,22	49,4
22	1-3-2-22	3,5	3,4	3,45	9,343	15,7	18,9	20,38	52,4
23	1-3-2-23	3,4	3,4	3,4	9,075	15,2	18,3	20,39	53,7
24	1-3-2-24	3,5	3,5	3,5	9,616	15,7	19	21,02	51

5.4. Încercări la încovoiere prin șoc

Aceste încercări s-au efectuat atât pe epruvete Charpy U cât și pe epruvete Charpy V conform prescripțiilor SR EN 10045-1:1993 și SR 13170:1993.

În fig. 5.12a, 5.12b, 5.13a și 5.13b sunt indicate forma și dimensiunile epruvetelor cu creștătură U și V. Încercările s-au efectuat pe un ciocan Charpy, având o energie potențială inițială $W_0 = 300 J$.

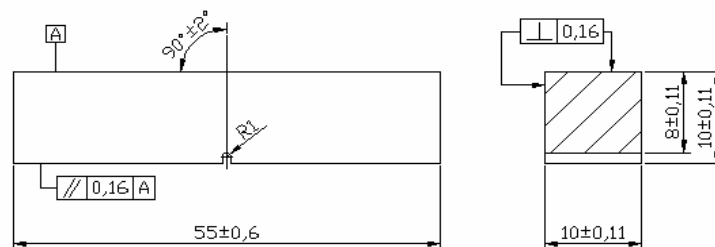


Fig.5.12a. Schița epruvetei cu creștătură în U.

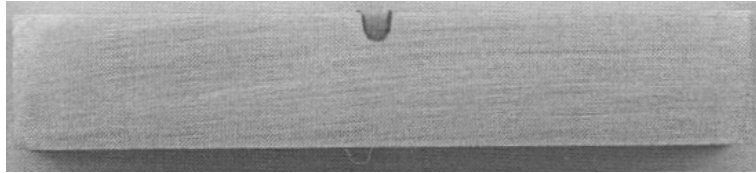


Fig.5.12b. Epruveta cu creștătură în U.

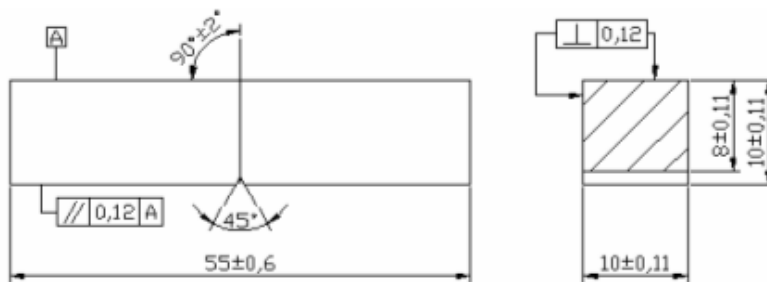


Fig.5.13a. Schița epruvetei cu creștătură în V.

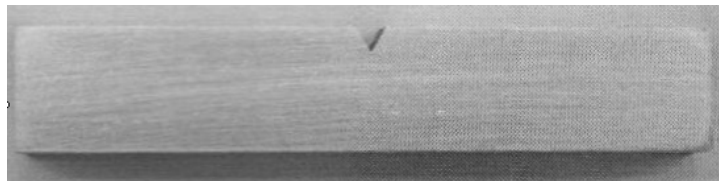


Fig.5.13b. Epruveta cu creștătură în V.

În tabelul 5.4 sunt indicate rezultatele obținute la încercările de încovoiere prin șoc a epruvetelor Charpy U. Pe baza energiei consumate pentru rupere W , s-a calculat reziliența notată cu $KCU\ 300/2/10$, ca raportul dintre energia consumată la rupere W și aria secțiunii inițiale $S_0 = b \times h$. În același tabel s-au indicat și valorile contracției transversale T date de relația:

$$T = \frac{b - b_1}{b} 100 \quad [\%]$$

Tabelul 5.4. Rezultatele încercării la încovoiere prin șoc pe epruveta cu creștătură în U.

Nr. crt	Simbol	b [mm]	h [mm]	W [J]	b ₁ [mm]	KV [J]	$T = \frac{b - b_1}{b} 100$ [%]
1	1-7-34-14	10	8	78	9,6	97,5	4
2	1-7-34-15	10	8	87	9,4	109	6
3	1-8-34-17	10	8	85	9,8	106	2
4	1-8-34-19	10	8	82	9,7	102,5	3
5	1-8-34-20	10	8	77	9,6	96	4
	Medie Brama 1					$\overline{KCU} = 102$	$\overline{T} = 3,8\%$
6	2-7-34-10	10	8	66	9,8	82,5	2

Nr. crt	Simbol	b [mm]	h [mm]	W [J]	b ₁ [mm]	KV [J]	$T = \frac{b - b_1}{b} 100$ [%]
7	2-5-34-2	10	8	67	9,7	83,75	3
8	2-5-34-3	10	8	61	9,7	76	3
9	2-6-34-7	10	8	69	9,7	86	3
10	2-6-34-8	10	8	59	9,6	73,75	4
	Medie Brama 2					$\overline{KCU} = 80,4$	$\bar{T} = 3\%$
11	3-5-34-2	10	8	80	9,6	100	4
12	3-8-34-7	10	8	79	9,7	98,75	3
13	3-3-34-10	10	8	85	9,8	106,25	2
14	3-5-34-4	10	8	88	9,6	110	4
15	3-8-34-5	10	8	75	9,7	93,75	3
	Medie Brama 3					$\overline{KCU} = 101,75$	$\bar{T} = 3,2\%$

Rezultatele încercărilor la încovoiere prin șoc pe epruvete cu creștătură în V sunt date în tabelul 5.5.

Tabelul 5.5. Rezultatele încercării la încovoiere prin șoc pe epruveta cu creștătură în V

Nr. crt	Simbol	b [mm]	h [mm]	W [J]	b ₁ [mm]	KV [J]	$T = \frac{b - b_1}{b} 100$ [%]
1	1-3-34-1	10	8	69	9,6	69	4
2	1-4-34-7	10	8	70	9,6	70	4
3	1-3-34-3	10	8	71	9,8	71	2
4	1-5-34-9	10	8	68	9,6	68	4
5	1-4-34-8	10	8	72	9,7	72	3
	Medie Brama 1			70		$\overline{KV} = 70$	$\bar{T} = 3,4\%$
6	2-10-34-14	10	8	41	9,8	41	2
7	2-10-34-15	10	8	41	9,8	41	2
8	2-12-34-17	10	8	49	9,6	49	4
9	2-12-34-18	10	8	46	9,7	46	3
10	2-10-34-13	10	8	44	9,8	44	2
	Medie Brama 2			44,2		$\overline{KV} = 44,2$	$\bar{T} = 2,6\%$
11	3-7-34-13	10	8	63	9,7	63	3
12	3-7-34-15	10	8	62	9,7	62	3
13	3-4-34-19	10	8	64	9,7	64	3
14	3-3-34-11	10	8	66	9,6	66	4
15	3-4-34-18	10	8	63	9,7	63	3
	Medie Brama 3			63,6		$\overline{KV} = 63,6$	$\bar{T} = 3,2\%$

Caracteristica mecanică de încovoiere prin șoc pe epruvete cu creștătură în V, KV , este reprezentată chiar de energia consumată pentru rupere W . În același tabel s-au dat și valorile contracției transversale pentru aceste epruvete.

Concluzie:

- Valorile cele mai ridicate de reziliență KCU s-au obținut pentru brama 1, respectiv brama 3, iar cele mai reduse pentru brama 2;
- În concordanță cu valorile rezilienței s-au plasat și caracteristicile mecanice KV la încovoiere prin șoc a epruvetelor cu creștătură în V;
- Bramele 1 și 3 care au prezentat pentru KCU și KV cele mai ridicate valori au și o capacitate de deformare plastică ridicată, fapt ce se reflectă prin valori mai ridicate ale lui T în comparație cu brama 2.

Aspecte ale secțiunilor de rupere ale epruvetelor Charpy U și Charpy V pentru fiecare dintre cele trei brame, sunt indicate în fig. 5.14 și fig. 5.15.

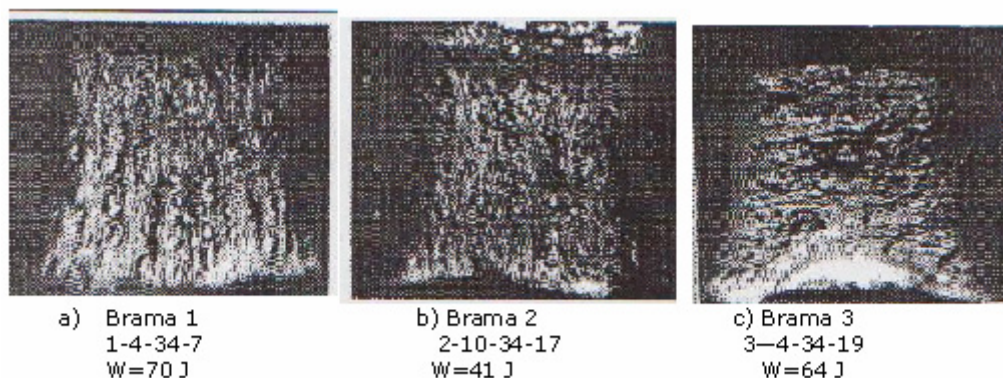


Fig.5.14. Secțiunile de rupere ale epruvetelor Charpy U

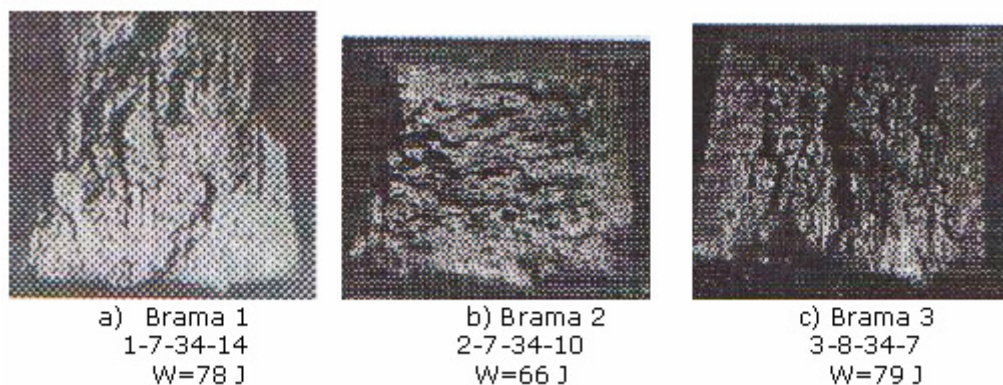


Fig. 5.15. Secțiunile de rupere ale epruvetelor Charpy V.

5.5. Cercetări privind durabilitatea la șocuri repetate

Studiul materialului a cuprins și o analiză a durabilității la impacturi multiple, problemă intens studiată la ora actuală. Cercetările s-au efectuat pe o mașină

Amsler adoptată special pentru încercări repetate folosind epruvete tip Charpy (fig. 5.16).

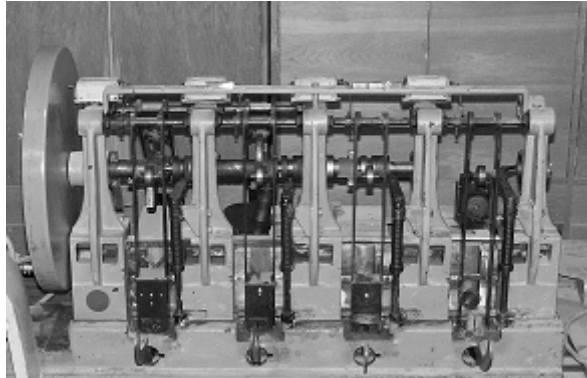


Fig.5.16. Mașina Amsler adoptată pentru încercări repetate folosind epruvete Charpy.

Încercările la șocuri repetate pentru cele trei brame s-au făcut utilizând epruvete Charpy V corespunzător celor patru nivele de solicitare ($W_0=2 J$; $1,6 J$; $1,25 J$ și $0,8 J$). Epruvetele Charpy simplu rezemate au fost supuse unor șocuri repetate aplicate pe partea opusă creștăturii până la ruperea acestora (fig. 5.17).

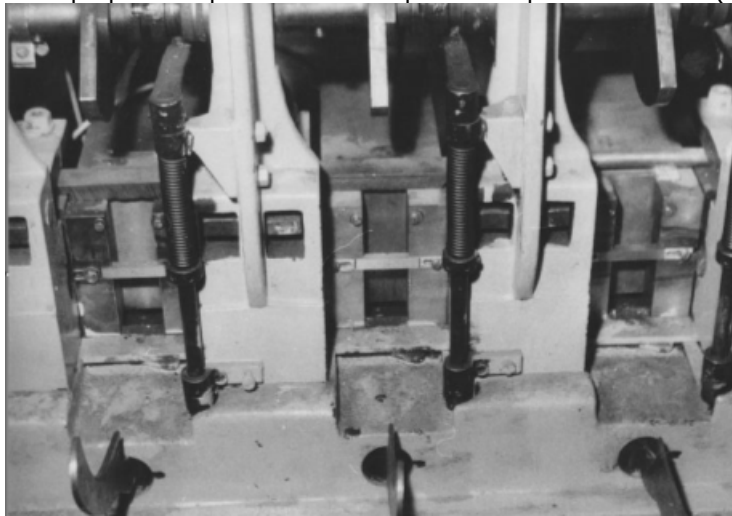


Fig.5.17. Ciocanele folosite pentru aplicarea șocurilor repetate.

Folosind ca parametri energia unui șoc W_0 și numărul de șocuri până la rupere, s-au trasat curbele de durabilitate la șocuri repetate pentru epruvetele Charpy V corespunzător celor trei brame.

În fig. 5.18 sunt indicate curbele de durabilitate pentru cele trei brame, precum și ecuația dreptei de regresie.

Concluzii: Se observă o schimbare a comportării celor trei semifabricate bramă, corespunzătoare energiei unui impact de aprox $1,6 J$. Dacă până la această energie durabilitatea cea mai ridicată, la șocuri multiple o are brama 1, după deplasarea acestei energii durabilitatea cea mai ridicată o are brama 2, care are și

caracteristicile mecanice cele mai ridicate. Deci, pentru energii mari ale șocului unitar, durabilitatea cea mai ridicată la impacturi multiple o are semifabricatul brama 1, care a avut și tenacitatea la rupere dinamică cea mai ridicată.

