

MINISTERUL EDUCATIEI SI INVATAMINTULUI
INSTITUTUL POLITEHNIC "TRAIAN VUIA" TIMISOARA
FACULTATEA DE MECANICA

Ing.DUMITRU ION

CERCETARI ASUPRA OBOSELII UNOR OTELURI SUPUSE LA
SOCURI REPETATE

TEZA DE DOCTORAT
pentru obtinerea titlului stiintific de doctor inginer

BIBLIOTECA CENTRALĂ
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"
TIMIȘOARA

CONDUCATOR STIINTIFIC,
Prof.dr.ing.LAZAR BOLEANTU

- 1988 -

235012
282

C U P R I N S

	Pag.
Cap.1. <u>INTRODUCERE</u>	
1.1. Importanța temei.....	4
1.2. Cuprinsul comentat al lucrării.....	5
Cap.2. <u>STADIUL ACTUAL AL CERCETĂRIILOR PRIVIND EFECTUL SOCULUI MECANIC ASUPRA METALELOR</u>	
2.1. Considerații generale.....	13
2.2. Tipuri de solicitări la șocuri repetate.....	16
2.3. Caracteristicile generale ale durabilității la incercările prin șocuri repetate.....	20
2.3.1. Caracteristicile generale ale durabilității la șocuri repetate cu energii mari.....	21
2.3.2. Caracteristicile generale ale durabilității la șocuri repetate cu energii mici.....	34
2.4. Privire critică asupra stadiului actual al cerce- tărilor privind comportarea metalelor la șocuri repetate.....	41
Cap.3. <u>CERCETĂRI PRIVIND CALCUL LA SOLICITAREA DE INCOVOIERE PRIN SOC</u>	
3.1. Definierea solicitării de încovoiere prin șoc.....	43
3.2. Fenomene perturbării la solicitarea de încovo- iere prin șoc.....	43
3.2.1. Oscilațiile de încovoiere ale grinzilor drepte.....	43
3.2.2. Elemente de calcul ale barelor drepte supuse la încovoiere prin șoc.....	50
3.3. Elaborarea unor programe de calcul automat la încovoiere prin șoc.....	55
3.3.1. Condiții inițiale de calcul.....	55
3.3.2. Programe de calcul pentru epruvete lungi..	56
3.3.3. Programe de calcul pentru epruvete scurte.	65
3.4. Observații și concluzii privind rezultatele obți- nute pe bază programelor de calcul elaborate de autor.....	68
Cap.4. <u>CONTRIBUȚII LA PERFECTIONAREA METODICII DE INCERCARE LA ȘOCURI REPETATE</u>	
4.1. Contribuții la studiul și proiectarea unor echi- pamente pentru încercări la tracțiune prin șocuri repetate.....	70

4.1.1. Descrierea mașinii de șocuri Nr.1(MS-1)....	71
4.1.2. Descrierea mașinii de șocuri Nr.2(MS-2)....	74
4.1.3. Descrierea mașinii de șocuri Nr.3(MS-3)....	78
4.2. Metodica încercărilor la încovoiere prin șocuri repetate.....	81
4.3. Metodica încercărilor la răsucire și încovoiere cu răsucire prin șocuri repetate.....	87
4.4. Cercetări privind comportarea unor oțeluri la șocuri repetate folosind instalațiile și dispozitivele proiectate de autor.....	92
4.4.1. Încercări la tracțiune prin șocuri repetate	92
4.4.2. Încercări la încovoiere prin șocuri repetate.....	94
4.4.3. Încercări la răsucire prin șocuri repetate.	97
4.4.4. Încercări la încovoiere cu răsucire prin șocuri repetate.....	99
Cap.5. <u>CONTRIBUTII PRIVIND METODICA ÎNCERCĂRILOR LA ÎNCOVOIERE STATICA, PRINTR-UN SINGUR SOC SI LA SOCURI REPETATE PE EPRUVETE CU CRESTATURI</u>	
5.1. Considerații privind influența creștăturii la încercarea de încovoiere prin șoc.....	103
5.2. Contribuții privind studiul comportării epruvetelor cu creștături la încovoiere statică.....	108
5.2.1. Programul experimental.....	108
5.2.2. Rezultate experimentale și discuții.....	112
5.3. Cercetări privind comportarea epruvetelor cu creștături la încovoiere printr-un singur șoc....	118
5.4. Observații privind influența vitezei de deformare asupra comportării unor oțeluri la temperatura ambiantă.....	120
5.5. Contribuții la studiul durabilității unor oțeluri la încovoiere prin șocuri repetate pe epruvete cu creștături.....	121
5.5.1. Tehnica experimentală folosită și interpretarea rezultatelor.....	121
5.5.1.1. Instalația experimentală.....	121
5.5.1.2. Etalonarea standului. Aparatură și tehnică experimentală folosită	123
5.5.1.3. Rezultate experimentale și interpretarea lor.....	129

5.5.2. Curbele de degradare la șocuri repetate folosind epruvete cu creștături în V.....	133
5.5.3. Studiul inițierii microfisurilor de oboseală prin metoda difracției cu raze X.....	138
5.5.3.1. Pregătirea epruvetelor.....	138
5.5.3.2. Determinarea tensiunilor remanente de ordinul I cu ajutorul razelor X..	138
5.5.3.3. Rezultatele experimentale și analiza lor.....	140
5.5.4. Contribuții la stabilirea unor legi de propagare a fisurilor de oboseală la încercările de încovoiere cu șocuri repetate.....	143
5.5.5. Investigații metalografice și microfractografice.....	151
5.5.5.1. Morfologia striatiunilor de oboseală.....	151
5.5.5.2. Examinări microfractografice pe microscopul electronic cu baleiaj efectuate de autor.....	153
Cap.6. <u>PRINCIPALELE CONTRIBUTII ALE AUTORULUI. PERSPECTIVE. APLICATII ALE REZULTATELOR OBTINUTE</u>	
6.1. Principalele contribuții ale autorului.....	160
6.2. Cercetări de perspectivă pe baza studiilor efectuate de autor.....	164
BIBLIOGRAFIE.....	166

Cap.1 INTRODUCERE

1.1. Importanța temei

Orientările rezultate din "Programul directivă de cercetare științifică, dezvoltare tehnologică și de introducere a progresului tehnic în perioada 1981-1990 și direcțiile principale pînă în anul 2000", înfăptuirea obiectivului fundamental al Programului partidului de făurire a societății socialiste multilateral dezvoltate și înaintare a României spre comunism, impun aprofundarea continuă a cercetării științifice în toate domeniile de activitate, legarea și mai strînsă a acestora de cerințele concrete ale producției materiale și vieții economico-sociale, ridicarea ei la nivelul celor mai înalte cuceriri ale gîndirii științifice și tehnice pe plan mondial.

Introducerea celor mai noi cuceriri ale științei și tehnicii în domeniul construcției inginerești a dus și duce la o perfecționare continuă a acestora.

În prezent se pune tot mai mult problema realizării unor mașini și instalații moderne cu înalți indici de productivitate și care trebuie să se caracterizeze printr-o siguranță deosebită în funcționare.

Mărirea vitezelor de lucru la o serie de mașini și utilaje precum și realizarea unor construcții speciale impun neapărat luarea în considerare cel puțin ca sarcini accidentale dacă nu ca sarcini de serviciu a șocurilor.

Dacă la multe instalații și echipamente sarcina prin șoc apare ca o sarcină de serviciu fiind cunoscută în prealabil ca intensitate și durată, în cele mai multe cazuri sarcinile prin șoc apar inevitabil ca urmare a uzurii unor elemente de rezistență și organe de mașini din construcția acestora.

Uzura unor elemente de îmbinare determină apariția unor jocuri într-o serie de ansamble care în condițiile de lucru ale unor instalații cu viteze mari, duc la apariția unor șocuri repetate care se transmit în întreaga structură.

Reiese deci că foarte multe elemente de rezistență din componența unor mașini și utilaje sînt supuse la șocuri repetate deși

sarcina prin șoc la acestea nu apare ca sarcină de serviciu.

Dacă se are în vedere că la o serie de instalații și echipamente șocurile repetate apar ca urmare a însăși condițiilor de lucru ale acestora se poate spune că problema evaluării predictive a durabilității în particular și a fiabilității în general la acțiunea șocurilor repetate este o problemă modernă și de mare actualitate.

Fenomenul de degradare prin șocuri repetate cunoscut și sub numele de oboseală prin șoc sau oboseală dinamică a fost sesizat pentru prima dată în cazul osiilor de la vagoane.