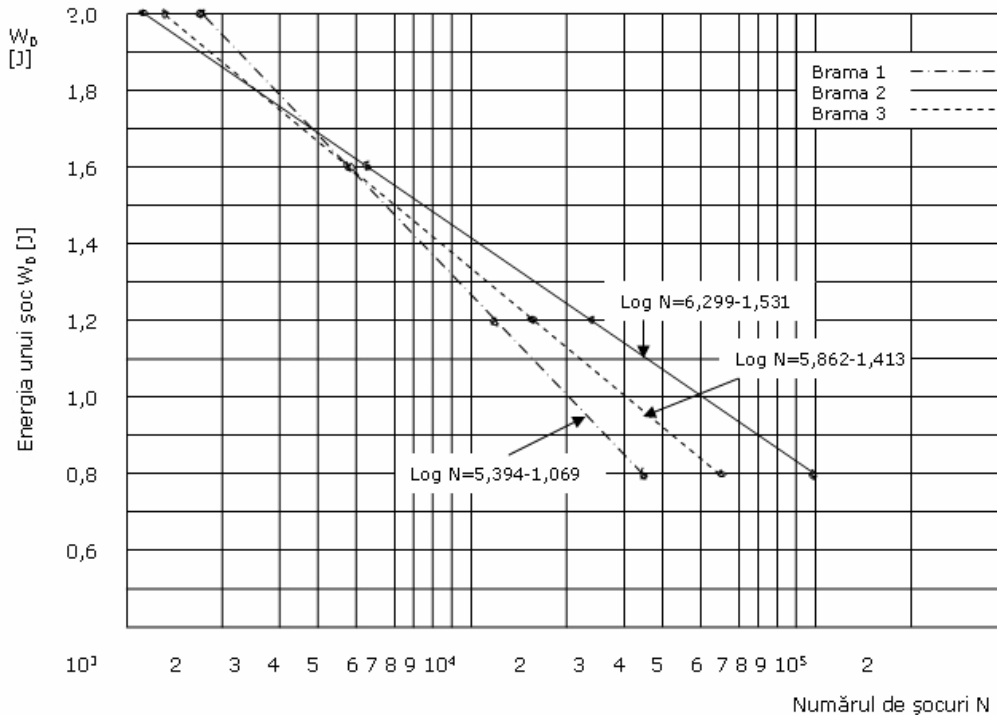


Fig.5.18 Curbele de durabilitate pentru trei brame.

5.6. Determinarea tenacității la rupere

Valoarea critică a factorului de intensitate a tensiunii s-a obținut prin încercări pe epruvete de tip Chevron, fig.5.19. S-a efectuat determinarea tenacității la rupere pe epruvete Chevron, deoarece această metodă prezintă câteva avantaje notabile față de metoda K_{IC} de determinare a tenacității la rupere. Dintre acestea cele mai importante sunt respectarea stării plane de deformare pe epruvete de dimensiuni mult mai mici față de metoda K_{IC} , datorită formei epruvetei; aceste epruvete nu necesită o prefisurare prin oboseală, cost redus față de metoda K_{IC} , o bună repetabilitate și o precizie ridicată, evidențiată prin abaterea medie pătratică, care este mult mai mică decât la metoda K_{IC} .

Folosirea epruvetelor Chevron asigură respectarea condițiilor stării plane de deformare, datorită formei epruvetei, care asigură și menținerea fisurii în planul de rupere, ce conține creștătura.

Încercarea s-a realizat pe o mașină de încercat la tracțiune adaptată pentru încercările de Mecanica ruperii. Schița încercării este prezentată în fig.5.20. Forța s-a măsurat prin intermediul unui traductor de forță (doză tensometrică), iar deplasarea de deschidere a orificiului epruvetei, am măsurat-o cu ajutorul unui traductor de deplasare inductiv.

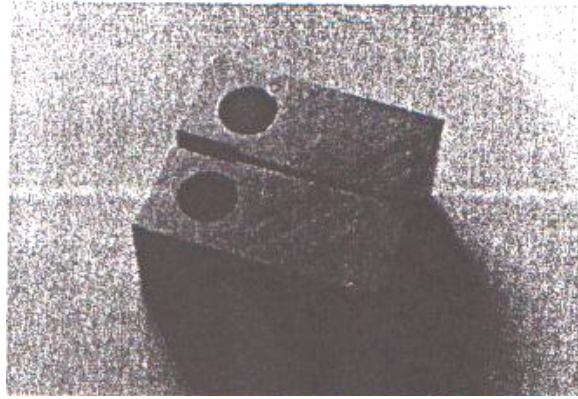


Fig.5.19 Epruveta Chevron.

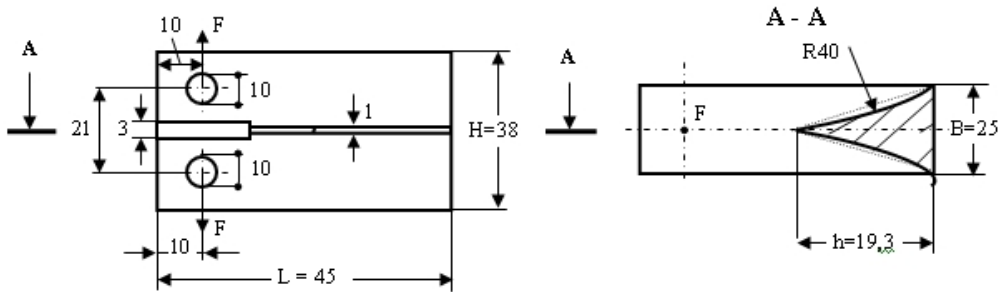


Fig.5.20. Schița epruvetei Chevron.

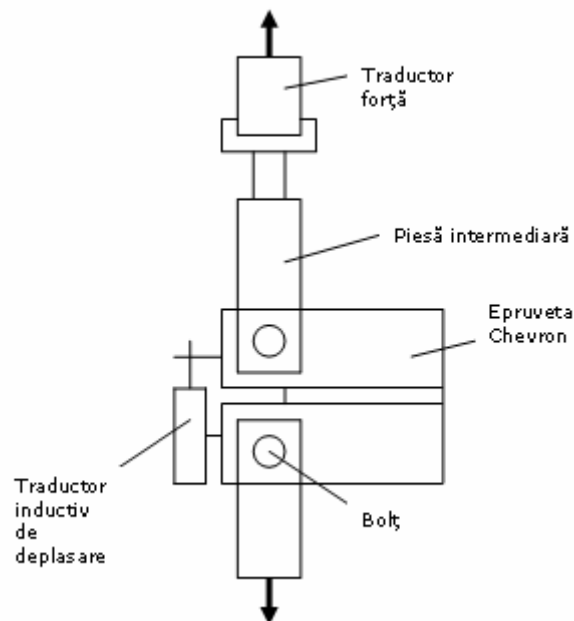


Fig. 5.21. Schița încercări pentru determinarea tenacității dinamice la tracțiune pe epruvete Chevron.

Sarcina s-a aplicat lent, continuu, progresiv și fără șocuri.

Concluzii: Analiza experimentală a dovedit că tenacitatea la rupere K_{IV} , determinată pe epruvete Chevron, cea mai ridicată o are brama 1, în timp ce semifabricatele 2 și 3 au avut valori aproximativ egale.

La toate epruvetele inițierea fisurii s-a produs la vârful creștăturii, iar ruperea a rămas în planul creștăturii.

În tabelele 5.6a și 5.6b sunt date valorile tenacității la rupere obținute prin încercarea de tracțiune pe epruvete Chevron, pentru oțelul OHN3.

Tabelul 5.6a. Valorile parametrilor obținuți în urma încercării de tracțiune pe epruvete Chevron

Nr. crt.	Simbol	Lățime b [mm]	Forța maximă F_{max} [KN]	Tenacitatea la rupere K_{IV} [MPa m ^{1/2}]	Tenacitatea la rupere medie \bar{K}_{IV} [MPa m ^{1/2}]
1	1-2-5-1	25	53,3	296,65	
2	1-2-5-2	25	52,8	293,86	
3	1-2-5-3	25	51,8	288,30	
4	1-2-5-4	25	52,1	289,97	288,65
5	1-2-5-5	25	52,9	294,42	
6	1-2-5-6	25	51,2	284,96	
7	1-2-5-7	25	53,0	294,98	
8	1-2-5-8	25	47,8	266,04	

Tabelul 5.6b. Valorile parametrilor obținuți în urma încercării de tracțiune pe epruvete Chevron

Nr. crt.	Simbol	K_{IV} [MPa m ^{1/2}]	$K_{IV} - \bar{K}_{IV}$ [MPa m ^{1/2}]	$(K_{IV} - \bar{K}_{IV})^2$ [MPa m ^{1/2}]
1	1-2-5-1	296,65	8,00	64,00
2	1-2-5-2	293,86	5,21	27,14
3	1-2-5-3	288,30	-0,35	0,12
4	1-2-5-4	289,97	1,32	1,74
5	1-2-5-5	294,42	5,77	33,29
6	1-2-5-6	284,96	-3,69	13,62
7	1-2-5-7	294,98	6,33	40,07
8	1-2-5-8	266,04	-22,61	511,21

5.7. Duritatea

Duritatea se definește în tehnică drept rezistența opusă de material unei acțiuni de pătrundere mecanică a unui corp mai dur din exterior. Duritatea este o mărime ce caracterizează materialul respectiv și starea acestuia, ea neputând fi măsurată direct. Valoarea durității se deduce prin mărimi primare precum: adâncime de pătrundere, forță, energie de reful elastic.

Duritatea unui material poate fi determinată pe două căi diferite [Gutt, Palade, Klein, (2000)]:

1. pe calea unei încercări mecanice la care o forță acționează asupra unui penetrator imprimându-l în materialul încercat
2. pe calea unor metode fizice prin care se realizează dependența între duritatea materialului încercat și alte proprietăți măsurabile.

Încercarea de duritate pe calea unei încercări mecanice este evident cea mai aproape de definiția duriții și de aceea ea constituie baza procedeele de încercare a duriții metalelor și nemetalelor.

Duritatea H este dată de raportul dintre forța F care acționează asupra penetratorului și suprafața urmei remanente lăsate de penetrator pe materialul încercat:

$$H = \frac{F}{A} \quad (5.1)$$

Această relație stă la baza majorității încercărilor standardizate de duritate cu sarcină statică.

Metodele de determinare se clasifică în funcție de forța care acționează asupra penetratorului în:

- metode statice unde vitezele de acționare sunt limitate la sub 1 mm/s
- metode dinamice unde vitezele de acționare sunt mari și sunt realizate prin căderea liberă a penetratorului sau prin lovire.

Un alt criteriu de clasificare a încercării duriții este după direcția de acțiune a penetratorului:

- procedee cu direcția de acțiune a penetratorului perpendicular pe materialul încercat; aici se încadrează majoritatea încercărilor clasice de duritate
- procedee cu direcția de acțiune a penetratorului tangențial la materialul încercat. Aici se încadrează majoritatea încercărilor speciale de duritate efectuate în diverse scopuri cum ar fi de exemplu stabilirea rezistenței la uzură abrazivă și erozivă, stabilirea durabilității sculelor așchietoare etc.

Metodele statice se deosebesc între ele, în principal, prin forma penetratoarelor, condiții de lucru, dimensiuni caracteristice a urmelor (Brinell, Vickers, Rockwell, Knoop).

Dependența între duritate și alte proprietăți mecanice și tehnologice

Duritatea materialelor este condiționată de proprietăți fizice, chimice și de structură și prin acestea se găsește în legătură cu procedeele de obținere și de prelucrare a materialelor. Dat fiind faptul că încercarea de duritate este mai ușor și mai ieftin de efectuat decât încercările mecanice de rupere, care au drept scop determinarea mărimilor mecanice ce caracterizează comportarea elasto-plastică și de rupere a materialelor, s-au stabilit și se stabilesc în continuare legături matematice între valoarea duriții și mărimi mecanice caracteristice.

1. Dependența între duritate și limita de curgere

Pentru metale, Tabor [Habig, 1980] a stabilit următoarea relație simplă între duritate H și limita de curgere σ_c :

$$H = C \cdot R_y \text{ [daN/mm}^2\text{]} \quad (5.2)$$

unde C este o constantă.

La metale dure coeficientul $C \cong 3$, la metale moi acest coeficient ia valori mai mari.

2. Dependența între duritate și rezistența la rupere.

Așa cum s-a arătat deja rezistența la rupere prin tracțiune R_m reprezintă forța maximă F_m raportată la secțiunea inițială A_0 e epruvetei supusă solicitării la tracțiune:

$$R_m = \frac{F_{max}}{A_0} \quad (5.3)$$

Relația de legătură între duritatea materialului și rezistența sa la rupere prin tracțiune are expresia:

$$R_m = D \cdot H \quad (5.4)$$

Factorul de proporționalitate D depinde de natura materialului încercat.

3. Dependența dintre duritate și alungirea la rupere

Materialele dure de înaltă rezistență prezintă o alungire la rupere mică, iar materialele ductile moi o alungire mare. Ca atare, pot fi stabilite dependențe și în acest caz.

4. Dependența între duritate și tenacitatea la rupere prin fisurare

Dat fiind faptul că încercarea tenacității la rupere prin fisurare este o încercare greoaie și costisitoare s-a căutat și se caută stabilirea unor dependențe logice între duritatea materialelor și această încercare. Evident că acest lucru este posibil numai atunci când în urma încercării de duritate deformarea plastică a materialului duce și la apariția de fisuri a căror evoluție poate fi măsurată. Această situație există din păcate numai la încercarea de duritate a unor materiale dure și extradure sau a unor straturi dure depuse pe suporturi moi. La ora actuală există cercetări ce stabilesc legătura între duritatea Vickers și tenacitatea la rupere prin fisurare K_{IC} , astfel:

$$K_{IC} = 0,19 \cdot \left(\frac{3 \cdot E}{H} \right)^{2/5} \cdot \frac{H \cdot \sqrt{a}}{3} \cdot \left(\frac{c}{a} \right)^{-3/2} \quad (5.5)$$

unde E -modulul de elasticitate al materialului încercat [MPa]

H -duritatea Vickers a materialului încercat

a -jumătatea diagonalei urmei lăstate de penetrator [mm]

c - mărimea razei câmpului circular care include fisura [mm].

Metoda Vickers

Metoda Vickers constă prin folosirea unui penetrator de diamant având formă de piramidă dreaptă cu baza pătrată. Ea constă prin apăsarea unui penetrator cu o viteză redusă și cu o anumită forță predeterminată F pe suprafața materialului de încercat.

Duritatea Vickers, simbolizată cu HV , se exprimă prin raportul forței F la aria suprafeței laterale a urmei remanente produsă de penetrator.

Urma este considerată ca o piramidă dreaptă cu baza pătrată, cu diagonala d , având la vârf același unghi ca și penetratorul.

Deci duritatea

$$HV = \frac{1,8544 F}{d^2} \quad (5.6)$$

Duritatea obținută este independentă de mărimea sarcinii de încercare. Acest fapt permite o aplicabilitate foarte largă a acestei metode.

Măsurarea durității pentru epuveta din fig.5.22 s-a realizat cu o mașină pentru încercarea durității Vickers tip WPM – LEIPZIG, având următoarele caracteristici:

- frecvența cuprinsă între 1...50 Hz
- scara de încărcare cuprinsă între 5 ...120 daN [STAS 492/1-85, STAS 92/2-85, STAS 716972-82].

Încercarea s-a realizat la temperatură ambiantă iar penetratorul s-a aplicat lent cu o viteză de deplasare între 0,8...1,0 mm/s. Durata de aplicare a sarcinii de încercare pe suprafața de încercat a fost de 15 s, după cum se și recomandă de astfel în cazul oțelurilor. Sarcina aplicată a fost de 5 daN .

Măsurarea durității s-a făcut pe o epruvetă nefisurată și pe una cu prefisură.

Pentru epruveta fără prefisură duritatea a fost măsurată în jurul vârfului creștăturii, obținându-se datele din tabelul 5.7.



Fig.5.22. Mașina pentru încercarea durtății Vickers tip WPM – LEIPZIG.

Tabelul 5.7. Valorile durtății Vickers pentru epruveta nefisurată

d_1 [mm]	d_2 [mm]	d_{med} [mm]	HV
0,230	0,230	0,230	175
0,244	0,246	0,245	154,5
0,231	0,233	0,232	172,15

Duritatea medie rezultată fiind 167 HV 5.

La proba cu prefisură duritatea a fost măsurată la vârful enclavei plastice, datele rezultate fiind următoarele, tabelul 5.8:

Tabelul 5.8 Valorile durtății Vickers pentru epruveta prefisurată

d_1 [mm]	d_2 [mm]	d_{med} [mm]	HV
0,236	0,240	0,238	164
0,229	0,220	0,224	185
0,230	0,238	0,234	169

Duritatea medie este 172 HV 5.

După cum se poate observa, deformațiilor plastice de la vârful fisurii, produse în timpul prefisurării, au dus la o creștere a durtății în jurul vârfului prefisurii.

5. Dependența dintre duritate și rezistența la oboseală

S-a constatat o legătură logică și între duritate și rezistența la oboseală pentru materiale metalice omogene în sensul creșterii rezistenței la oboseală cu creșterea durtății. La aliaje cu structură eterogenă se observă în schimb o scădere a

rezistenței la oboseală cu creșterea durtății fapt ce poate duce la consecințe catastrofale în exploatare.

6. *Dependența între duritate și uzare*

Cele mai importante acțiuni reciproce sunt reprezentate de mecanismele de uzare: adeziune, abraziune, distrugerii prin oboseala startului superficial, tribioxidare. Duritatea este la ora actuală singura mărime cu care se pot caracteriza eficient și rapid principalele proprietăți mecanico-tehnologice ale stratului superficial.

5.8. Prefisurarea epruvetei

Determinarea experimentală a tenacității materialului, fie în regim static fie în regim dinamic, implică efectuarea în prealabil a unei propagări a fisurii prin solicitare la oboseală.

Prefisurarea epruvetele pentru încercările de încovoiere prin șoc se face tot prin solicitări de încovoiere. Cu toate acestea autorul propune prefisurarea epruvetelor la care propagarea fisurii se realizează cu deformații minime, prin solicitări la oboseală prin tracțiune.

Astfel în cele ce urmează este exemplificată o astfel de prefisurare pentru o epruvetă din oțel OHN3 .

Forma și dimensiunile epruvetei folosită în această lucrare este prezentată în fig.5.23 și fig.5.24 .

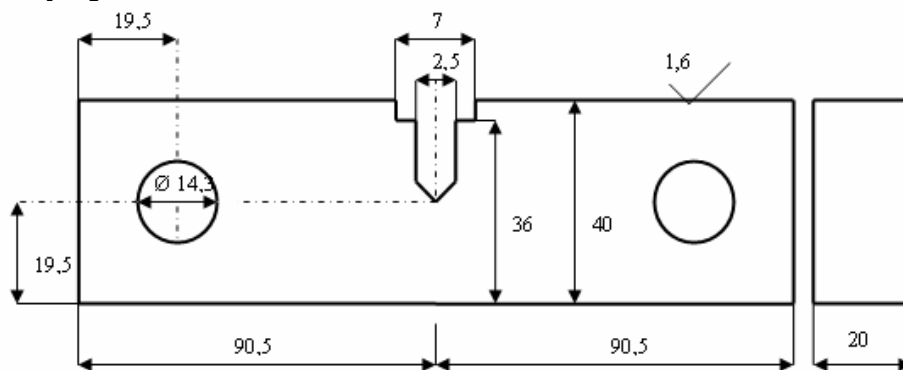


Fig.5.23. Schița epruvetei de încovoiere.

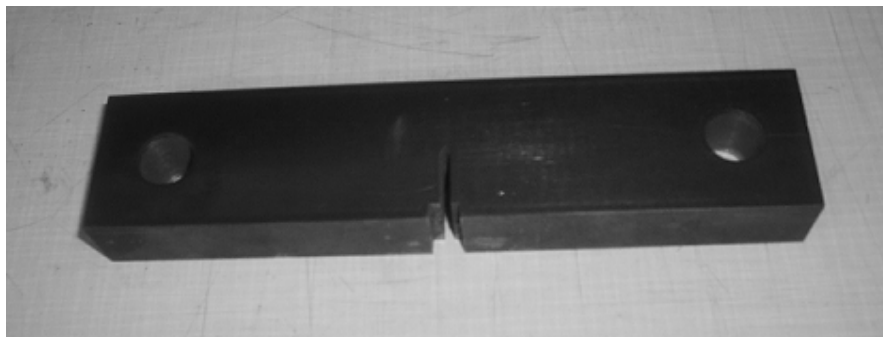


Fig.5.24. Epruveta folosită pentru determinarea experimentală a tenacității dinamice.

Prefisurarea [SR EN ISO 12737:2003], adică fisurarea în prelungirea creștăturii, s-a efectuat pe o mașină de încercat dinamică multifuncțională servo – hidraulică tip LFV-HH, fig.5.25. Această mașină se poate folosi atât pentru încercări în regim static (tracțiune, compresiune, forfecare, cicluri de solicitare la oboseală, durata de viață a componentelor etc.) având o capacitate a forței cuprinsă între 0,2...150 kN cât și în regim dinamic cu o capacitate a forței cuprinsă între 0,2...100 kN.



Fig.5.25. Mașina de încercat multifuncțională servo – hidraulică tip LFV-HH.

Ea poate fi controlată atât manual cât și prin intermediul unui software intitulat DIONpro, care este un program flexibil destinat atât pentru realizarea aplicațiilor în regim static cât și dinamic. Prin intermediul acestui software s-a realizat un program care a supus epruvetele la solicitări variabile sinusoidale axiale, conform condițiile prevăzute în stas.

Forțele de prefisurare maximă și minimă s-au ales în funcție de caracteristicile mecanice ale oțelului. Ciclul de solicitare aplicat a fost un ciclu sinusoidal alternant simetric. Dacă l-a început el a fost astfel ales încât să se respecte condiția:

$$F_{\min} \leq F_{\max}/4 \quad (5.7)$$

Datorită faptului că fisura a întârziat să se propage, această relație a fost modificată prin creșterea forței minime și maxime.

Pentru a nu crește prea mult forța maximă, s-a realizat o simulare a condițiilor la care epruveta este supusă prin prefisurarea la tracțiune folosind programul cu elemente finite COSMOS [COSMOS, (2004)]. Ca urmare a acestei analize am realizat programul final de prefisurare la următoarele valori ale forțelor:

$$F_{\max} = 19,8 \text{ kN}$$

$$F_{min} = 6,6 \text{ kN}$$

Frecvența = 4 Hz

Număr total de cicluri realizat până la obținerea lungimii fisurii propagate cerute în standard a fost de 848.000 de cicluri.

Pentru efectuarea prefisurării s-a realizat un dispozitiv special de prindere cu bolțuri, format din două piese confecționate dintr-un oțel tip OL50, având forma și dimensiunile date în fig.5.26 și fig.5.27.

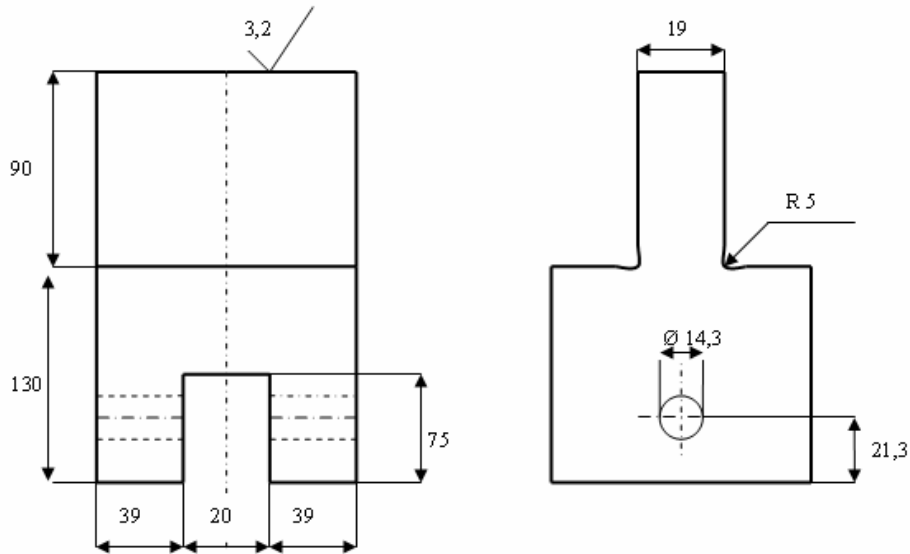


Fig.5.26. Dispozitivele de prindere ale epruvetei.



Fig.5.27. Dispozitivul de prindere ale epruvetei.

Dispozitivul a fost astfel proiectat astfel încât tensiunea să fie uniform distribuită de-a lungul lungimii epruvetei, în caz contrar fisura nu s-ar propaga uniform.

Totodată ea trebuie să fie și simetrică în raport cu planul de propagare a fisurii, în caz contrar fisura devind de la direcția corectă de propagare, rezultatele obținute în cadrul încercării fiind influențate de acest lucru. Pentru prinderea în dispozitiv epruveta s-a găurit simetric la cele două capete, și o altă condiție ca fisura să se propage uniform este ca vârful creștăturii să fie pe aceeași axă cu centrul cercurilor.

Pentru alegerea cât mai corectă a forțelor necesare prefisurării și împiedicarea distrugerii epruvetei în alegerea ciclului corect s-a realizat o simulare a condițiilor la care epruveta este supusă prin prefisurare la tracțiune [Sechei, Culea, Dumitru, (2008.d)]

Utilizând metoda elementelor finite s-a efectuat o analiză tridimensională utilizând programul COSMOS pentru a obține câmpul de tensiuni și deformații de la vârful fisurii.

Distribuția tensiunii normale în jurul vârfului creștăturii ne indică forța la care tensiunea va fi destul de mare astfel încât fisura să se inițieze și să înceapă să se propage ușor.

Deoarece creștătura în V este un concentrator de tensiune, valoarea maximă a tensiunii normale va fi la vârful creștăturii. Aici tensiunea va trebui să depășească limita de curgere pentru ca fisura să se inițieze, dar pe o distanță foarte mică, deoarece în caz contrar fisura se va propaga prea repede iar procesul de fisurare nu va mai putea fi oprit la lungimea dorită a fisurii.

Condițiile la limită impuse pentru analiza cu elemente finite a epruvetei sunt:

- mijlocul epruvetei este blocat, fig.5.28
- forța este aplicată pe suprafața semicilindrică a epruvetei, fig.5.29

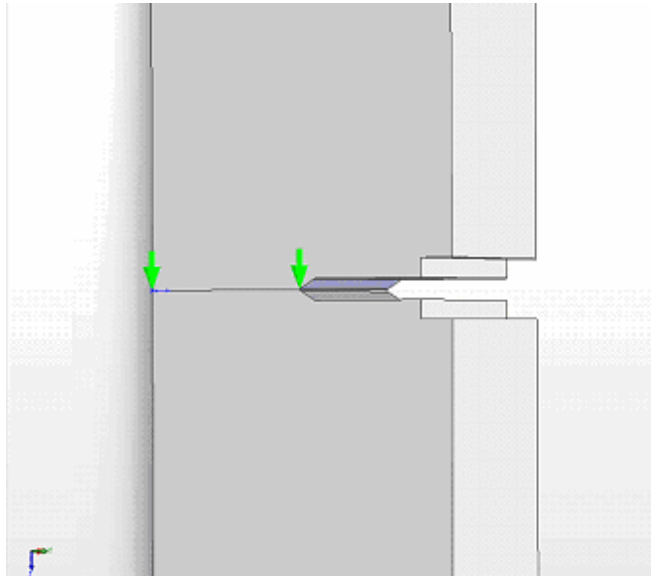


Fig.5.28. Condițiile la limită a mijlocului epruvetei.

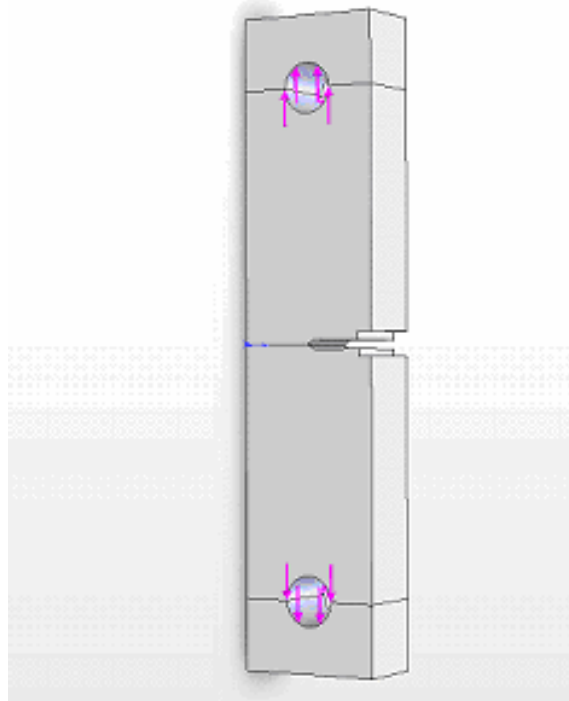


Fig. 5.29. Condițiile la limită a găurilor cilindrice.

Pentru discretizare s-au folosit elemente isoparametrice tetraedale de tip TETRA10, după cum se poate vedea în fig.5.30. Mărimea medie a acestor elemente este de 1 mm.