Solicitarea prin șoc asociată cu repetarea ei într-o structură de rezistență conduce spre un număr foarte mare de parametrii care nu pot fi cuprinși în întregime într-un model de calcul care să descrie mecanismul degradării prin oboseală. Dacă se iau în considerare numai aspectele legate de propagarea undelor de șoc în structuri caracterizate printr-o anumită capacitate de atenuare și particularitățile legate de repetarea acestui fenomen în condițiile unor șocuri cu intensități variabile se poate aprecia că problema predicției durabilității în aceste condiții necesită în primul rând riguroase investigații experimentale.

Studiul particularităților acestui fenomen în cadrul problemei generale a oboselii metalelor nu este complet elucidat deoarece încercările la durabilitate prin șocuri repetate se extind pe o durată lungă de timp, sînt costisitoare și necesită condiții de încercare adecvate de care în industrie și în multe laboratoare de cercetare nu se dispune în suficientă măsură.

Cunoscut fiind că în laboratorul de Rezistența materialelor al Facultății de mecanică din Institutul Politehnic "Traian Vuia" Timișoara s-au făcut primele încercări din țară în acest domeniu, autorul prezentei teze de doctorat a căutat ca prin dezvoltarea în continuare a bazei materiale a acestui laborator să se poată răspunde la o serie de probleme ridicate de producție precum și la elucidarea unor aspecte particulare ale comportării unor oțeluri la șocuri repetate.

1.2. Cuprinsul comentat al lucrării

În capitolul 2 intitulat "Stădiul actual al cercetărilor privind efectul șocului mecanic asupra metalelor" se face o ana-

liză a stadiului actual al cercetărilor asupra durabilității unor metale și aliaje la șocuri repetate (pag. 13).

Pe baza unui bogat material bibliografic, care conține cu mici excepții aproape tot ce s-a publicat pînă în prezent pe plan mondial în acest domeniu cît și pe baza unor rezultate proprii, autorul prezintă pentru prima dată o analiză amănunțită a cercetărilor în domeniul comportării unor materiale la încercări prin șocuri repetate precum și perspectivele care se întrevăd acestor cercetări.

După justificarea necesității unor asemenea încercări, prin prezentarea unor exemple concrete din cele mai diverse domenii ale tehnicii actuale, autorul introduce o clasificare a acestora din punctul de vedere al modului în care se realizează impactul dintre corpul de lovire și epruvetă.

Astfel încercările la șocuri repetate au fost împărțite în două grupe și anume:

- încercări la șocuri repetate cu impact direct,
- încercări la șocuri repetate cu impact indirect.

Încercările la șocuri repetate cu impact direct constituie o categorie de încercări cu largi perspective de extindere în viitor și ele sînt destinate analizei în primul rînd a aspectului local în procesul coliziunii a două corpuri (pag. 17).

În continuare se prezintă principalele direcții spre care au fost orientate cercetările privind comportarea materialelor la șocuri repetate cu impact indirect (pag. 20). Aspectele durabilității la încercările cu impact indirect sînt analizate de autorul tezei de doctorat prin prisma mărimii intensității șocului unitar. Se face astfel o analiză a caracteristicilor generale ale durabilității la încercările prin șocuri repetate cu energii mari și încercările prin șocuri repetate cu energii mici.

Pe baza celor mai noi cercetări publicate în acest domeniu s-a căutat să se evidențieze anumite particularități ale mecanismului fizic de degradare la solicitări prin șocuri repetate față de cel specific încercărilor de oboseală care nu includ șocul. Se subliniază influența deosebită pe care o are efectul de concentrare al tensiunilor la solicitarea prin șoc prin prisma analizei durabilității unor oțeluri la încercările prin șocuri repetate și încercările la solicitări ciclice care nu includ șocul.

În final se face o analiză a stadiului actual al cercetărilor în acest domeniu și se prezintă aspectele luate în studiu de autor (pag.41).

Având în vedere că pentru elucidarea unor aspecte privind comportarea la șocuri repetate a unor oțeluri, autorul propune ca epruvetă tip de încercare - epruveta de reziliență - în capitolul 3 s-a făcut o analiză teoretică amănunțită a șocului de încovoiere (pag.43).

Pornind de la analiza oscilațiilor de încovoiere ale grinzilor drepte s-a evidențiat caracterul particular al propagării unei perturbații la încovoiere prin șoc față de propagarea acesteia în cazul unui șoc longitudinal sau un șoc de răsucire. În continuare se prezintă principalele elemente de calcul ale barelor drepte supuse la încovoiere prin șoc (pag.50). Acest studiu cuprinde o analiză amănunțită a celor două metode de calcul de bază la încovoiere prin șoc și anume: metoda lui Saint-Venant și metoda lui Timoshenko cu cele două aspecte particulare ale ei. Întrucît cele două metode de calcul se pretează la o rezolvare numerică, autorul a întocmit trei programe de calcul pentru studiul șocului de încovoiere pe calculatorul FELIX CE-256 (pag. 55).

Elementele de calcul au fost specifice condițiilor de lucru ale instalației folosite la încercări prin șocuri repetate respectiv pentru tipurile de epruvete utilizate. Particularitățile matematice specifice metodei de calcul a lui Timoshenko au făcut ca rezolvarea acestui program să decurgă în două etape. Programul realizat în prima etapă, folosit de autor pentru testarea matematică poate fi aplicat în cazul unor șocuri cu o durată scurtă a contactului. Condițiile în care se produce impactul în cazul instalației folosite, a făcut ca acest program să nu corespundă avînd în vedere timpul de execuție foarte lung și necesitatea apelării la memorii externe de mare capacitate.

Segmentarea programului precum și o serie de îmbunătățiri aduse printr-o serie de rulări succesive au condus la realizarea în final a unui program optim, fapt ce a permis:

- compararea pentru prima dată în literatură a teoriei lui Timoshenko cu teoria lui Saint-Venant în condițiile însumării unui număr mare de armonici,
- evidențierea influenței inerției de rotație și a forfecă-

rii asupra principalelor mărimi mecanice care definesc șocul de încovoiere,

- stabilirea spectrului teoretic al șocului pentru fiecare compartiment al instalației folosită la încercările prin șocuri repetate.

Capitolul 4 intitulat "Contribuții la perfecționarea metodicii de încercare la șocuri repetate" cuprinde principalele rezultate obținute de autor în domeniul proiectării de echipamente și dispozitive pentru încercări la șocuri repetate precum și o parte din rezultatele experimentale obținute (pag. 70). Realizarea a trei contracte de cercetare științifică pentru rezolvarea unor probleme concrete solicitate de producție a impus realizarea unor instalații noi, precum și adaptarea și reproiectarea unor instalații mai vechi în vederea realizării unor condiții de solicitare cât mai apropiate de cele care apar în exploatare.

În primul paragraf al acestui capitol sînt prezentate trei mașini pentru încercări la tracțiune prin șocuri repetate proiectate de autor dintre care două (M.S.-1, M.S.-2) au fost realizate ca modele experimentale iar a treia (M.S.-3) se află în faza de execuție (pag. 78). M.S.-1 a fost brevetată de autor ca inovație, iar M.S.-2 ca invenție, fiind o instalație care permite analiza fenomenului de degradare prin șocuri repetate în direcția dependență cu propagarea undelor longitudinale în bare drepte. Realizarea M.S.-3 va da posibilitatea lămuririi multor aspecte ale fenomenului de oboseală prin șocuri repetate, întrucît a fost concepută ca o instalație cu un control riguros al deformațiilor epruvetei (pag. 78).

Reproiectarea M.S.-4 precum și realizarea unor dispozitive speciale concepute de autor au permis punerea la punct a metodicii încercărilor la: încovoiere, răsucire și încovoiere cu răsucire, utilizînd această instalație.

Rezultatele încercărilor privind comportarea a trei oțeluri la șocuri repetate, folosind instalațiile și dispozitivele proiectate de autor sînt analizate în paragraful 4.5. Studiul tenacității unui oțel de înaltă rezistență utilizat în construcția lanțurilor miniere a dovedit că factorul de intensitate a tensiunii K_I poate fi corelat cu viteza de propagare a fisurii de oboseală printr-o relație analoagă cu cea de la încercările la solicitări ciclice care nu includ șocul (pag. 92). Încercările la răsucire cu cicluri

pulsante și încercările la șocuri repetate efectuate pe oțelul 45 HN 2 au arătat că în domeniul studiat, durabilitatea la șocuri repetate este mai mare decât durabilitatea la solicitări ciclice care nu includ șocul (pag. 97). Aceasta este o primă comunicare în literatură în care se încearcă să se facă o analiză comparativă între durabilitățile unui material la răsucire prin șocuri repetate și respectiv la un ciclu pulsant care nu include șocul.