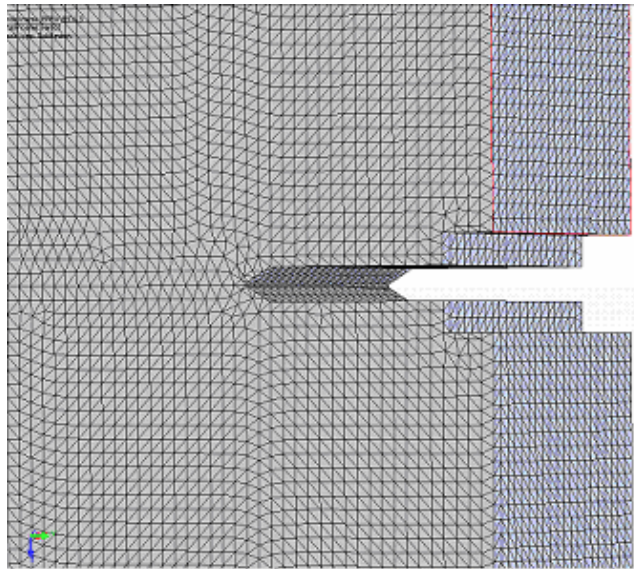


Fig.5.30. Discretizarea epruvetei.

În urma analizelor efectuate la valori diferite ale forței, a reieșit că forța maximă optimă de prefisurare este de 19,2 kN. În fig.5.31 este prezentată distribuția tensiunii normale pe secțiunea transversală a epruvetei.

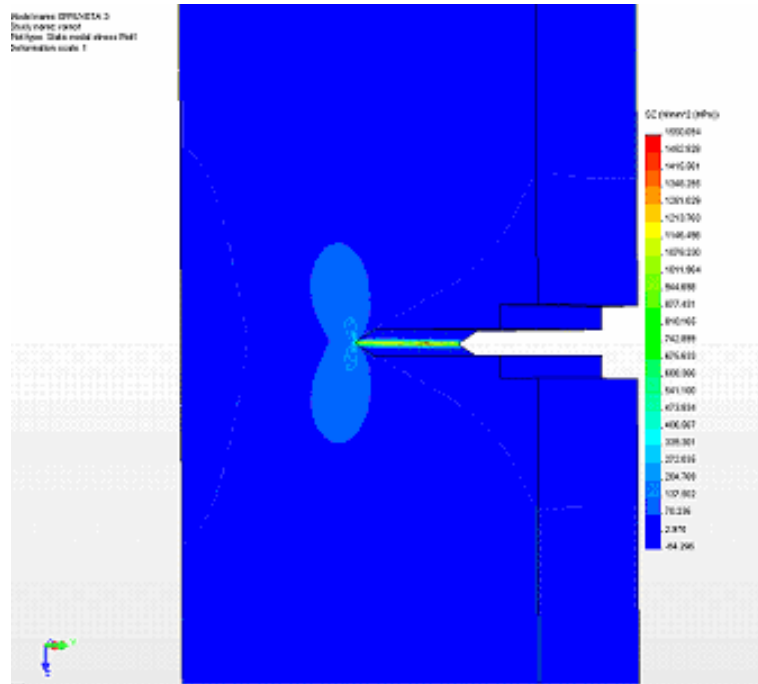


Fig.5.31 Tensiunea normală pe secțiunea transversală a epruvetei

În fig.5.32 este prezentată distribuția tensiunii normale de-a lungul lățimii epruvetei începând din vârful creștăturii și urmând calea de prefisurare.

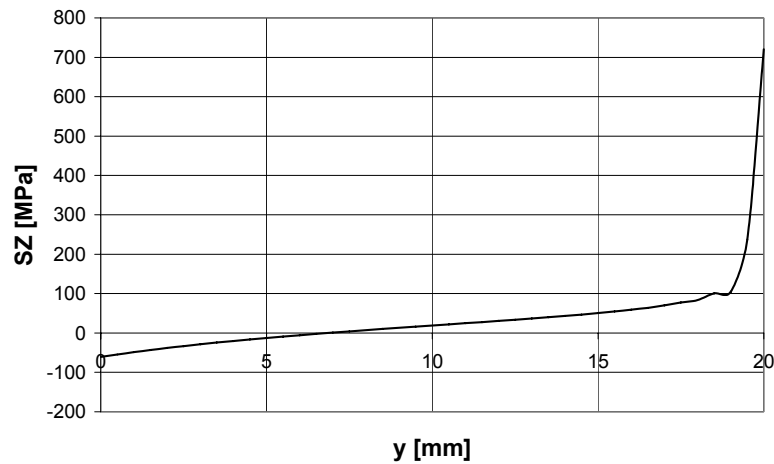


Fig.5.32. Distribuția tensiunii normale σ_z pe secțiunea mediană a epruvetei de la vârful creștăturii în V până în partea opusă, în direcția de propagare a fisurii

După cum se poate vedea în diagramă, la vârful creștăturii epruveta este supusă la tracțiune iar în capătul opus la compresiune. Valorile ce depășesc limita de curgere sunt chiar lângă vârful fisurii ele scăzând apoi brusc sub limita de curgere, permițând o propagare ușoară a fisurii. Distribuția și valorile tensiunii ne arată forța potrivită pentru inițierea și propagarea stabilă a fisurii.

S-a observat că întreruperea procesului se prefisurare, constând în descărcarea completă a epruvetei, a dus la necesitatea creșterii forței la reînceperea procesului de prefisurare. Acest fapt se datorează deformațiilor care au loc la vârful fisurii și care prin oprirea procesului de încărcare duc la formarea unei enclave plastice de la vârful prefisurii.

Deformațiile rezultate în urma aplicării acestei forțe sunt așa mici încât ele pot fi neglijate. De aici putem trage concluzia că nu este greșit dacă se face prefisurarea probei prin solicitari la oboseală prin tracțiune, deși încercarea de impact va fi una de încovoiere.

6. CONTRIBUȚII PRIVIND DETERMINAREA TENACITĂȚII DINAMICE LA RUPERE, K_{Idc} PE BAZA ÎNCERCĂRILOR LA ȘOCURI REPETATE

6.1. Considerații generale

Procesul de degradare la șocuri repetate poate fi abordat prin analogie cu fenomenul de oboseală la solicitări ciclice obișnuite.

În aceste condiții cele trei faze ale procesului de degradare la oboseală cu șocuri sunt: nucleația fisurii, propagarea fisurii și ruperea finală.

În fig.6.1 sunt indicate aceste faze cu procesele caracteristice precum și parametri la nivel macroscopic care controlează degradarea.

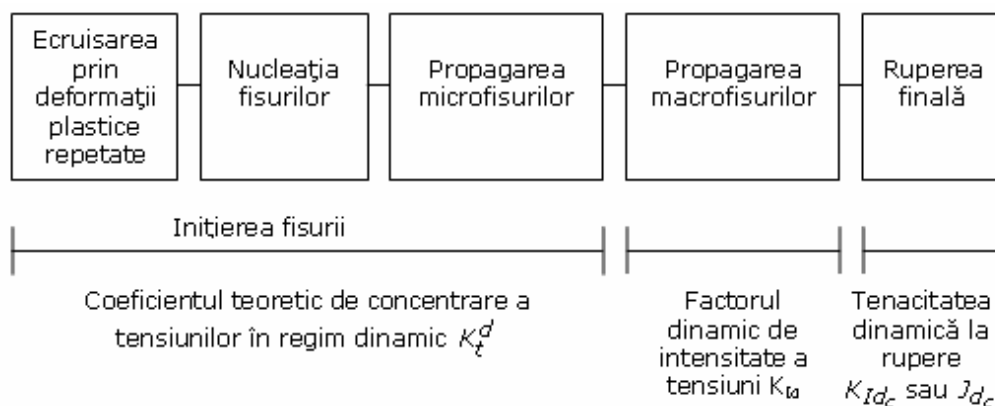


Fig.6.1.Fazele procesului de degradare la oboseală cu șocuri.

Pornind de la cele de mai sus în cadrul lucrării se propune o nouă metodă pentru determinarea lui K_{Id} corespunzătoare ruperii finale în cadrul încercărilor la oboseală cu șocuri folosind epruvete de tip Charpy. De asemenea, se prezintă și o metodă de obținere a dependenței $da/dN-\Delta K_{Id}$ la încercările de oboseală cu șocuri.

Pe baza acestei dependențe s-a făcut o analiză a durabilității unui tub supus la o presiune dinamică repetată.

6.2. Metodica încercării la încovoiere cu șocuri repetate

Instalația folosită a constat dintr-un ciocan Amsler adaptat pentru încercări la încovoiere prin șocuri repetate a epruvetelor Charpy V (fig. 6.2), ciocan ce aparține laboratorului Catedrei de Rezistența Materialelor a facultății de Mecanica din Timișoara.

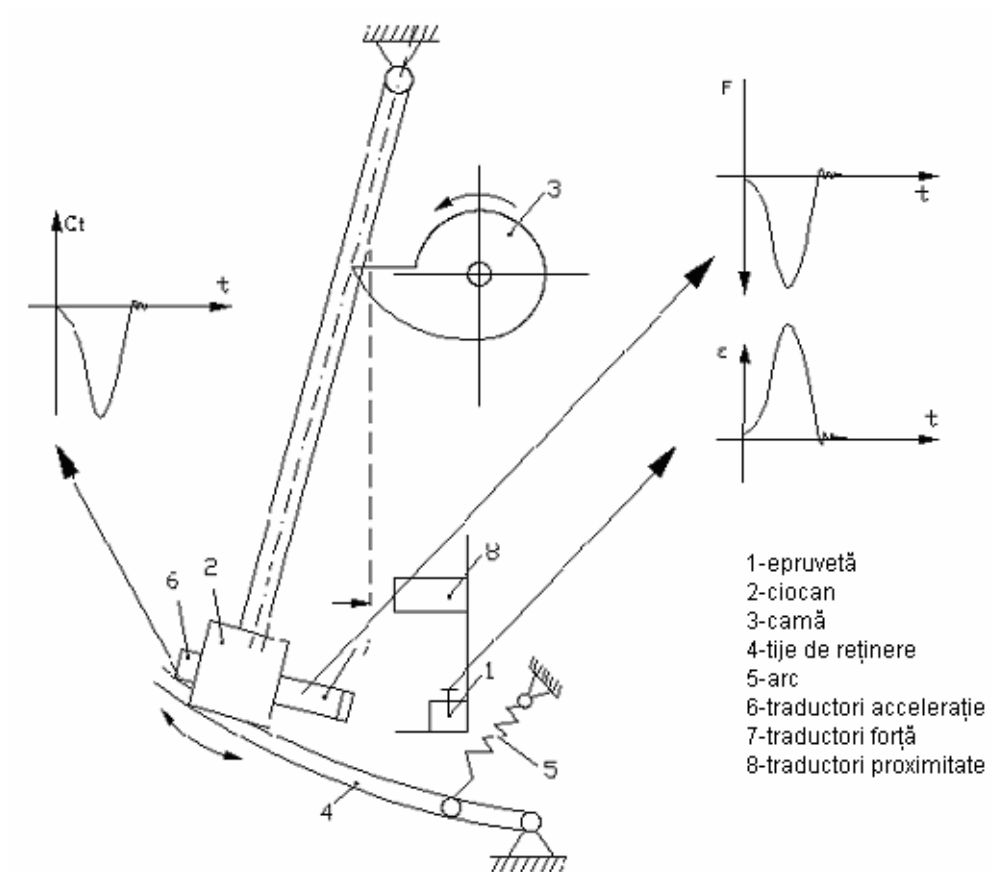


Fig.6.2 Schema unui post cu indicarea principalelor mărimi mecanice înregistrate.

Pentru a putea efectua încercările, fiecare cele patru posturi au fost echipate cu bacuri speciale pentru fixarea epruvetelor Charpy V (fig. 6.3).

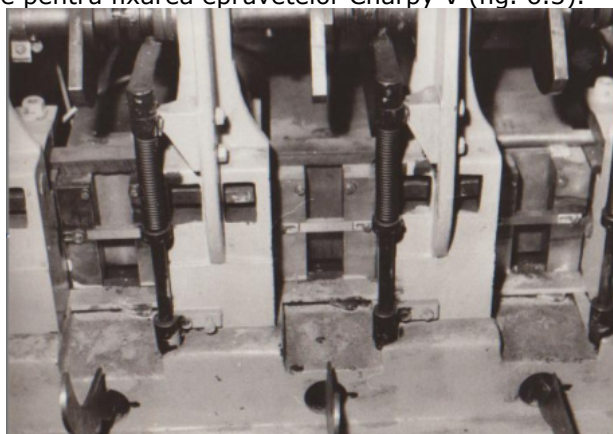


Fig.6.3. Bacurile de fixare ale epruvetelor Charpy.

Fiecare post este prevăzut cu un opritor de reținere, astfel încât loviturile suplimentare repetate să fie evitate.

Fiecare ciocan a fost prevăzut cu un cuțit de lovire pe care s-au aplicat traductori rezistivi cu o bază de măsurare de 0,6 mm conectați într-o punte completă Wheatstone (fig. 6.4 și 6.5).

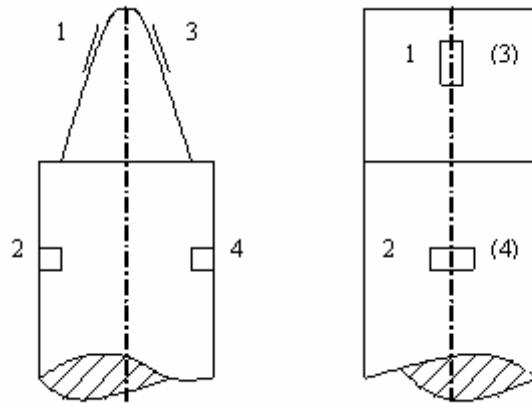


Fig.6.4. Schema unui cuțit și modul de amplasare a traductorilor rezistivi.

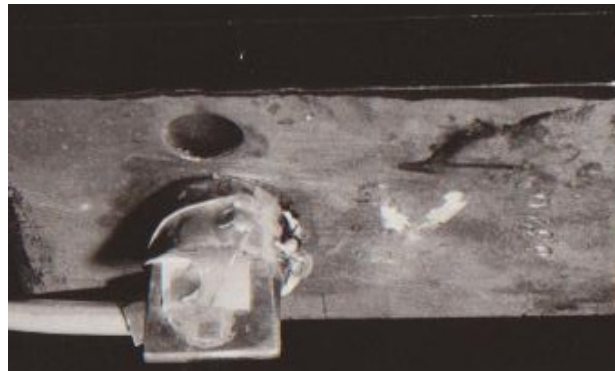


Fig.6.5. Ciocan echipat cu traductor de forțe pentru determinarea forței de contact.

Etalonările ciocanului s-au efectuat pe o instalație specială indicată în fig. 6.6a și b.

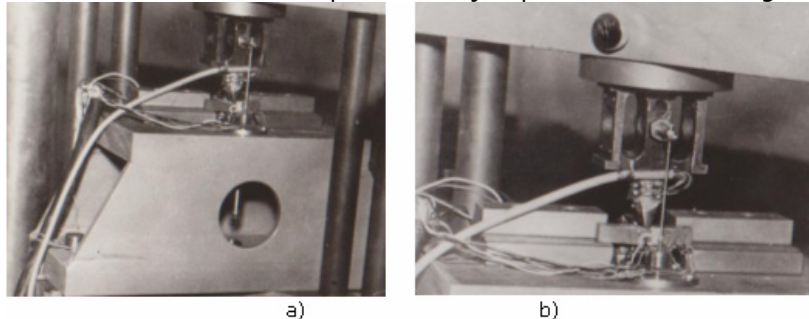


Fig.6.6. Instalația folosită pentru etalonarea traductorului de forță.

Aceste cuțite de lovire au reprezentat traductorul de forțe cu ajutorul căruia s-a obținut semnalul pentru forța de contact dinamic. În fig.6.7 este prezentată variația în timp a forței $F(t)$ la aplicarea unui șoc cu durata de 300 μ s.

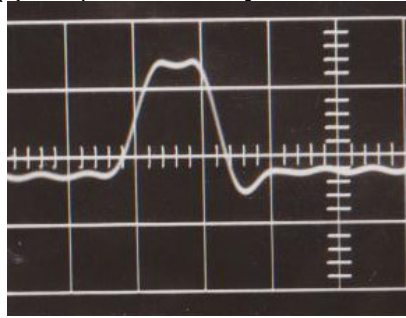


Fig.6.7. Variația în timp a forței pentru un ciocan cu masa $m=5,7$ Kg la o viteză $v_0=0,8$ m/s.

Pentru a putea urmări și efectul forțelor de inerție asupra încovoierii probelor, o parte din epruvete au fost echipate cu traductori rezistivi, după cum urmează:

- 5 traductori tip lanț cu baza de măsurare 2 mm au fost aplicați pe partea opusă creștăturii
- 2 traductor rezistivi cu baza de 0,6 mm plasați pe ambele fețe la baza creștăturii.

6.3. Metodica trasării diagramei $da/dN-\Delta K_{Id}$

Corespunzător celor patru posturi cu care este prevăzută instalația s-au trasat inițial curbele de variație ale lungimii fisurilor în funcție de numărul șocurilor aplicate până la rupere.

În fig.6.8 este prezentată forma generală a unei asemenea curbe.

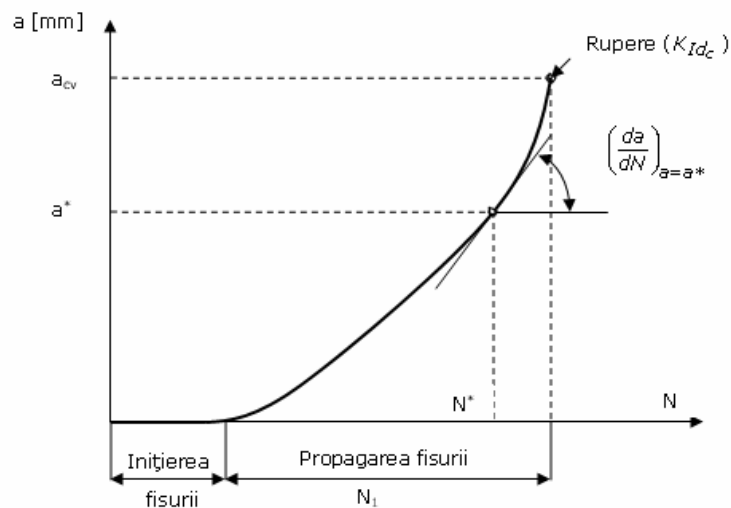


Fig.6.8. Forma generală a curbei de variație a lungimii fisurii a în funcție de numărul șocurilor aplicate.

Pe baza unor asemenea curbe trasate pentru fiecare dintre cele patru posturi cu care este echipat ciocanul Amsler s-au calculat pentru diferite lungimi de fisuri, vitezele de propagare a fisurii da/dN , pe baza pantelor tangentelor duse la curba $a-N$:

$$\frac{da}{dN} = f(K_{Id}) \quad (6.1)$$

precum și factorul dinamic de intensitate a tensiunii K_{Id} :

$$K_{Id} = \frac{M_d}{W^{3/2}B} Y(a/W) \quad (6.2)$$

unde

- M_d este momentul încovoietor calculat pe baza forței maxime obținută în urma înregistrărilor F-t;
- $Y(a/W)$ o funcție de raportul dintre lungimea fisurii și înălțimea secțiunii epruvetei;
- B este grosimea epruvetei

Trebuie menționat că în acest caz forțele de inerție au în general o influență redusă asupra factorului dinamic de intensitate a tensiunii.

Pe baza acestei diagrame $a-N$ s-au putut stabili și lungimile critice ale fisurilor, a_{cr} peste care se produce ruperea finală și pe baza cărora se calculează tenacitatea dinamică K_{Id_c} .

În figura 6.9 s-au indicat o parte dintre rezultatele obținute pentru oțelul OHN3 corespunzător modului III de tratare termică sub forma diagramei $da/dN=f(\Delta K_{Id})$.

Pentru prelucrarea rezultatelor, tabelele 6.1a, 6.1.b, 6.2, s-a aplicat metoda celor mai mici pătrate.

Conform acestei metode s-au obținut cele două constante de material:

$$b' = \frac{\sum(x - \bar{x})(y - \bar{y})}{\sum(y - \bar{y})^2} = 3 \quad (6.3)$$

și

$$a' = \bar{x} - b'y = -11,172 \quad (6.4)$$

Respectiv $m=b'=3$; $C = 6,73 \cdot 10^{-12} \frac{m/ciclu}{(MPa\sqrt{mm})^m}$

În aceste condiții s-a obținut ecuația vitezei de propagare a fisurilor sub forma:

$$\frac{da}{dN} = 6,73 \cdot 10^{-12} (\Delta K_{Id})^3 \quad [m/ciclu] \quad (6.5)$$

Prelucrarea datelor experimentale din tabelele 6.1 și 6.2 au permis determinarea coeficientului de corelație r și abaterea standard:

$$r = \frac{\sum xy - \bar{x}\bar{y}}{[(\sum x^2 - \bar{x}\sum x)(\sum y^2 - \bar{y}\sum y)]} \quad (6.6)$$

$$s = \sqrt{\frac{(y - \hat{y})^2}{n_s \cdot 2}} \quad (6.7)$$

unde \hat{y} reprezintă valoarea calculată a variabilei y .

Pentru oțelul OHN3 corespunzător tratamentului III s-au obținut $r=-0,983$ și $s=0,00527$, elemente care justifică adaptarea ecuației (6.1).

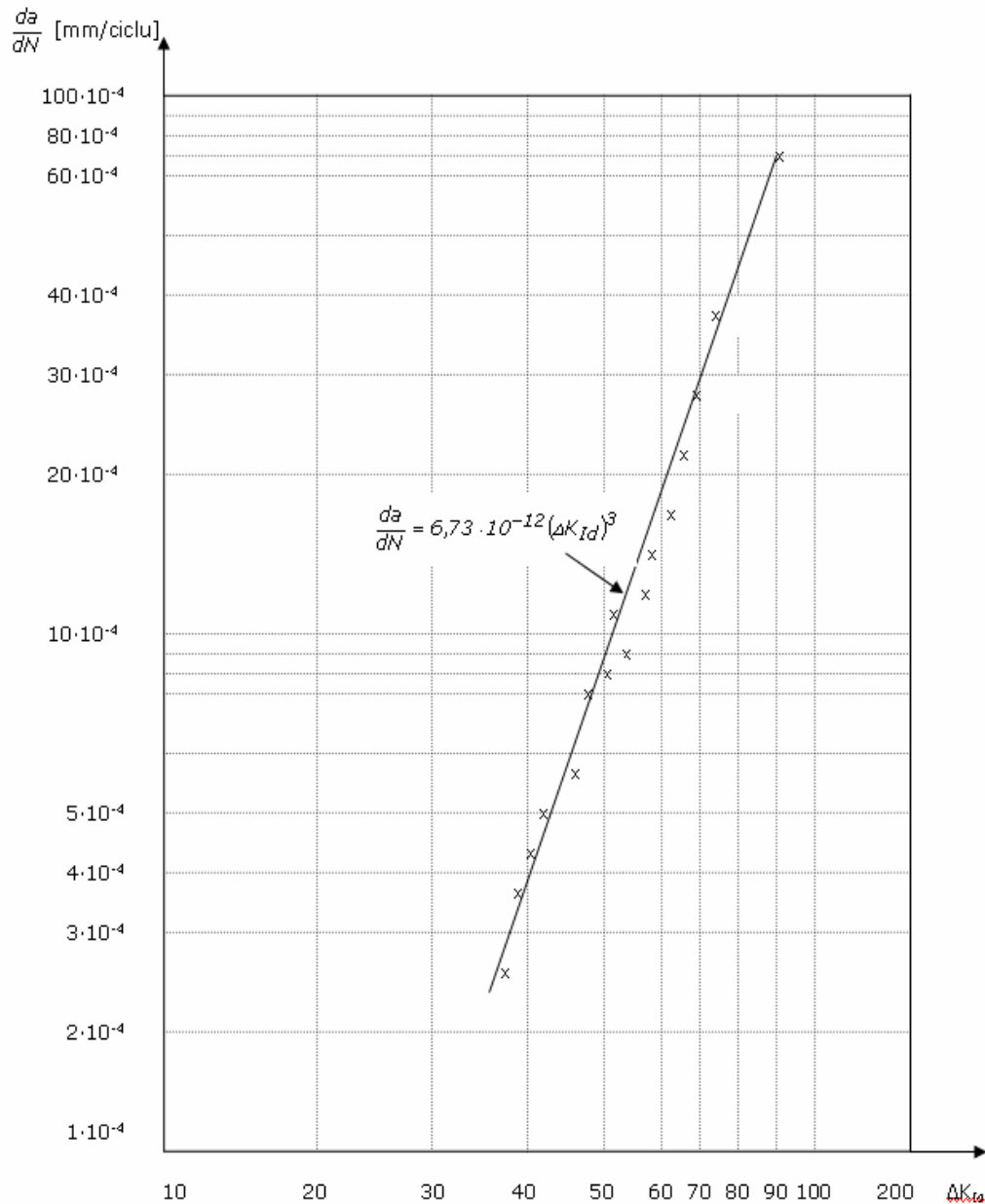


Fig.6.9 Variația vitezei de propagare a fisurii în funcție de variația factorului dinamic de intensitate a tensiunii.

Tabelul 6.1a. Prelucrarea datelor experimentale

Nr crt	$\left[\frac{da}{dN} \right]$ m/ciclu	ΔK_{Id} [MPa $m^{1/2}$]	$x = \log \left[\frac{da}{dN} \right]$	x^2	$y = \log \Delta K_{Id}$	y^2
1	$0,279546 \cdot 10^{-6}$	35	-6,553546	42,948974	1,544068	2,384146
2	$0,356734 \cdot 10^{-6}$	38	-6,447655	41,572261	1,579783	2,495716
3	$0,414937 \cdot 10^{-6}$	40	-6,382017	40,730151	1,60206	2,566596
4	$0,515862 \cdot 10^{-6}$	43	-6,287466	39,343611	1,633468	2,668219
5	$0,592367 \cdot 10^{-6}$	45	-6,227409	38,786624	1,653212	2,733111
6	$0,718656 \cdot 10^{-6}$	48	-6,143478	37,742333	1,681241	2,826572
7	$0,811250 \cdot 10^{-6}$	50	-6,090845	37,098396	1,69897	2,886499
8	$0,966473 \cdot 10^{-6}$	53	-6,014810	36,177943	1,724276	2,973127
9	$1,022745 \cdot 10^{-6}$	54	-5,990232	35,882887	1,732393	3,001188
10	$1,266374 \cdot 10^{-6}$	58	-5,897437	34,779772	1,763428	3,109678
11	$1,401753 \cdot 10^{-6}$	60	-5,853328	34,261455	1,7781513	3,161822
12	$1,951873 \cdot 10^{-6}$	67	-5,709548	32,598943	1,826074	3,334549
13	$2,225974 \cdot 10^{-6}$	70	-5,652479	31,950529	1,845098	3,404387
14	$2,849857 \cdot 10^{-6}$	76	-5,545176	30,748987	1,880813	3,537459
15	$3,985718 \cdot 10^{-6}$	85	-5,399493	29,154529	1,929418	3,722657

Tabelul 6.1b. Prelucrarea datelor experimentale

Nr. crt.	xy	$(x - \bar{x})$	$(x - \bar{x})^2$	$(y - \bar{y})$	$(y - \bar{y})^2$	$(x - \bar{x})(y - \bar{y})$
1	-10,11912	-0,54677	0,29896	-0,180762	0,032675	0,098836
2	-10,1859	-0,4400	0,19438	-0,145046	0,021038	0,063953
3	-10,22437	-0,37524	0,14081	-0,122770	0,015072	0,046069
4	-10,27038	-0,28069	0,07879	-0,091362	0,008347	0,025645
5	-10,29523	-0,22064	0,04868	-0,071618	0,005129	0,015801
6	-10,32867	-0,13671	0,01868	-0,043589	0,0019	0,005959
7	-10,34816	-0,08407	0,00706	-0,025865	0,000668	0,002174
8	-10,37119	-0,00804	0,00006	-0,00055	0,000003	0,000004
9	-10,37744	0,01653	0,00027	0,007563	0,000057	0,000125
10	-10,39971	0,10933	0,01195	0,038597	0,001489	0,004219
11	-10,40810	0,153439	0,02354	0,053320	0,002843	0,008181
12	-10,42606	0,29721	0,08833	0,101244	0,010250	0,030091
13	-10,42938	0,354288	0,12552	0,120267	0,014464	0,042609
14	-10,42944	0,55499	0,30802	0,155983	0,024330	0,086502
15	-10,41788	0,60727	0,36878	0,204588	0,041856	0,124241

Tabelul 6.2. Prelucrarea datelor experimentale

Nr. Crt.	$y = \log \Delta K_{Id}$	\hat{y}	$y - \hat{y}$	$(y - \hat{y})^2$	$\log \frac{da}{dN}$
1	1,544068	1,5408178	$3,2502 \cdot 10^{-3}$	$1,056 \cdot 10^{-5}$	-6,553546
2	1,5797836	1,5747815	$5,0021 \cdot 10^{-3}$	$2,502 \cdot 10^{-5}$	-6,447655
3	1,60206	1,5966607	$5,3993 \cdot 10^{-3}$	$2,9152 \cdot 10^{-5}$	-6,382017
4	1,633468	1,6281778	$5,290 \cdot 10^{-3}$	$2,7984 \cdot 10^{-5}$	-6,287466
5	1,6532125	1,648197	$5,0155 \cdot 10^{-3}$	$2,5152 \cdot 10^{-5}$	-6,227409
6	1,6812412	1,676173	$5,0675 \cdot 10^{-3}$	$2,56795 \cdot 10^{-5}$	-6,143478