Realizarea unui amplu contract de cercetare științifică a inclus și analiza comportării la șocuri repetate a unei piese reale de tipul unui arbore scurt supus în exploatare la șocuri repetate de încovoiere cu răsucire (pag. 99). Acest studiu reprezintă de asemenea o primă comunicare în literatură în care se analizează comportarea la șocuri repetate a unui element de rezistență în condiții analoge cu cele din exploatare.

Capitolul 5 intitulat "Contribuții privind metoda încercărilor la încovoiere statică printr-un singur șoc și la șocuri repetate pe epruvete de tip Charpy" cuprinde principalele preocupări ale autorului în direcția introducerii ca epruvetă tip pentru încercări la șocuri repetate a epruvetei Charpy V (pag. 102).

Având în vedere că încercarea Charpy pe epruveta cu creștătura în V continuă să fie menținută în majoritatea standardelor de materiale iar în prezent se fac intense cercetări pentru determinarea prin aceeași încercare a indicilor de tenacitate K_{Id} , J_{cd} , D.C.V.F., autorul a căutat să extindă încercările pe aceste epruvete și în condițiile șocurilor repetate.

În primul paragraf al acestui capitol se face o prezentare pe baza unor noi cercetări bibliografice a influenței creștăturii asupra modului de rupere în directă dependență de temperatura de încercare (pag. 103).

Intrucât autorul a căutat să facă o analiză a comportării la încovoiere a epruvetelor cu creștătură din punctul de vedere al energiei consumată pentru rupere în paragraful 5.2 se prezintă un program experimental utilizând un dispozitiv proiectat și realizat de autor pentru încercarea la încovoiere statică a epruvetelor cu creștături (pag. 108).

Programul experimental de încercări până la rupere pe epruvete cu creștături în U și V, cu înregistrarea diagramelor forță-săgeată, a permis în primul rând determinarea energiei consumată

până la rupere pentru două mărci de oțeluri în două variante de tratament termic (pag. 103)..

Aplicând tensometria s-a căutat să se facă și un studiu al deformațiilor specifice la baza creștăturii, precum și o analiză a repartiției deformațiilor specifice pe lungimea epruvetelor supuse la încovoiere statică până la rupere.

Având în vedere că încercarea la încovoiere statică până la rupere a unor epruvete prismatice cu creștături foarte ascuțite sau cu fisuri este o încercare căreia în prezent i se acordă o mare atenție se poate aprecia că dispozitivul realizat și metoda de încercare utilizată deschide noi posibilități de investigare a unor mărimi specifice mecanicii ruperii.

În paragraful următor sînt prezentate rezultatele experimentale obținute de autor la încercarea de încovoiere printr-un singur șoc care a cuprins și unele înregistrări ale diagramei forță-timp (pag. 110).

Pe baza rezultatelor obținute la încercările de încovoiere statică și încovoiere printr-un singur șoc s-a constatat că raportul dintre energia consumată pentru rupere la un singur șoc W_d și energia consumată pentru rupere la încovoiere statică W_{st} este mai mare decît unitatea și că acest raport pare a fi o constantă de material.

Cercetările făcute de autor pe cele două oțeluri au fost în concordanță cu rezultatele experimentale obținute de Hartbower pe un aliaj de Ti-Al-V utilizat în construcția corpului rachetei "Minitmen".

Aplicarea pe suprafața probelor prin electroliză a unui strat de crom pe care s-a imprimat un carioaj a permis și evidențierea unor aspecte particulare privind repartiția deformațiilor plastice la baza creștăturii și pe lungimea epruvetelor cu creștături în U și V la un singur șoc și la încovoiere statică.

După această analiză a comportării unei epruvete cu creștătură la încovoiere statică și încovoiere printr-un singur șoc s-a trecut la studiul durabilității la șoc-uri repetate pe epruvete cu creștătură în V pentru cele două oțeluri în două moduri de tratare termică (pag. 121).

În prima parte a acestui paragraf este prezentată instalația experimentală utilizată de autor precum și adaptările speciale fă-

cute în vederea asigurării unor condiții de încercare identice cu cele de la o încercare Charpy (pag. 121). Cunoscut fiind că utilizarea unor instalații fără o analiză amănunțită a funcționării acestora poate conduce la o serie de concluzii eronate privind comportarea la șoc a unui material - inițial ștandul a fost supus unei riguroase analize metrologice.

Inregistrarea pentru fiecare compartiment de lucru a forțelor la șoc, a accelerației ciocanelor și a deformațiilor epruvetelor pentru diferite unghiuri de lansare ale ciocanelor pendul au permis ridicarea caracteristicilor de etalonare ale instalației. S-a dovedit astfel reproductibilitatea forțelor maxime pentru cele patru compartimente ale instalației și care reprezintă o primă comunicare cu referire la funcționarea ciocanului Amsler, instalație care a fost criticată cu ani în urmă.

Intrucât ștandul cu adaptările făcute a corespuns și din punctul de vedere al faptului că nu au apărut la nici un compartiment lovituri multiple s-a trecut la efectuarea încercărilor pînă la rupere pentru cele două oțeluri corespunzător a patru nivele energetice ale șocului unitar. Pe baza rezultatelor obținute și luînd ca parametru de apreciere al durabilității energia corectată a unui șoc W'_0 s-au trasat curbele de degradare la șocuri repetate sub forma unor drepte de regresie în coordonate $W'_0 - \log N$ (pag. 134). Avînd în vedere că aprecierea durabilității la șocuri repetate pe baza diagramei $W'_0 - \log N$ nu este totdeauna concludentă, autorul propune ca și criteriu de apreciere a capacității unui material de a absorbi energie prin șocuri repetate, raportul dintre energia totală cumulată pînă la rupere la aplicarea unor șocuri de aceeași intensitate W_t și energia de rupere la un singur șoc W_d (pag. 136). Determinarea acestui raport pentru cît mai multe materiale într-o gamă cît mai largă a energiilor șocului unitar va permite o clasificare și o departajare a materialelor din punct de vedere a capacității lor de absorbție a energiei la șocuri repetate de o anumită intensitate. În vederea evidențierii unor aspecte particulare privind inițierea fisurilor de oboseală la încercările prin șocuri repetate s-a inițiat un studiu al tensiunilor remanente de ordinul I prin metoda difracției cu raze X (pag. 138).

Explorarea unei zone la baza creștăturii coroborată cu un studiu riguros la microscop a creștăturii pe toată lățimea ei a do-

vedit că variația tensiunilor remanente de ordinul I calculate pe baza unghiului Bragg poate fi pusă în corespondență directă cu procesul de inițiere a fisurilor de oboseală.

Corespunzător celor patru nivele energetice ale șocului unitar și respectiv pentru tratamentele la care s-a obținut durabilitatea la șocuri repetate cea mai mare s-a făcut un studiu al propagării unei fisuri cu lungimea inițială de 0,1 mm, aplicând metoda oxidării (pag. 143). În urma acestui studiu s-a evidențiat că oțelul de înaltă rezistență 45 HN 2 s-a caracterizat prin două etape distincte în propagarea fisurii față de oțelul 40 C lo care în condițiile unei tenacități ridicate a prezentat trei etape distincte în propagarea fisurii. Pentru fiecare etapă s-a arătat că viteza de propagare a fisurii de oboseală la încercările prin șocuri repetate poate fi corelată cu energia unui șoc și cu unele constante de material.

În ultimul paragraf al acestui capitol sînt prezentate rezultatele obținute în urma investigațiilor metalografice și microfractografice pentru cele două oțeluri, corespunzător tratamentelor la care s-au obținut cele mai ridicate durabilități la șocuri repetate (pag. 151).

Investigațiile microfractografice pe microscopul electronic cu baleiaj au evidențiat prezența în zonele rupte prin șocuri repetate a striatiilor paralele mai mult sau mai puțin rectilinii și a căror morfologie este dependentă de energia șocului unitar.

În ultimul capitol al lucrării sînt prezentate principalele contribuții ale autorului precum și modul în care s-au valorificat în producție rezultatele obținute (pag. 160).

Toate aceste realizări au putut fi concretizate în urma sugestiilor prețioase de înaltă competență științifică primite din partea conducătorului științific, precum și prin îndrumarea continuă pe toată durata elaborării lucrării.