Nr. Crt.	$y = \log \Delta K_{Id}$	\hat{y}	$y - \hat{y}$	$(y - \hat{y})^2$	$\log \frac{da}{dN}$
7	1,69897	1,693718	$5,2517 \cdot 10^{-3}$	$2,75803 \cdot 10^{-5}$	-6,090845
8	1,724276	1,7190632	$5,2127 \cdot 10^{-3}$	$2,711722 \cdot 10^{-5}$	-6,014810
9	1,7323938	1,7272558	$5,138 \cdot 10^{-3}$	$2,6399 \cdot 10^{-5}$	-5,990232
10	1,763428	1,7581874	$5,2406 \cdot 10^{-3}$	$2,74638 \cdot 10^{-5}$	-5,897437
11	1,7781513	1,7728905	$5,2608 \cdot 10^{-3}$	$2,7676 \cdot 10^{-5}$	-5,853328
12	1,8260748	1,8208172	$5,2576 \cdot 10^{-3}$	$2,76423 \cdot 10^{-5}$	-5,709548
13	1,845098	1,83984	$5,2579 \cdot 10^{-3}$	$2,76455 \cdot 10^{-5}$	-5,652479
14	1,8808136	1,8756077	$5,2059 \cdot 10^{-3}$	$2,71013 \cdot 10^{-5}$	-5,545176
15	1,9294189	1,9241689	$5,25 \cdot 10^{-3}$	$2,75625 \cdot 10^{-5}$	-5,399493

6.4. Determinarea tenacității dinamice la rupere pe baza încercărilor la oboseală cu șocuri

Așa după cum s-a văzut în capitolul 3 una dintre problemele care complică determinarea tenacității la rupere în regim dinamic K_{Id_c} constă în determinarea forțelor de inerție care influențează direct rezultatele obținute în condițiile acestor încercări. Pentru creșterea preciziei determinării tenacității dinamice se impune o prelucrare și o analiză în detaliu a oscilogramelor $F-t$ obținute la ruperile în regim dinamic.

După cum s-a văzut în cazul materialelor fragile în prima etapă a șocului epruveta pierde contactul cu reazemele. Dacă ruperea se produce în această etapă, forțele de inerție au un rol dominant astfel încât acestea nu pot fi neglijate.

Urmărind și deformațiile unei jumătăți de probă pe baza semnalelor celor cinci traductori rezistivi s-a acceptat inițial o distribuție liniară a forțelor de inerție care se opun mișcării sub forma:

$$f_i(t) = \frac{F_i(t)}{W} \left(0,306 - 1,574 \frac{x}{L_1} \right) \quad (6.8)$$

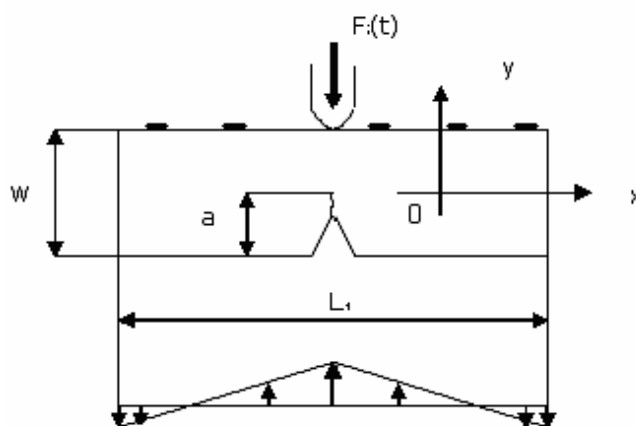


Fig.6.10. Schema distribuției forțelor de inerție la epruvetele rezemate.

Originea sistemului de axe s-a considerat la mijlocul unei jumătăți a epruvetei (fig.6.10).

Pe baza distribuției forțelor de inerție din fig. 6.10 se poate obține momentul încovoietor produs de acestea:

$$M_i(t) = \int_{-L_1/4}^{L_1/4} f_i(t) \left(x + \frac{L_1}{4} \right) dx \quad (6.9)$$

Luând în considerare relația (6.8) se obține:

$$M_i(t) = \int_{-L_1/4}^{L_1/4} \frac{F_i(t)}{W} \left(x + \frac{L_1}{4} \right) \left(0,306 - 1,574 \frac{x}{L_1} \right) dx = 0,433 F_c(t) \cdot W \quad (6.10)$$

Pe baza acestui moment încovoietor se poate calcula factorul dinamic de intensitate a tensiunii luând în considerare numai forțele de inerție:

$$K_{Id}^{in} = \frac{6M_i(t)}{B\sqrt{W}} \sqrt{\lambda} f(\lambda) \quad (6.11)$$

unde :

- B este grosimea epruvetei
- W înălțimea secțiunii epruvetei
- $\lambda = a/W$
- a este lungimea fisurii
- $f(\lambda)$ este o funcție care depinde de raportul a/W .

Mărimile forței de inerție $F_i(t)$ se poate determina pe baza unei metodici expuse în lucrarea [Krasovski, Kalaida, Krasiko, Naumov, (1987)] sub forma unei funcții de forma:

$$F_i(t) = \frac{F_i^{max}}{2} \left(1 - \cos \frac{2\pi t}{t_b} \right) \quad (6.12)$$

unde:

- F_i^{max} este valoarea maximă a forței de inerție
- t_b este timpul în decursul căruia epruveta nu este în contact cu reazemul, sau durata de acțiune a forțelor de inerție.

Mărimile F_i^{max} și t_b conform lucrării [Krasovski, Kalaida, Krasiko, Naumov, (1987)] sunt date de relațiile:

$$F_i^{max} = \sqrt{\frac{2\dot{F} m_0 v}{\pi(1,796 + m_0 / m_c)}} \quad (6.13)$$

$$t_b = \sqrt{\frac{2\pi m_0 v}{\dot{F}(1,796 + m_0 / m_c)}} \quad (6.14)$$

unde

- \dot{F} este viteza de variație a forței la începutul oscilogramei
- v este viteza ciocanului în momentul impactului
- m_0 este masa epruvetei
- m_c este masa ciocanului

Dacă avem în vedere relația (6.10), valoarea maximă a momentului încovoietor produs de forțele de inerție în secțiunea cu fisură devine:

$$M_i^{max} = 0,433W \sqrt{\frac{2\dot{F} m_0 v}{\pi(1,796 + m_0 / m_c)}} \quad (6.15)$$

Analizând expresia (6.15) se poate afirma că la o viteză de impact, v suficient de mare a ciocanelor, în planul fisurii poate să apară un moment de încovoiere M_i suficient de mare pentru a produce ruperea epruvetei numai sub acțiunea forțelor de inerție.

Pe baza celor de mai sus în cadrul lucrării se propune o nouă metodă de prelucrare a oscilogramelor obținute pe baza semnalului unor traductoare de forțe aplicate pe ciocanul de lovire.

Conform acestei metode, inițial se determină forțele de inerție pe baza ecuațiilor (6.12), (6.13) și (6.14), (fig.6.11).

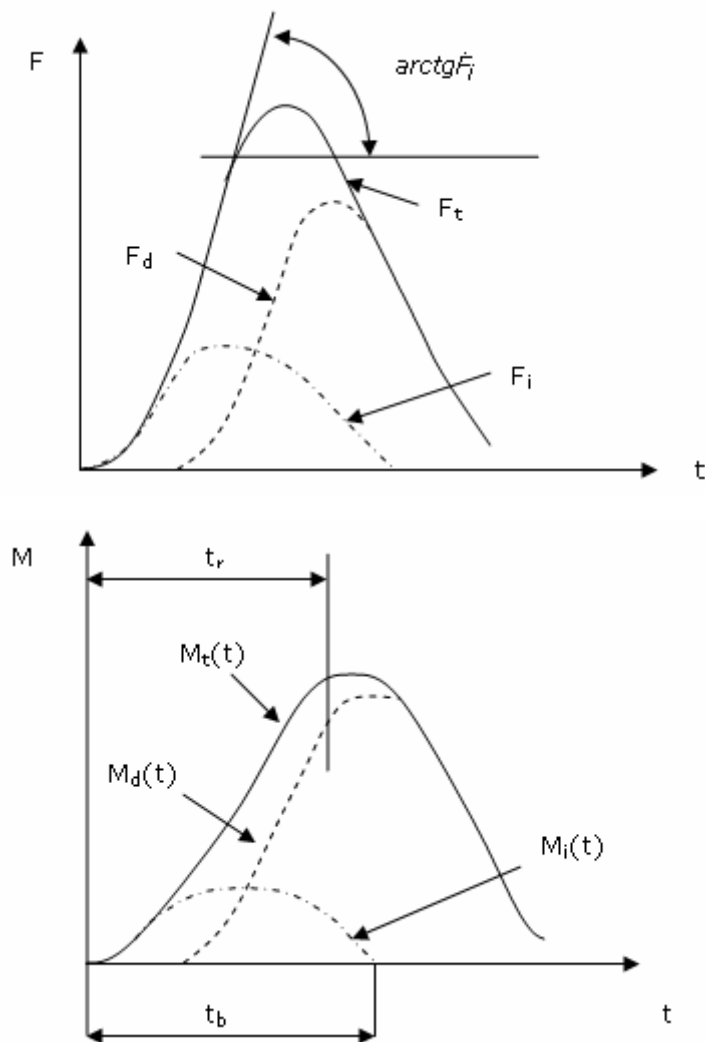


Fig.6.11. Modul de prelucrare a oscilogramelor în cazul rezemării în trei puncte.

Se trasează apoi oscilograma momentului încovoiator $M_d(t)$ obținut pe baza semnalului traductorului de forțe atașat la ciocan. Însușind momentul încovoiator $M_d(t)$ cu momentul încovoiator datorat forțelor de inerție se obține momentul încovoiator total, $M_t(t)$ care include atât efectul forțelor de inerție cât și efectul determinat de ciocan și rezeme:

$$M_t(t) = M_i(t) + M_d(t) \quad (6.16)$$

în care

$$M_d(t) = \frac{F_d(t)L}{4} = F_d(t) \cdot W \quad (6.17)$$

întrucât $L/4 = W$.

Cele de mai sus sunt exemplificate în fig.6.11, unde cu linie continuă s-a reprezentat $M_t(t)$, cu linie punct, $M_i(t)$ și cu linie întreruptă $M_d(t)$.

Pe baza momentului încovoiator total se poate calcula tenacitatea la rupere dinamică K_{Idc} corespunzătoare intervalului de timp t_r care marchează începutul ruperii:

$$K_{Idc} = \frac{6 M_t^r}{BW^3/2} \sqrt{\lambda Y(\lambda)} \quad (6.18)$$

unde M_t^r este momentul încovoiator total corepunzător începutului ruperii.

În cadrul studiului efectuat momentul de timp t_r corespunzător declanșării ruperii fragile a fost înregistrat pe baza semnalului unor traductori rezistivi cu baza 0,6 mm fixați la baza fisurii.

În funcție de forma oscilogramei în expresia lui K_{Idc} poate să intervină sau nu efectul forțelor de inerție.

Dacă intervalul de timp corespunzător începutului ruperii $t_r > t_b$ efectul forțelor de inerție poate fi neglijat. În multe cazuri acest efect este însă important și trebuie luat în considerare.

6.5. Calculul tenacității la rupere dinamică K_{Idc} folosind epruvete prefisurate de la încercările de oboseală cu șocuri

Pe baza metodicii prezentate în paragraful anterior s-a determinat tenacitatea la rupere dinamică pentru un oțel brut forjat OHN3 care este folosit la construcția unor tuburi supuse la presiuni dinamice repetate.

Caracteristicile mecanice uzuale, precum și alte proprietăți pentru trei moduri de tratament termic au fost prezentate în capitolul 5.

Conform metodicii propuse anterior o serie de epruvete la care fisurile au fost propagate pe diferite lungimi a , au fost supuse la rupere dinamică printr-un singur șoc la diferite viteze de lovire.

În cursul încercării s-au înregistrat oscilogramele F_d-t pe baza semnalelor preluate de la traductorul de forță atașat ciocanului. Folosind oscilogramele F_d-t s-au trasat oscilogramele M_d-t (fig.6.11).

Cunoscând panta inițială $\dot{F}-q$ oscilogramei F_d-t precum și vitezele de impact s-au calculat F_i^{max} și t_b folosind relațiile (6.13) și (6.14). Pe baza acestora s-a obținut $F_i(t)$ cu ecuația (6.12), respectiv $M_i(t)$ cu relația (6.10).

Prin suprapunerea oscilogramelor $M_d - t$ și $M_i - t$ s-au obținut diagramele $M_t(t)$. Pe baza timpului la rupere de pe diagrama $M_t(t)$ s-a citit momentul M_t^r care intervine în relația de calcul a tenacității dinamice (vezi ecuația 6.15).

În fig.6.12 a și b sunt prezentate modurile de prelucrare a diagramelor forță - timp și moment încovoietor - timp pentru oțelul OHN3 corespunzător tratamentului pentru care s-a obținut reziliența (CVN) cea mai scăzută.

Criteriul (CVN) a fost considerat inițial ca bază pentru stabilirea caracterului fragil-ductil a oțelului analizat. Corespunzător tratamentului pentru care R_m a avut cea mai mare valoare, respectiv reziliența a avut cea mai mică valoare care corespunde unei tendințe de fragilizare s-au trasat curbele forțe - timp și moment încovoietor - timp în fig.6.12 a și b.