Pentru sprijinul deosebit și pentru generozitatea cu care a oferit din timpul prețios al Domniei Sale, autorul mulțumește cu deosebită stimă conducătorului său științific prof.dr.ing. Lazăr Boleanțu.

Cap.2 STADIUL ACTUAL AL CERCEȚĂRILOR PRIVIND EFECTUL SOCULUI MECANIC ASUPRA METALELOR

2.1. Considerații generale

Pentru a evita ruperea în exploatare a unei structuri de rezistență este important ca pe lângă condițiile de încărcare în secțiunile critice ale acesteia să fie cunoscută și rezistența materialului la solicitări variabile obținută prin încercări la oboseală.

Încercările la oboseală efectuate pînă în prezent se pot clasifica în două categorii:

I. Încercări cu variație sinusoidală armonică a solicitării avînd ca scop principal determinarea rezistenței la oboseală a unui material.

II. Încercări la oboseală cu diferite variații în timp ale solicitărilor, avînd ca scop stabilirea unor metode de predicție a durabilității în condiții cît mai apropiate de cele din exploatare.

Solicitările variabile din cea de a doua categorie pot fi: solicitări nesinusoidale, solicitări combinate, solicitări cu program solicitări aleatoare și solicitări prin șocuri repetate.

În conformitate cu cele de mai sus cu excepția celor prin șoc toate celelalte solicitări sînt considerate solicitări variabile care nu includ șocul.

Dacă în decursul ultimilor ani numărul lucrărilor care tratează probleme legate de studiul comportării materialelor și structurilor la solicitări variabile prezintă o creștere exponențială [29], numărul lucrărilor din domeniul încercărilor la șocuri repetate apărute într-un an nu depășesc 5 - 6 [45].

Așa cum s-a arătat solicitarea prin șoc în accepțiunea obișnuită apare ca urmare a coliziunii a două corpuri, fenomenul fiind însoțit de apariția unor unde elastice și plastice care se propagă și se reflectă, fapt ce determină o serie de dificultăți la măsurarea deformațiilor care apar într-o epruvetă sau element de rezistență. În afară de aceasta propagarea undelor, reflectarea acestora în funcție de condițiile de rezemare, determină o repartitie neuniformă a deformațiilor pe lungimea epruvetei [136]. Stabilirea tensiunilor pe baza deformațiilor ridică de asemeni probleme, cunoscut fiind că viteza de deformare modifică esențial aspectul curbei caracteristice al unui material [206].

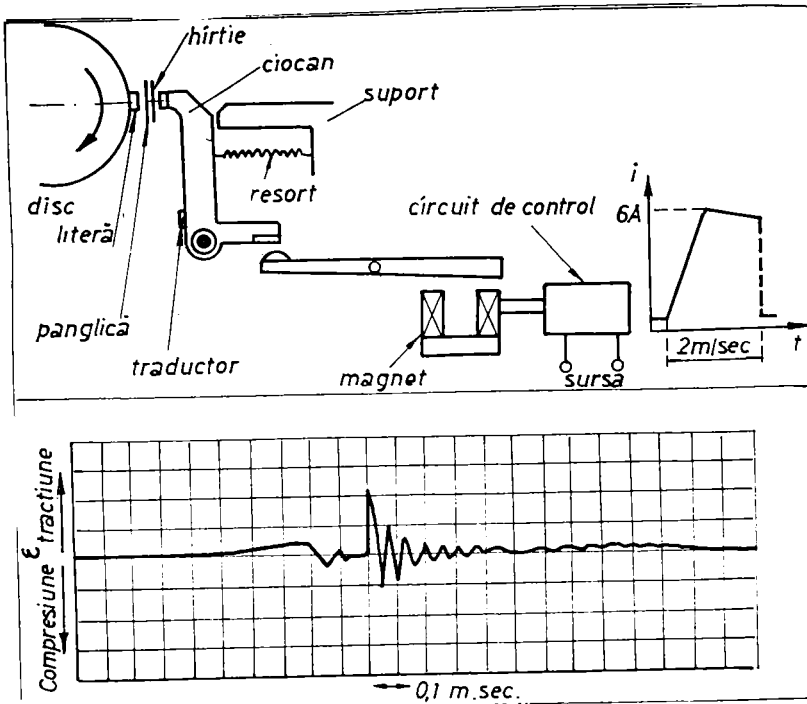
Pornind de la aceste considerente la majoritatea încercărilor prin șocuri repetate, aprecierea durabilității se face în funcție de energia unui șoc W obținută pe baza mecanismului de generare a șocului. Deși curbele de durabilitate în coordonate $W-N$ nu pot fi comparate cu cele obținute la încercările clasice de oboseală $\bar{\sigma}-N$, ele totuși permit o apreciere a tenacității relative la șoc a diferitelor metale.

Au fost efectuate și o serie de studii pentru stabilirea unor corelații între energia șocului și forța la șoc pe de o parte și energia șocului și deformații pe de altă parte. Acestea au scos în evidență influența deosebită pe care o au condițiile concrete de încercare la șoc (rigiditatea sistemului de aplicare a șocului, forma și dimensiunile epruvetelor folosite, rigiditatea reazemelor, caracteristicile curbei forță timp etc.) [2], [4], [21], [47], [49], [70]. Se poate aprecia că deși nu s-a stabilit încă o relație analitică între aceste mărimi totuși indicarea lor pentru diverse condiții de încercare constituie un element important în compararea rezultatelor obținute de diverși autori pe diferite instalații de încercare.

Solicitările prin șocuri repetate pot să apară ca sarcini de serviciu (roți dințate, lanțuri, ciocane pneumatice, prăjini de foraj, vâlturile concasoarelor, brațele unor excavatoare care lucrează în regimuri grele, conducte cu coturi, dispozitiv de poansonare, ciocanele de imprimare a datelor de la imprimantele calculatoarelor etc.), sau pot să apară ca sarcini adiționale (osiile roților de vagoane, sistemele de amortizare ale vehiculelor, diverse ansamble montate prin strângere și unde, ca urmare a uzurii, au apărut jocuri etc.). Progresele realizate în domeniul tensometriei și al aparaturii de înregistrare au permis determinarea cu suficientă precizie a solicitărilor care apar în numeroase sisteme și elemente mecanice supuse la șocuri repetate.

În figura 2.1 este prezentat un exemplu practic de determinare experimentală a variației în timp a tensiunilor la un ciocan folosit la imprimantele calculatoarelor [203].

Calculatoarele electronice moderne la care unitatea centrală electronică se caracterizează printr-o viteză ultra-rapidă, solicită viteze mari și la unitățile de intrare-ieșire ceea ce implică mărirea corespunzătoare a vitezelor de lucru ale acestor instalații.



O parte din elementele de rezistență din construcția acestora sînt supuse după cum se vede din figura 2.1 la solicitări prin șocuri repetate, fapt ce necesită un studiu amănunțit al durabilității lor în aceste condiții de solici-

Fig.2.1 Sistemul de acționare al ciocanului de la imprimanta unui calculator și variația în timp a deformației specifice ϵ la aplicarea unui semn [203].

tare [231].

În figura 2.2 este prezentată schema folosită la determinarea experimentală a solicitării care apare pe un dinte dintr-un angrenaj cu roți dințate și variația în timp a forței de șoc [147].

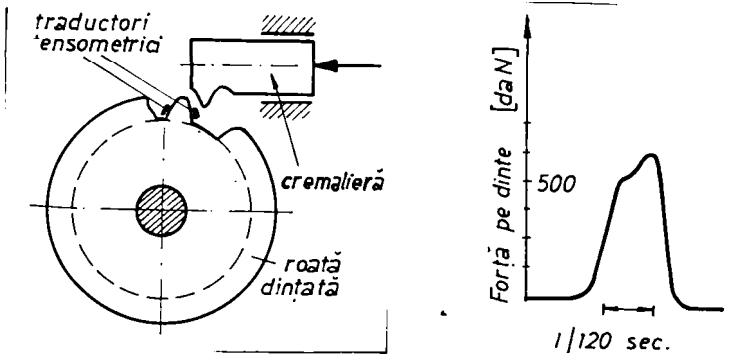


Fig.2.2 Schema folosită pentru studiul experimental al solicitărilor pe un dinte dintr-un angrenaj și variația în timp a forței la soc [147]

Multe din cercetările experimentale au fost orientate în direcția mării durabilității în exploatare a osiilor de vagoane, u de s c t - rea prin șocuri repetate apare ca o sarcină

suplimentară și poate fi cauzată fie de trecerea peste joante cît și de aplatizarea pe anumite porțiuni a bandajului roților ca urmare a uzurilor apărute la frînări [17], [203].