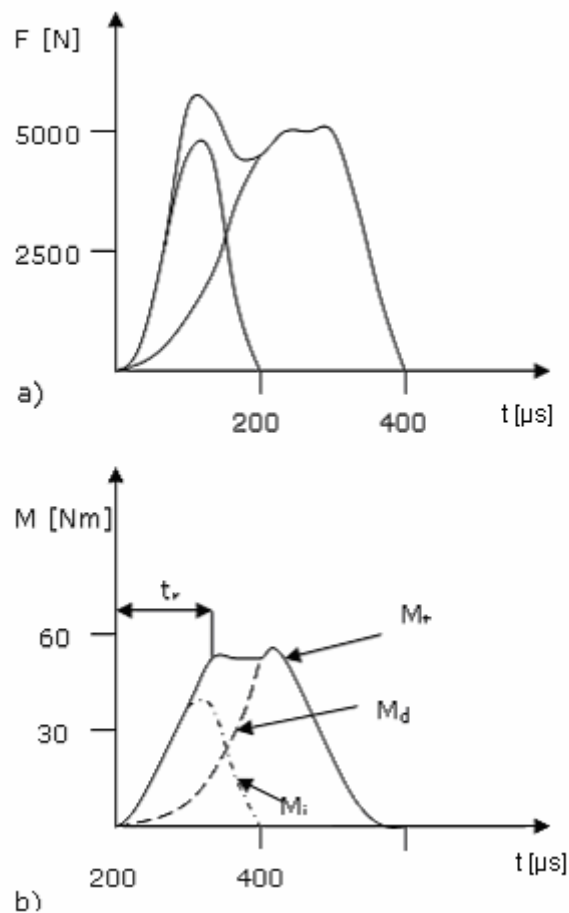


Fig.6.12. Modul de prelucrare a oscilogramelor F-t și M-t pentru oțelul OHN3-tratament II.

Primul vârf al diagramei de momente încovoietoare $M_t(t)$ corespunde începutului ruperii fragile iar forțele de inerție au un rol important pentru calculul lui M_t^r (fig.6.12b).

Acest lucru se evidențiază și prin aspectul secțiunilor de rupere ale epruvetelor pe care se remarcă trei zone distincte respectiv crestătura, zona ruptă prin oboseală și zona de rupere finală cu un pronunțat caracter fragil.

Corespunzător tratamentului pentru care oțelul manifestă o ductilitate ridicată, evidențiată și prin valoarea rezilienței (CVN), rolul forțelor de inerție nu mai este așa de important (fig. 6.13).

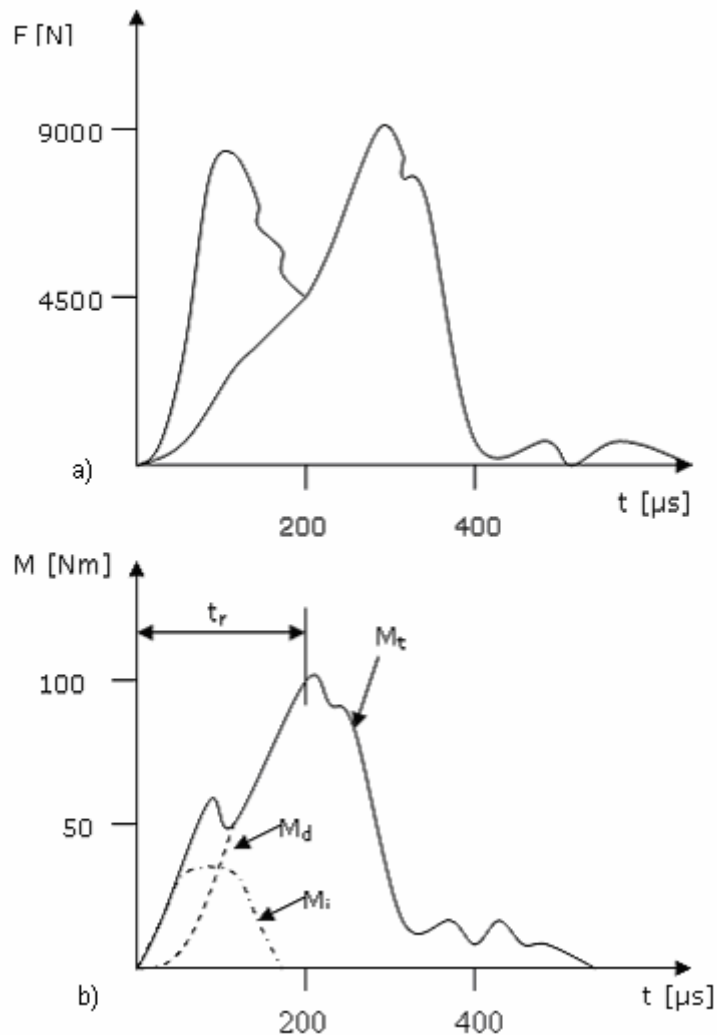


Fig.6.13. Modul de prelucrare a oscilogramelor $F-t$ și $M-t$ pentru oțelul OHN3-tratament III.

Modul de deformare plastică a materialului de la vârful fisurii face ca ruperea să se producă la următorul vârf al oscilogramei $M_t - t$ (fig. 6.13). Tenacitatea dinamică mai ridicată obținută în acest caz este exemplificat și prin aspectul secțiunii de rupere a epruvetelor.

În tabelul 6.3 sunt date valorile medii obținute pentru valoarea maximă a momentului M_d și ale momentului încovoietor total M_t , precum și raportul M_t/M_d pentru cele trei tratamente aplicate oțelului OHN3.

Tabelul 6.3 Valorile medii ale momentelor încovoietoare obținute

Tratamentul aplicat oțelului OHN3	Valoarea maximă a momentului încovoietor dinamic M_d [Nm]	Valoarea maximă a momentului încovoietor rezultat M_t [Nm]	M_t/M_d
I Revenire	62,3	90,4	1,45
II Revenire	37,2	44,6	1,20
III Revenire	80,8	85,6	1,06

6.6. Corelații între tenacitatea dinamică critică și alte caracteristici de material

În literatură există un număr mare de corelații prin care tenacitatea la rupere K_{Ic} se corelează cu alte caracteristici de material cum ar fi: limita de curgere, limita de proporționalitate, modulul de elasticitate longitudinal, energia consumată pentru rupere exprimată prin (CVN) [Schindler, (2000)].

Din păcate sunt foarte puține date legate de tenacitatea dinamică la rupere.

Pe baza cercetărilor efectuate, în cazul lucrării se propun două dependențe prin care unele caracteristici de material sunt corelate cu tenacitatea dinamică la rupere K_{Idc} .

Una dintre acestea este de forma:

$$K_{Idc}^2 = 6,46 \cdot 10^{-4} \cdot E \cdot (CVN) \quad (6.19)$$

în care

K_{Idc} este tenacitatea dinamică critică exprimată în MPa m^{1/2}

E este modulul de elasticitate longitudinal al materialului în MPa

CVN este energia consumată pentru rupere la o încercare a unei epruvete Charpy V în J.

$$K_{Idc} = 0,29(\sigma_c \cdot CVN)^{1/2} \quad (6.20)$$

σ_c este limita de curgere

Energia specifică dinamică la rupere a fost obținută folosind un ciocan Charpy adaptat pentru încercări la tracțiune dinamică și o epruvetă specială.

Forma epruvetei a fost astfel concepută încât pe porțiunea calibrată a acestuia să se obțină o deformație plastică uniformă.

7. CONCLUZII. CONTRIBUȚII ALE AUTORULUI

Cercetările privind comportarea dinamică a corpurilor cu fisuri sunt de mare actualitate. Aspecte legate de ruperea dinamică a corpurilor cu fisură nu au încă dată o soluție unanim acceptată nici din punct de vedere teoretic și nici aplicativ.

Această teză scoate în evidență câteva particularități ale parametrilor mecanicii ruperii în regim dinamic. Lucrarea analizează totodată, unele aspecte ale tenacității dinamice care caracterizează comportarea unui material la șocuri în prezența unei fisuri, propunând noi metode de determinare a acesteia.

Principalele contribuții personale sunt:

1. Prezentarea stadiului actual al cercetărilor privind definirea parametrilor mecanici ai ruperii în regim dinamic precum și a tenacității la rupere în regim dinamic pe baza celor mai noi referințe bibliografice.

2. Elaborarea unei metode pentru determinarea factorului dinamic de intensitate a tensiunii care ia în considerare forțele de inerție a epruvetei care apar în momentul șocului.

3. Realizarea unui studiu privind determinarea tenacității dinamice la încovoiere în următoarele condiții:

- încovoiere într-un punct
- încovoiere în două puncte
- încovoiere în trei puncte

4. Elaborarea unei metodici experimentale de determinare a tenacității dinamice la încovoierea prin șoc cu rezemare în trei puncte.

5. Cercetări privind aplicarea programului DSIF-calc pentru determinarea factorului dinamic de intensitate a tensiunii pentru oțelul OHN3.

6. Realizarea unui studiu experimental privind durabilitatea oțelului OHN3 la șocuri repetate.

7. Propunerea unei metode numerice pentru determinarea forțelor necesare prefisurării epruvetei.

8. Elaborarea unei metode experimentale pentru determinarea tenacității dinamice ca fază finală a ruperii la încercările cu șocuri repetate.

9. Prezentarea unei model de calcul a factorului dinamic de intensitate a tensiunii pe baza forței de contact determinată analitic.

10. Studiul pe un volum mare de încercări a permis elaborarea a două relații cu ajutorul cărora se poate calcula tenacitatea dinamică a materialului în funcție de limita de curgere, modulul de elasticitate longitudinal și energia consumată pentru rupere CVN.

Pe baza celor prezentate mai sus se pot evidenția următoarele concluzii:

- absența unor studii bibliografice românești referitoare la determinarea în regim dinamic a parametrilor de mecanica ruperii

- s-a evidențiat importanța determinării tenacității materialului în regim dinamic datorită faptului că majoritatea echipamentelor și dispozitivelor în timpul funcționării sunt supuse la sarcini variabile în timp

- cercetările experimentale efectuate au scos în evidență faptul că valoarea tenacității dinamice a materialului este mult mai mică decât cea statică
- studiile efectuate de autor au evidențiat necesitatea dezvoltării unor metode atât experimentale, cât și analitice cât mai exacte pentru determinarea parametrilor dinamici de mecanica ruperii.

Bibliografie

- Achenbach J.D.**, (1970.a). *Crack propagation generated by a horizontally polarized shear wave*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, vol. 18, 245–259.
- Achenbach J.D.**, (1970.b). *Extension of a crack by a shear wave*. Zeitschrift für angewandte Mathematik und Physik, vol.21, 887–900.
- Achenbach J.D.**, (1974). *Dynamic effects in brittle fracture*. Ed. Mechanics Today, Pergamon, Elmsford, New York, 1-57
- Atkinson C., Eshlby J.D.**, (1968). *The Flow of Energy into the Tip of a Moving Crack*. International Journal of Fracture Mechanics, vol. 4, 3 - 8
- Bacon C., Färm J., Lataillade J.L.**, (1994). *Dynamic Fracture Toughness Determined from Load-point Displacement*. Experimental Mechanics, September, 217-223.
- Beinert J., Kalthoff J.F.**, (1981). *Experimental determination of dynamic stress intensity factor by shadow patterns*, in Mechanics of Fracture 7, Ed. Sih G.C., 281-330
- Böhme W., Kalthoff J.F.**, (1985). *On the Quantification of Dynamic Effects in Impact Loading and the Practical Application for K_{Id} determination*, Journal de Physique, 46, 213-218
- Bouchbinder E., Mathiesen, Procaccia J.I.**, (2005). *Branching Instabilities in Rapid Fracture: Dynamics and Geometry*. Physical Review E, vol. 71, 1-9
- Brewster D.**, (1815). *On the Effects of Simple Pressure in Producing that Species of Crystallization Which Forms Two Oppositely Polarized Images, and Exhibits the Complementary Colors by Polarized Light*, Philos. Trans., 105 (1815), 60–64.
- Broberg K.B.**, (1960). *The propagation of a brittle crack*. Archiv für Physik, Vol. 18, 159–192
- Broberg K.B.**, (1999), *Cracks and fracture*, Ed. Academic Press, London
- Bui H.D., Maigre H., Rittel D.**, (1992). *A new approach to the experimental determination of the Dynamic Stress Intensity Factor*, International Journal of Solids Structures, Vol. 29, 2881-2895
- Chen M., Wilkins M.L.**, (1977). *Stress analysis of crack problems with a three-dimensional, time dependent computer program*. International Journal of Fracture, vol. 12, 607-617
- Chen M, Sih G.C.**, (1977). *Transient response of cracks to impact in Elastodynamic Crack Problems*, Ed. G.C. Sih, Noordhoff Publishing
- Cipleu A.**, (2005). *Cercetări privind ruperea la șocuri a unor oțeluri durificate prin tratamente de suprafață*. Ed Politehnica, Timisoara
- Cioclov D.**, (1981). *Mecanica Ruperii Materialelor*, Editura.Academiei, București
- Dally J.W, Barker D.B.**, (1988). *Dynamic measurements of initiation toughness at high loading rates*. Experimental Mechanics vol. 28, 298–303
- Dumitru I.**, (1988). *Cercetări asupra oboselii unor oțeluri supuse la șocuri repetate*. Teză doctorat.
- Dumitru I.**, (1998). *Oboseala la șoc a materialelor*, Editura Mirton
- Dumitru I.**, (2007). *Particularități ale Calculului la Sollicitări prin Șoc*, Ed. Politehnica, Timișoara, 269- 272

- Dumitru I., Sechei R., Hluscu M.,** (2007). *About Some Dynamic Fracture Particularities of Elements with Cracks*, Proceedings of 14 th International Conference of Mechanics Fracture, 4, Ed. V. Nedelf, ALMA MATER Bacau, 69-74
- Ewalds H.L., Wanhill R.J.H.,** (1983). *Fracture Mechanics*, Ed. Edward Arnold.
- Freund L.B.,** (1972.a). *Energy Flux into the Tip of an Extending Crack in an Elastic Solid*, Journal of Elasticity, vol. 2, 341 - 349.
- Freund L.B.,** (1972.b). *Crack propagation in an elastic solid subjected to general loading I. constant rate of extension*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 20, 129-140
- Freund L.B.,** (1972.c). *Crack propagation in an elastic solid subjected to general loading II. Nonuniform rate of extension*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 20, 141-152.
- Freund L.B., Clifton R.J.,**(1974). *On the Uniqueness of Plane Elastodynamic Solutions for Running Cracks*, Journal of Elasticity, vol. 4, 293 - 299.
- Freund L.B.,** (1990). *Dynamic Fracture Mechanics*, Ed. University Press, Cambridge
- Frost H.J., Ashby M.F.,** (1982). *Deformation-mechanism maps*, Pergamon Press, Ed. Oxford
- Giovanola J.H.,** (1986). *Investigation and application of the one point bend impact test*, Fracture Mechanics Seventeenth Volume, ASTM-STP 905, Ed. Underwood, 307-328
- Gdoutos E. E.,** (2005). *Fracture Mechanics, An Introduction Second Edition*, Springer
- Gutt G., Gutt S., Palade D.D., Klein F.,** (2000). *Încercarea și caracterizarea materialelor metalice*. Ed. Tehnică, București, 204-237.
- Habig K.H.,** (1980) *Verschleiss und Härte von Werkstoffen*. Carl Hanser Verlag, München-Wien
- Hutchinson J.W.,** (1968). *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol.16, 337-341
- Jang Fengchun, Liu Ruitang, Zhang Xiaoxin, Vecchio K. S., Rohatgi A.,** (2004) *Evaluation of dynamic fracture toughness K_{Id} by Hopkinson pressure bar loaded instrumented Charpy impact test*. Engineering Fracture Mechanics, vol. 71, 279-287.
- Kalthoff J.F.,** (1986). *Fracture behavior under high rates of loading*. Engineering Fracture Mechanics vol. 23, 289-98
- Kalthoff J.F.,** (1987). *Shadow Optical Method of Caustics*, Ed. Handbook of Experimental Mechanics, Prentice Hall, New York, 430-498
- Kalthoff J.F., Waldherr U., Takahashi S.,** (1991). *Fracture energy of ceramics measured at different loading rates in instrumented impact tests*, Journal de Physique IV, Vol. 1, 693-699
- Kishimoto K., Aoki S., Sakata M.,** (1990). *Simple formula for Dynamic Stress Intensity Factor of Pre-cracked Charpy specimens*, Engineer Fracture Mechanics, Nr. 13, 501-508
- Klepaczko R.,** (1982). *Discussion of a new experimental method in measuring fracture initiation at high loading rates by stress waves*, Journal of Engineering Materials and Technology, nr.104, 29-35.
- Klepaczko R.,** (1990). *Crack Dynamics in Metallic Materials*, Ed. Springer Verlag, Wien
- Kobayashi T.,** (1984). *Analysis of Impact Properties of a A533 Steel for Nuclear Reactor Pressure Vessel By Instrumented Charpy Test*, Engineering Fracture Mechanics, vol. 19, nr. 1, 67 - 79

- Kobayashi T., Koide Y., Daicho Y., Ikeda R.,** (1986). *Dynamic fracture toughness testing of epoxy resin filled with SiO₂ particles*. Engineering Fracture Mechanics, vol. 28, nr. 1, 21 – 28
- Kobayashi T., Ikawa H.,** (1989). Evaluation of dynamic fracture toughness on brittle materials, MRS International Meeting on Advanced Materials, Vol.5, 343 – 348.
- Kobayashi T., Yamamoto I., Niinomi M.,** (1993). *Introduction of a new dynamic fracture toughness evaluation system*, Journal of Testing and Evaluation, JTEVA, vol. 21, nr. 3, 145 – 153
- Kostrov B.V., Nikitin L.V.,** (1970). *Some general problems of mechanics of brittle fracture.*, Archiwum Mchaniki Stosowanej, Vol. 22, 749–775.
- Krasovski A., Kalaida V.V., Krasiko V.N., Naumov A.V.,** (1987) Ucert inertjalnih effectov pri udarnih ispitanih, Problemi procinostici, Nr. 9, 61-63
- Kuntiyawichai K., Burdekin F.M.,** (2003). *Engineering assessment of cracked stuctures subjected to dynamic loads using fracture mechanics assessmen*, Engineering Fracture Mechanics, vol.70, 1991 – 2014
- Marur P.R., Simha K.R.Y., Nair P.S.,** (1994). *Dynamic analysis of three point bend specimens under impact*, International Journal of Fracture, 68/4, Netherlands, 261-273.
- Mannogg P.,**(1964). *Schattenoptische Messung der Spezifischen BurchenergieWa"hrend des Bruchvorgangs bei Plexiglas*, Proceedings of the International Conference on the Physics of Non-crystalline Solids, Delft, The Netherlands, 481–490.
- Moran A., Shih C.F.,** (1987). *A general treatment of crack tip contour integral*, International journal of Fracture, vol. 35, 295 – 310.
- Nakamura T., Shih C.F., Freund L.B.,**(1986). *Analysis of a dynamically loaded three point bend ductile fracture specimen*, Engineering Fracture Mechanics, vol. 25, 323 – 339.
- Nakamura T., Shih C.F., Freund L.B.,** (1989). *Three dimensional transient analysis of a dynamically loaded three point bend ductile fracture specimen*, ASTM STP 995, vol. 1, American society for Testing and Materials, Philadelphia, PA, 217 – 241
- Nash G. E.,** (1969). *An Analysis of the Forces and Bending Moments Generated During the Notched Beam Impact Test*, International Journal of Fracture Mechanics, Nr. 5, 169-286
- Qiu H., Enoki M., Kawaguchi Y., Kishi T.,** (2002). *A model for the dynamic fracture toughness of ductile structural steel*, Engineering Fracture Mechanics, vol. 70, nr. 5, 589 – 598.
- Qiu H., Enoki M., Kishi T.,** (2002). *A model for the static fracture toughness of ductile structural steel*, Engineering Fracture Mechanics, vol. 70, nr. 5, 599 – 609.
- Radakovic Z., Lenkey Gy. B., Grabulov V., Sedmark A.,** (1999). *Application of two independent measurement techniques for determination of ductile crack growth initiation*, International Journal of Fracture, 96, 23-28
- Ramulu M., Kobayashi A. S.,** (1983). *Dynamic Crack Curving-A Photoelastic Evaluation*. Experimental Mechanics, Nr. 23, 1-9
- Ravi-Chandar K.,** (2004). *Dynamic Fracture*, Ed. Elsevier, Netherlands, 2004
- Ravi-Chandar K., Knauss W.G.,** (1984). *An experimental investigation into dynamic fracture: I. Crack initiation and arrest*. International Journal of Fracture, 25, 247-262
- Rice J.R.,** (1968). *Mathematical Analysis in the Mechanics of Fracture*, Fracture:An Advanced Treatise, vol.II, Ed. Academic Press, New York, 191-198

- Rice J.R., Rosengren G.F.,** (1968). *Plane strain deformation near a crack tip in a power law hardening material*, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, vol. 16, 1-12
- Rice J.R., Paris P.C., Merkle J.G.,** (1973). *Progress in flaw growth and fracture toughness testing*, ASTM STP 536, 231 – 245
- Richter H., Böhmert J., Viehrig H. W.,** (1996). *Determination of crack initiation toughness by impact and dynamic testing*, Proceedings of the 11 th European Conference on Fracture-ECF 11, 3, Ed. Poitiers-Futuroscope, France, 2001-2006
- Rintamaa R.,** (1996) - *Single Specimen Fracture Toughness Determination Procedure Using Instrumented Impact Test*, European Structural Integrity Society, 97-123.
- Rittel D., Maigre H.,** (1996). *An investigation of dynamic crack initiation in PMMA*, Mechanics of Material, vol.28, 229-239.
- Rokach I.V.,** (1996). Estimation of the three-dimensional effects for the impact fracture specimen, Archive of Mechanical Engineering, vol. 43(2-3), 241-252.
- Rokach I. V.,** (1998.a). *Modal approach for processing one and three bend test data for DSIF-time diagram determination*, Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, vol.21, 1007-1026
- Rokach I. V.,** (1998.b). *DSIF-calc- a free computer program for processing data obtained during impact fracture test*, www.tu.kielce.pl/~rokach/dsifcalc.htm
- Rokach I. V.,** (2001). Simple formulae for processing of the results of a one-point-bend test. Proceedings of the Charpy Centenary Conference, 201-208.
- Rosakis A.J.,** (1980). *Analysis of the Optical Method of Caustics for Dynamic Crack Propagation*, Engineering Fracture Mechanics., Nr. 13, 331-347.
- Rose L.R.F.,** (1976). *An Approximate (Wiener-Hopf) Kernel for Dynamic Crack Problems in linear Elasticity and Viscoelasticity*, Proceedings Royal Society of London, vol. A-349, 497 – 521
- Rubio L., Fernandez-Saez J., Navaro C.,** (1998). *Factor de Intensidad de Tensiones Dinámicoen Probetas de Flexion en Tres Puntos y de Flexión en un Punto Sometidas a Pulsos de Carga de Corta Duración*, Anales de Mecánica de la Fractura, 15, 97-101
- Rubio L.,** (1999). Determinación de parámetros de fractura dinámica a alta velocidad de deformación. OhD thesis, Universidad Carlos III de Madrid.
- Rubio L., Fernandez-Saez J., Navaro C.,** (2003). *Determination of the dynamic fracture initiation toughness using three point bend tests in a modified Hopkinson pressure bar*, Experimental Mechanics, vol. 43, nr. 4, 103-116.
- Schardin H.,** (1959). Velocity Effects in Fracture, In: B.L. Averbach et al. Ed. Fracture, Wiley, New York, 297-330.
- Schindler H.J.,** (1996). Estimation of the Dynamic J-R curve from a Single Impact Bending Test, Proceedings of the 11th European Conference on Fracture, Ed. Poitiers, London, 2007-2012
- Schindler H.J.,** (2000). *Relation Between Fracture Toughness and Charpy Fracture Toughness: An analytical Approach*, Pendulum Impact Testing: A century of Progress. ASTM STP 1380, West Conshohocken, PA, 337-353
- Sechei R.,** (2007.a). *Stadiul actual al cercetărilor privind tenacitatea dinamică a materialelor. Referat 1*
- Sechei R.,** (2007.b). *Particularitățile ale tenacității la rupere în regim dinamic*. Buletinul AGIR, vol. 2/12, Editura AGIR, 181-183
- Sechei R.,** (2007.c). *Some considerations regarding dynamic stress intensity factor determination using a three points bend analytical method*. The 7th Conference with

International Participation-Constructive and Technological Design Optimiyation in the Machines Building Field, Ed. V. Nedelf , ALMA MATER, Bacău, 268-271

Sechei R., (2008). *Contribuții teoretice și experimentale privind determinarea tenacității dinamice a unor oțeluri din construcția de mașini. Referat 2*

Sechei R., Dumitru I., (2008.a). *Load-point Displacement Determination Using an Approximate Analytical Method*, Buletinul Științific al Universității Politehnica din Timișoara, Seria Mecanică, Tomul 53(67), Fascicola 1, 125-120

Sechei R., Dumitru I., (2008.b). *Stadiul actual al cercetărilor privind tenacitatea dinamică a materialelor*, Știință și inginerie, vol.13, Ed. Agir, 615-622

Sechei R., Culea L., Dumitru I., (2008). *The analysis of stress and strain field near the V notch of a bend specimen*, The 7 th youth symposium on experimental solid mechanics, Wojcieszycze, Polonia, Abstract: 79

Sechei R., Chelu P., Dumitru I., (2009). *An analytical method for dynamic intensity factor determination*, Buletinul Științific al Universității Politehnica din Timișoara, Seria Mecanică, Tomul 54(68), Fascicola 3, 21-26

Shih C.F., (1981). *Relationships between the J-integral and the crack opening displacement for stationary and extending cracks*, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Nr. 29(4), 305-326.

Sih C.F., (1970). *Dynamic Aspects of Crack Propagation*, Inelastic Behavior of Solids, Ed. McGraw-Hill, New York, 607 - 633

Shanmugam P., Biswanath J., Pathak S.D., (1995). *Dynamic Fracture Toughness of Banded HSLA Steels*, Journal of Testing and Evaluation, JTEVA, vol. 23, nr. 1, 11-18.

Server W.L., (1978). *Impact three point bend testing for notched and pre-cracked specimens*, Journal of Testing and Evaluation, vol. 6, nr. 1, 29 - 34

Sreenivasan P.R., (1996). *Instrumented impact testing accuracy, reliability and predictability of data*, Transaction of Indian Institute of Metals, vol. 49, nr. 5, 637 - 646

Sreenivasan P.R., Moitra A., Ray S.K., Mannan S.L., (1996). *Dynamic Fracture Toughness Properties of a 9Cr-1Mo Weld from Instrumented Impact and Drop-weight Test*, International Journal of Pressure Vessels Piping, vo. 69, 149-159.

Sreenivasan P.R., Ray S.K., Vaidyanathan S., Rodriguez P., (1996). *Measurement of Strech Zone Height and its Relationship to Crack Tip Opening Displacement and Initiation J-value in an AISI 316 Stainless Steel*, Fatigue and Fracture of Engineering Material and Structures, vol. 19, 855-868.

Sreenivasan P.R., Mannan S.L., (2000). *Dynamic J-R curves and Tensions-Impact properties of AISI 308 Stainless Steel Weld*, International Journal of Fracture, vol. 101, 229-249

Sreenivasan P.R., Shastry C.G., (2003). *Dynamic Fracture Toughness and Charpy Transition Properties of Service-Exposed 2.25Cr-1Mo Reheater Header Pipe*, Journal of Engineering Materials and Tehnology, vol. 125, 227-233

Tippur H.V., Krishnaswamy S., Rosakis A.J., (1990). *A Coherent Gradient Sensor for Crack Tip Deformation Measurements: Analysis and Experimental Results*, International J.ournal of Fracture, Nr. 48, 193-204.

Theocaris P.S., (1970). *Localized Yielding Around a Crack Tip in Plexiglas*, Journal of Applied Mechanics, 37, 409-415.

Thomason F., (1992). *A model of dynamic fracture-toughness under conditions of nucleation- controlled ductile fracture - Acta Metallurgica & Materialia*, vol. 40, nr. 2, 241 - 2499

Weisbrod G., Rittel D., (2000). *A method for dynamic fracture toughness determination using short beams*, International Journal of Fracture, vol. 104, 89 - 103.

- Viehrig H. W., Böhmert J., Richter H., Valo M., (2000).** *Use of Instrumented Charpy Test for determination of crack initiation toughness.* Pendulum Impact Testing: A Century of Progress, STP 1380, ASTM International, West Conshohocken, PA
- Williams J.G., (1984).** *Fracture Mechanics of Polymers,* Ed. Ellis Horwood.
- Willis J.R., (1975).** *Equations of motion for propagating cracks.* The mechanics and physics of fracture. *The Metals Society,* 57–67
- Yoffe E.H., (1951).** *The moving griffith crack.* Philosophical Magazine, Vol. 42, 739–750
- ***Blăjină O.A., (2001). *Maple-în matematica asistată de calculator,* Ed. Albastră, Cluj-Napoca
- *** STAS 492/1-85. Încercarea de duritate Vickers HV5 până la HV100
- *** STAS 492/2-85. Încercarea de duritate Vickers HV 0,2 până la HV3
- ***STAS 716972-82. Verificarea aparatelor pentru încercarea de duritate Vickers
- *** SR EN ISO 12737:2003 Materiale metalice. Determinarea tenacității la rupere în starea plană de deformație
- *** Manual COSMOS 2.9, (2004), Structural Research and Analysis Corporation.
- *** SR EN 10045-1:1993 Materiale metalice. Încercarea de încovoiere prin șoc pe epruveta Charpy. Partea 1: Metodă de încercare
- *** SR 13170:1993 Materiale metalice. Încercarea la încovoiere prin șoc. Epruvete speciale și metode de evaluare
- *** SR EN 10002-1:2002 Materiale metalice. Încercarea la tracțiune. Partea 1: Metoda de încercare la temperatura ambiantă