În figura 2.3 este prezentat spectrul de solicitare din osia unui vagon de cale ferată la trecerea peste joante [203].

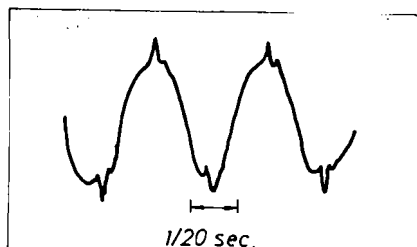


Fig. 2.3 Schema spectrului de șoc din osia unui vagon [203]

Alte cercetări experimentale au avut ca scop stabilirea materialelor și a formelor specifice de structuri capabile să absoarbă energii cît mai mari la acțiunea șocurilor repetate, așa cum s-a realizat la unele vehicule aeropurtate [133], [158].

Din cele prezentate anterior se vede deci că, solicitările prin șocuri repetate apar la o gamă foarte largă de elemente și structuri de rezistență ceea ce implică o analiză amănunțită a comportării în primul rînd a materialelor în condițiile unor asemenea solicitări.

2.2. Tipuri de încercări la șocuri repetate

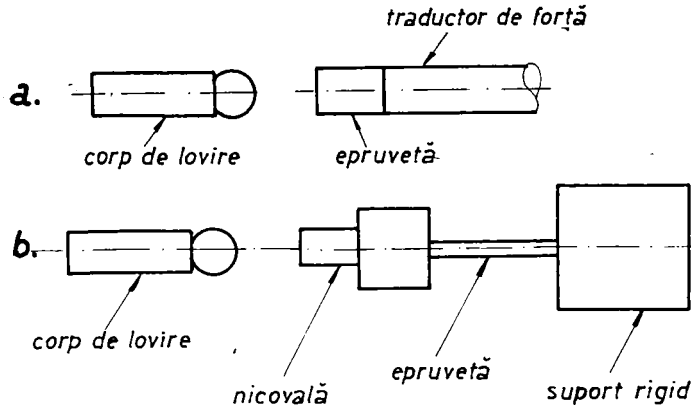
În funcție de direcțiile de cercetare spre care au fost orientate încercările prin șocuri repetate, acestea se împart în două categorii:

a) Încercări la șocuri repetate pentru studiul deformațiilor plastice și a degradării locale a suprafețelor în contact ca urmare a coliziunii corpului de lovire cu elementul de rezistență studiat. Încercările de acest tip vor fi denumite încercări la șocuri repetate cu impact direct.

b) Încercări la șocuri repetate pentru studiul degradării prin oboseală în volum, ca urmare a propagării undelor de șoc din zona de contact în elementul de rezistență considerat. Aceste încercări vor fi denumite încercări la șocuri repetate cu impact indirect.

Cu alte cuvinte primul tip de încercări studiază aspectul direct al șocului, iar al doilea tip aspectul indirect al șocului (fig. 2.4) [45].

Deși în multe situații atât aspectul direct cît și cel indirect influențează nemijlocit asupra durabilității unui element de rezistență, analiza lor în paralel la încercări prin șocuri repeta-



te nu a fost făcută. Deci în funcție de modul de desfășurarea a experimentului unul sau altul dintre aspecte a fost neglijat.

Fig.2.4 Tipuri de încercări la șocuri repetate
a) încercări la șoc cu impact direct;
b) încercări la șoc cu impact indirect

Ca și exemple tipice de încercări

la șocuri repetate cu impact direct pot fi amintite încercările avînd ca scop studiul degradării suprafeței plane a unei epruvete la lovirea cu un cap sferic [234], [66], [67], [68], [69], [97], [137], [138], [139], cu un cap plat [98]. Tot sau studiul fenomenului de degradare în directă dependență cu fenomenul de uzură [225], [229], [230].

În figura 2.5 este prezentată schema unei instalații pentru încercări la șocuri repetate cu impact direct [137].

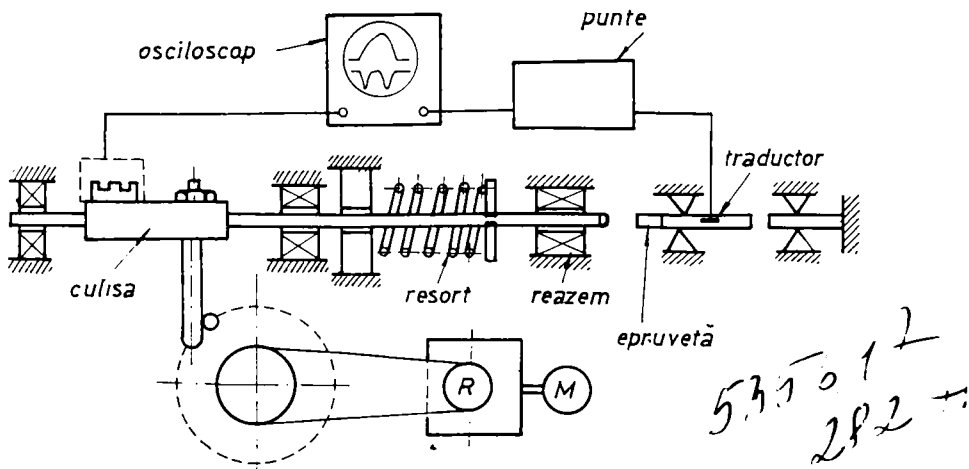


Fig.2.5 Schema unei instalații pentru încercări la șocuri repetate cu impact direct [137]

Cele mai multe studii experimentale au fost concentrate în special în domeniul încercărilor la șocuri repetate cu impact indirect, unde s-a acumulat până în prezent un volum considerabil de date experimentale. Aceste încercări au avut ca scop:

- studiul durabilității limitate a diferitelor metale și aliaje [3], [4], [8], [9], [27], [28], [31], [32], [33], [35], [36], [45], [56], [57], [64], [71], [76], [77], [90], [100], [103], [112], [113], [115], [128], [146], [149], [150], [151], [152], [154], [162], [165], [168], [169], [170], [175], [179], [182], [183], [196], [203], [211], [220], [221], [222], [224], [226], [228], [231];
- propagarea fisurilor de oboseală [3], [71], [221], [23], [51], [54], [72], [86], [91], [104], [116], [118], [120], [121];
- studiul fenomenului de histereză [72], [133], [154], [177], [178];
- studiul variației tensiunilor remanente prin metoda difracției cu raze X [46], [72], [95];
- analiza fractografică a ruperilor [11], [72], [88], [108], [109];
- influența caracteristicilor mecanice uzuale de rezistență și deformație plastică asupra comportării unui material la încercări prin șocuri repetate [21], [35], [36], [45], [78];
- influența concentratorilor de tensiune asupra durabilității la încercări cu șocuri repetate [21], [41], [42], [72], [74], [102], [114], [116], [210], [215];
- influența microstructurii și a dimensiunilor grăunțurilor cristaline [5], [6], [87], [89], [213], [214], [233];
- influența temperaturii asupra fragilității unor oțeluri la încercări prin șocuri repetate [55], [84], [117], [119], [122], [166], [171], [191];
- studiul efectului de absorbție a energiei șocului asupra durabilității la încercările de tracțiune prin șocuri repetate [99];
- influența mărimii solicitării prin șoc și a duratei de menținere a acesteia asupra durabilității [116], [203];
- influența formei undelor de tensiune asupra durabilității la încercări prin șocuri repetate [193], [198], [199], [200], [201], [202];
- influența vibrațiilor produse de solicitarea prin șoc asupra rezistenței la oboseală și a propagării fisurilor [188], [189], [197];
- influența repartiției șocurilor pe circumferința epruvetei la încercări de încovoiere cu epruvetă rotativă [142], [143];
- verificarea unor teorii de cumulare a degradărilor la spec-

tre de șoc avînd mai multe nivele [19], [34], [107], [144], [145], [148], [149];

- studiul durabilității la încovoiere rotativă cu șocuri adiționale [123], [124], [125], [126], [130], [131], [132], [134], [135];

- studiul durabilității la șocuri repetate a unor structuri de rezistență [21], [37], [147].

Faptul că cele mai multe cercetări au fost orientate în direcția studiului durabilității la șocuri repetate a diferitelor metale și aliaje este justificat de necesități practice concrete. Multe din aceste cercetări au avut ca scop: alegerea materialelor care asigură durabilități mari la șocuri, stabilirea influenței elementelor de aliere, a conținutului de carbon, a grosimii stratului cementat, a influenței stării suprafeței și a gradului de ecrusare asupra durabilității în condițiile șocurilor repetate.

Cu toate acestea, compararea datelor experimentale obținute de diverși autori implică numeroase dificultăți deoarece spectrele de solicitare sînt dependente de tipul instalațiilor folosite.

Caracteristica de bază specifică fiecărei instalații constă în aceea că solicitarea prin șoc se obține prin impactul a două corpuri. În figurile 2.6, 2.7 și 2.8 sînt prezentate trei tipuri de instalații pentru încercări la șocuri repetate cu spectrele de solicitare corespunzătoare și care sînt mai mult sau mai puțin inerente mașinii respective.

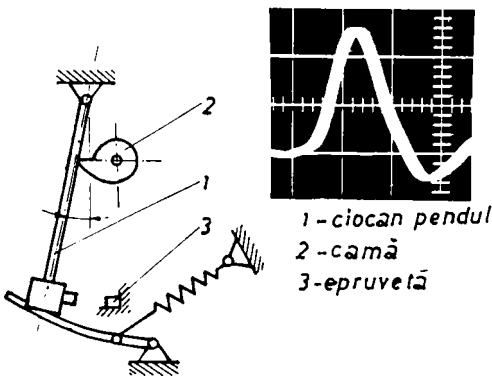
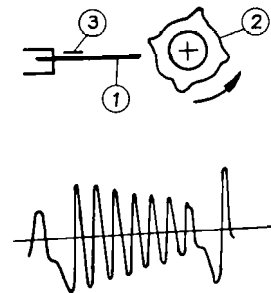


Fig.2.6 Mașina pentru încercări la șocuri repetate și spectrul de solicitare corespunzător [47]



- ① Epruveta
- ② Roată dințată
- ③ Traductor

Fig.2.7 Schema unei mașini pentru încercări la încovoiere prin șoc și spectrul de solicitare corespunzător [197]

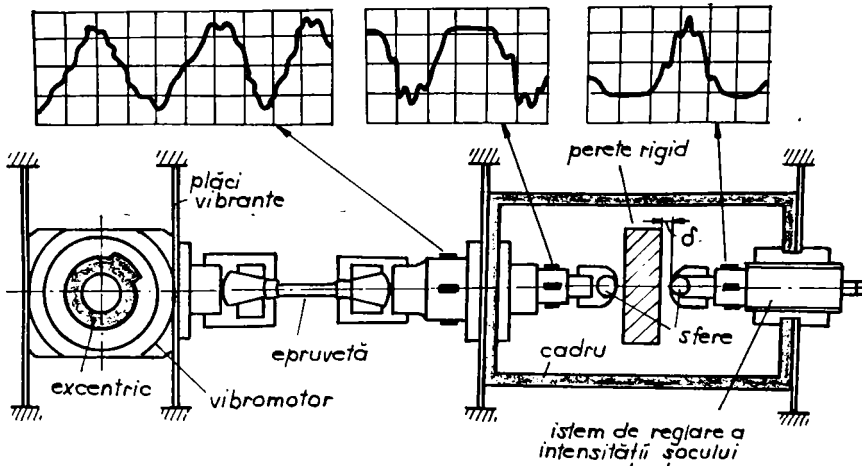


Fig.2.8 Mașină pentru încercări la tracțiune-compresiune cu șoc adițional și spectrele de solicitare înregistrate în trei elemente caracteristice ale sistemului [198]

O analiză amănunțită a echipamentelor pentru încercări la șocuri repetate precum și performanțele realizate de acestea sînt date în lucrările [21], [26], [45].

2.3. Caracteristicile generale ale durabilității la încercări prin șocuri repetate

Intrucît încercările prin șocuri repetate, așa după cum s-a văzut, au la bază impactul a două corpuri, frecvența acestora nu poate fi atît de mare ca și la încercările clasice de oboseală. Din această cauză majoritatea încercărilor au fost efectuate în domeniul unor numere mici de cicluri care nu au depășit 10^5 cicluri de solicitare. Au fost efectuate și cîteva încercări la șocuri repetate peste 10^5 cicluri, avînd ca scop compararea rezistenței la oboseală prin șocuri repetate cu rezistența la oboseală la solicitările variabile care nu includ șocul [5], [194], [198], [199], [200], [201], [202]. Această tratare separată a problemei a fost determinată și de faptul că solicitările prin șocuri repetate au un aspect specific față de solicitările variabile care nu includ șocul. Astfel la solicitări prin șocuri repetate cu energii mari (număr mic de cicluri), durabilitatea va fi determinată de capacitatea de deformare plastică a materialului, care este influențată direct de viteza de deformare, pe cînd în domeniul șocurilor cu energii mici (număr mare de cicluri)

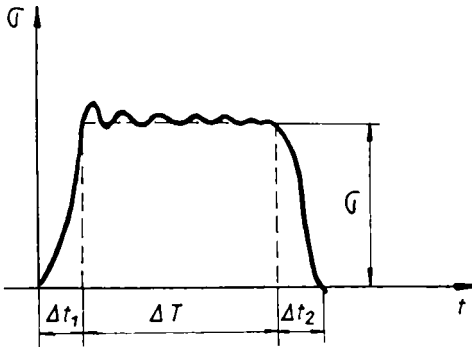
durabilitatea este determinată în principal de capacitatea materialului de a reține propagarea fisurilor de oboseală [78].

Mai concret unii autori consideră că există un interval ($10^4 \dots 10^5$ cicluri) considerat ca un interval de tranziție de la care influența șocului nu se mai manifestă; rolul dominant revenind solicitării ciclice [78], [182], [183].

Deși Fujimura a semnalat existența unei discontinuități a curbei de durabilitate pe acest interval, cercetările ulterioare nu au mai confirmat această discontinuitate [78], [59], [60].

2.3.1. Caracteristicile generale ale durabilității la șocuri repetate cu energii mari

În cele ce urmează se vor analiza o serie de rezultate experimentale obținute la încercările prin șocuri repetate cu energii mari, deci în condițiile specifice domeniului durabilității limitate (până la 10^5 cicluri). Schema tip a spectrului de solicitare care apare la aplicarea unui șoc este indicată în figura 2.9.



Se observă că în intervalul de timp foarte scurt

Δt_1 tensiunea crește de la zero la o valoare maximă, urmând apoi o perioadă cînd aceasta suferă unele oscilații armonice cu frecvențe ridicate pe durata de timp ΔT , după care scade din nou la zero în intervalul de timp Δt_2 .

Pe durata de timp ΔT

Fig.2.9 Schema spectrului de solicitare la aplicarea unui șoc așa după cum se va arăta aș loc o serie de ciocniri (șocuri) repetate al căror număr și amplitudine depind atât de raportul dintre masa corpului lovit și masa corpului care lovește cît și de rigiditatea corpului lovit. Dacă se neglijează Δt_1 și Δt_2 și se acceptă ca tensiune maximă tensiunea corespunzătoare nivelului mediu al oscilațiilor armonice, spectrul de șoc poate fi redus la o formă simplă în dreptunghi ca în figura 2.9.

În aceste condiții un ciclu de solicitare prin șoc este caracterizat prin tensiunea maximă la șoc σ și durata de menținere a acesteia ΔT .

Pornind de la această schematizare a spectrului de solicitare au fost întreprinse o serie de studii experimentale pentru a evidenția influența tensiunii maxime la șoc σ și a duratei de menținere ΔT asupra durabilității de încercare prin șocuri repetate [116], [203]

În figura 2.10 sînt date rezultatele experimentale obținute de T.Mori pentru un oțel cu 0,2% C la încercări de tracțiune prin șocuri repetate pe epruvete fără creștătură [116].

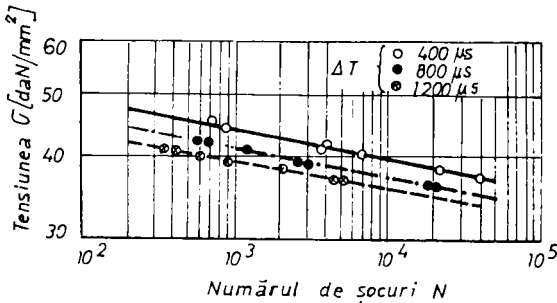


Fig.2.10 Curbele de durabilitate $\sigma-N$ în funcție de parametrul ΔT [116] tensiunea maximă în funcție de durata totală de menținere a sarcinii ($N \Delta T$), aplicînd conceptul duratei cumulative de solicitare (fig.2.11), s-a obținut pentru curba de durabilitate o ecuație de forma:

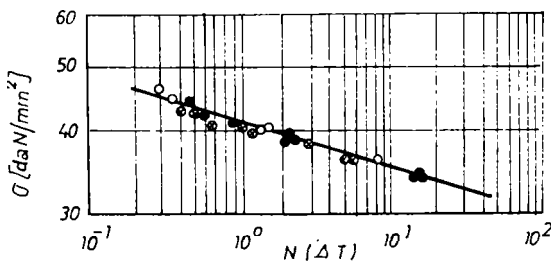


Fig.2.11 Curba de durabilitate pentru un oțel cu 0,2% C [116]

corelată cu rezistența la rupere statică σ_r și gîtuirea la rupere ψ printr-o ecuație de forma [116]:

$$D_0 = (0,75 + 0,0025 \psi) \sigma_r \quad (2.2)$$

După Chatani pentru un oțel cu 0,01% C [28], [29]:

$$D_0 = (0,8 + 0,002 \psi) \sigma_r \quad (2.3)$$

Se vede că durabilitatea la șocuri repetate depinde nu numai de mărimea tensiunii dinamice σ , dar și de timpul de menținere ΔT . La același nivel de solicitare durabilitatea scade pe măsură ce timpul de menținere

ΔT crește. Reprezentînd

în care m_0 și D_0 sînt niște constante de material.

Această ecuație a fost verificată și pe unele alte sortimente de oțeluri carbon și aliate [203].

Constanta D_0 a fost

La încercarea epruvetelor cu concentratori de tensiune ecuația (2.1) a curbei de durabilitate devine [116]:

$$N^{m^*} (\Delta T)^{n^*} = D^* \quad (2.4)$$

unde:

$$m^* = m_0 \alpha^b \quad (2.5)$$

$$n^* = m_0 \alpha^c \quad (2.6)$$

$$D^* = D_0 \alpha^d \exp m_0 (\alpha^b - 1) \ln \Delta T \quad (2.7)$$

în care: α - coeficientul teoretic de concentrare al tensiunii
a, b, c, d - constante de material

Relațiile fenomenologice (2.1) și (2.4) pot fi analizate și din punctul de vedere al influenței pe care o are creșterea frecvenței asupra durabilității la solicitări ciclice care nu includ șocul [79], [30]. M. Arii consideră că durabilitatea la încercări prin șocuri repetate de energii mari, poate fi calculată cu suficientă precizie pe baza legii de cumulare liniară a degradărilor [12].

Până în prezent, mărimea energiei absorbită pentru rupere la încercările de tip Charpy, a fost considerată ca un criteriu de bază pentru determinarea temperaturii de tranziție de la comportarea ductilă la cea fragilă a unui material. Energia totală absorbită la o încercare de tip Charpy este formată din două componente: energia necesară inițierii fisurii și energia necesară propagării acesteia. Tranziția ductil-fragil este determinată în primul rând de faptul că odată cu micșorarea temperaturii, componenta energiei absorbite pentru propagarea fisurii scade.

Studiul comportării ductil-fragil a unui material la încercări prin șocuri repetate cu energii mari, capătă astfel o extindere, deoarece în acest domeniu predomină mecanismul de rupere prin șoc față de mecanismul de rupere prin oboseală care se manifestă la șocurile cu energii mici [55], [122], [166], [191].

În figura 2.12 și 2.13 sînt prezentate rezultatele experimentale obținute de K. Endo [55]. Încercările la încovoiere prin șocuri repetate au evidențiat cele de mai sus și anume din ambele figuri se vede că influența temperaturii scăzute asupra durabilității se reduce treptat pe măsură creșterii numărului de șocuri, deoarece începînd cu 10^3 cicluri rolul dominant nu-l mai are mecanismul de rupere prin șoc, ci mecanismul de rupere prin oboseală [55].

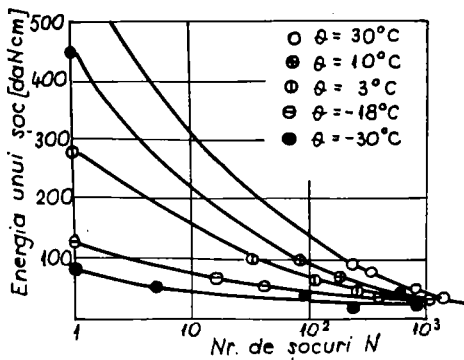


Fig.2.12 Variația energiei unui șoc W în funcție de numărul de șocuri pînă la rupere [55]

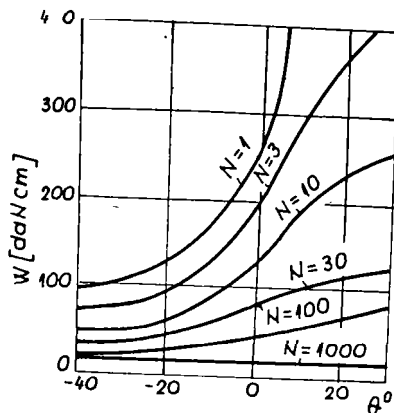


Fig.2.13 Variația energiei unui șoc W în funcție de temperatură [55]

Rezultatele experimentale obținute de K.Endo au fost confirmate și de K Nagai care a studiat influența temperaturii asupra energiei de histereză la șocuri repetate pentru un oțel cu 0,19% carbon [122].

În figura 2.14 este reprezentată variația energiei specifice disipată pe un ciclu ΔW , corespunzător raportului $n/N_p = 50$; [122].

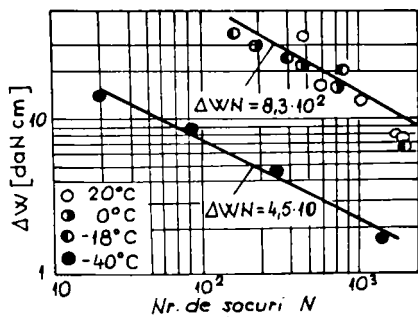


Fig.2.14 Curbele $\Delta W - N$ pentru patru temperaturi [122] beseală. Discrepanța dintre cele două drepte de regresie pare și aici că se atenuează pe măsură ce numărul de șocuri crește.

Mecanismul de degradare la solicitări variabile este la ora actuală bine cunoscut și lui îi corespund trei faze [29], [30]:

- ecrusarea prin deformații repetate

Din figura 2.14 se vede că ruperea a încercării prin șocuri repetate se produce la o energie de histereză mult mai mică la temperaturi de -40° față de temperatura ambiantă ca urmare a deformațiilor plastice reduse. Ruperea la temperatura de -40° a fost o rupere prin clivaj în timp ce la celelalte trei temperaturi s-a observat o rupere specifică prin oboseală.

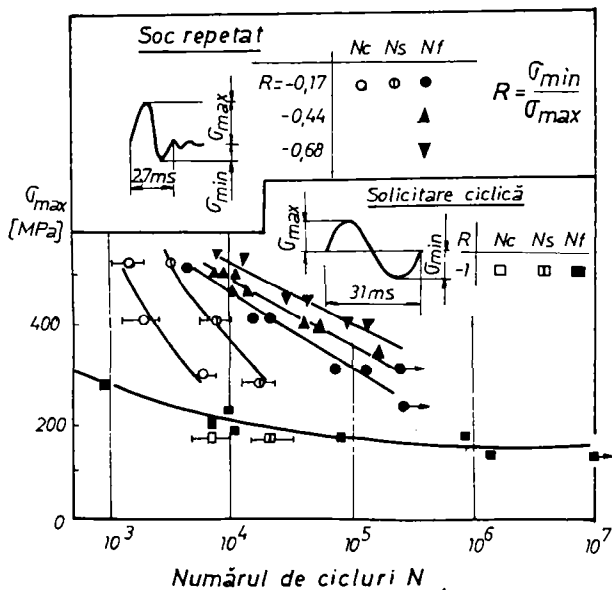
- nucleația fisurilor
- propagarea fisurilor până în stadiul ruperii.

Dacă mecanismul propagării fisurilor la sollicitări prin șocuri repetate este până în prezent intens studiat, celelalte două faze se găsesc într-un stadiu de început al cercetărilor.

În cele ce urmează se vor analiza rezultatele experimentale ale lui H. Iguchi și S. Taira care au studiat mecanismul nucleației fisurilor și propagarea acestora la sollicitări prin șocuri repetate evidențiind și o serie de aspecte specifice, față de sollicitările variabile care nu includ șocul [193], [72].

Intrucât efectul de concentrare al tensiunii la sollicitări prin șoc este foarte important, după cum se va vedea, se vor analiza mai întâi rezultatele experimentale obținute pe epruvetele fără concentratori de tensiune.

În figura 2.15 sînt reprezentate curbele de durabilitate pentru un oțel JIS S 20 C echivalent cu AISI 1020 la încercarea de tracțiune prin șocuri repetate, pentru trei valori ale gradului de asimetrie R, dependent de forma undei de sollicitare și pentru un ciclu sinusoidal cu gradul de asimetrie -1 [72].



Notațiile din figură reprezintă:
 N_c - numărul de cicluri necesar pentru formarea benzilor de alunecare ceea ce ar corespunde cu numărul de cicluri corespunzător fazei de nucleație - f_{nuc}
 N_s - numărul de cicluri pentru inițierea (reinițierea) fisurii de oboseală în benzile de alunecare ceea ce corespunde cu studiul I al propa-

Fig.2.15 Curbele de durabilitate $\sigma_{max} - N$ pentru epruvete netede [72]

gării fisurii de oboseală [29]

N_F - numărul de cicluri pînă la rupere (stadiul II al propagării fisurii de oboseală).

Se observă în primul rînd că durabilitatea la solicitări prin șocuri repetate crește odată cu micșorarea lui R ceea ce atestă rolul dominant pe care îl are asupra durabilității formei undelor de solicitare. În cadrul acestor încercări porțiunea din spectru corespunzătoare lui σ_{\max} este determinată de unda directă de solicitare, iar porțiunea din spectru corespunzătoare lui σ_{\min} este determinată de unda reflectată.

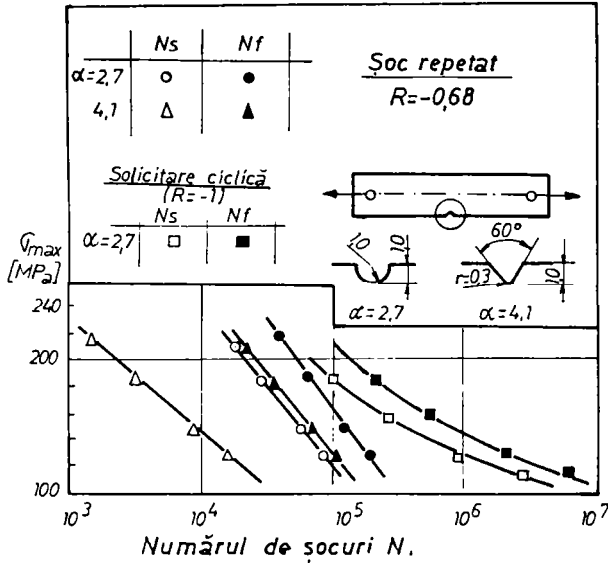
În concordanță cu cele de mai sus se vede deci că unda reflectată atenuează efectul undei directe. Se remarcă de asemenea că în diferent de valcarea lui R , durabilitatea la solicitări prin șocuri repetate este mai mare decît durabilitatea la solicitări cu variație sinusoidală care nu includ șocul.

S-a evidențiat că deși nu există diferențe clare în ceea ce privește perioadele de formare a benzilor de alunecare și a inițierii fisurii în aceste benzi, la încercările prin șocuri repetate față de cele care nu includ șocul corespunzător lui $N_F = 10^5$, totuși deformațiile microstructurii prezentau unele caracteristici în funcție de tipul încercării. S-a observat astfel că benzile de alunecare erau relativ mai drepte în cazul încercărilor prin șocuri, însă numărul de grăunți cu benzi de alunecare era mai mic decît în cazul solicitării cu variația sinusoidală la același număr de cicluri. În microstructura epruvetelor supuse la șocuri, substructura nu se dezvoltă, în schimb rețeaua cristalină suferă distorsionări pronunțate. Problema așa după cum arată autorii, necesită încă cercetări pentru a clasifica mai amănunțit aceste aspecte [72] [193] [194].

Comportarea la șocuri repetate a epruvetelor cu concentratori de tensiune în comparație cu solicitarea ciclic simetrică a avut un caracter opus față de cel al epruvetelor fără concentratori de tensiune.

Numărul de cicluri pentru inițierea fisurii N_g a fost considerat numărul de cicluri necesar pentru extinderea din concentrator a unei fisuri cu lungimea de 0,05 mm.

Din figura 2.16 se observă că la aceeași tensiune maximă, numărul de cicluri necesar pentru inițierea fisurii și propagarea pînă la ruperea finală este mai mic la solicitările prin șoc repetat față de solicitarea ciclic simetrică.



Mărirea coeficientului teoretic de concentrare al tensiunilor la solicitări prin șocuri repetate reduce considerabil durabilitatea, influențând direct perioada de nucleație a fisurii.

Din acest studiu reiese importanța deosebită care trebuie acordată în viitor studiului sistematic al efectului de concentrare al tensiunilor

Fig.2.16 Curbele de durabilitate $\sigma_{max} - N$ lor la solicitări prin șocuri repetate.

Diferențe semnificative au fost evidențiate și în ce privește extinderea enclavei plastice în prelungirea fisurii la cele două solicitări.

În figura 2.17 este prezentată variația extinderii enclavei plastice r_y în prelungirea fisurii în funcție de factorul de intensitate a tensiunii K_{max} la șocuri repetate și la solicitări ciclice [72].

Din figura 2.17 se vede că pentru aceeași valoare a lui K_{max} extinderea enclavei plastice în prelungirea fisurii este mai redusă la solicitarea prin șoc repetat față de solicitarea ciclică. Între r_y și K_{max} a fost stabilită relația:

$$r_y = q \cdot K_{max}^2 \tag{2.8}$$

Pentru starea plană de deformare [30]:

$$r_y = \frac{1}{2H} \left(\frac{K_{max}}{\sigma_c} \right)^2 \tag{2.9}$$

în care σ_c - este limita de curgere.

Acceptînd că ecuația (2.8) poate fi aplicată și în enclava

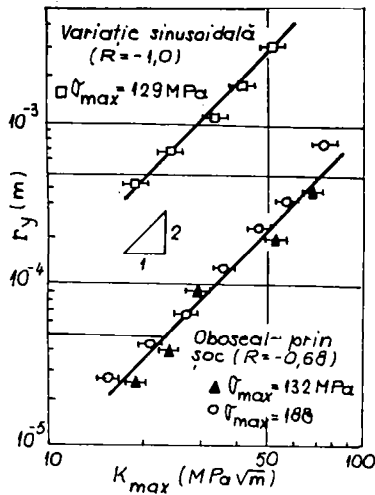


Fig. 2.17 Variația extinderii enclavei plastice r_p în funcție de factorul de intensitate a tensiunii K_{max}

plastică de la virful fisurii se obține că limita de curgere la sollicitări prin șoc este de 3,5 ori mai mare decât limita de curgere la sollicitări ciclice, ceea ce se explică prin influența vitezei de deformare.

Mecanismul de propagare la șocuri repetate a unei fisuri cu o lungime suficientă pentru a provoca o concentrare triaxială a tensiunii care să producă o enclavă plastică la virful acesteia a fost pînă în prezent cel mai mult studiat. Ca și la sollicitările ciclice, suprafața fisurată în acest stadiu prezintă striaiții caracteristice, fiecărei striaiții îi corespunde un ciclu de sollicitare.

Este cunoscut că în cazul sollicitărilor variabile care nu includ șocul, viteza de propagare a fisurii poate fi corelată cu factorul de intensitate a tensiunii, care definește câmpul de tensiune și deformare din zona adiacentă virfului fisurii sub forma [30]:

$$\frac{d\lambda}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (2.10)$$

în care:

- ΔK - variația factorului de intensitate a tensiunii
- C, m - constante de material.

Ecuatia (2.10) propusă de Paris a fost verificată și la încercările prin șocuri repetate.

Astfel H. Iguchi a corelat viteza de propagare a fisurii $d\lambda/dN$ în funcție de factorul de intensitate a tensiunii K_{max} atât la șocuri repetate cît și la sollicitări ciclice [72], [193].

Din figura 2.18 se vede că pentru aceeași valoare a lui K_{max} viteza de propagare a fisurii la sollicitări prin șocuri repetate este mai mare decît la sollicitarea ciclic simetrică.

Cunoscut fiind că distanța dintre striaiții este determinată de fapt de viteza de propagare a fisurii, alți autori au căutat să coreleze această distanță în funcție de variația factorului de intensitate a tensiunii ΔK . Astfel Arif M. care a făcut încercări de

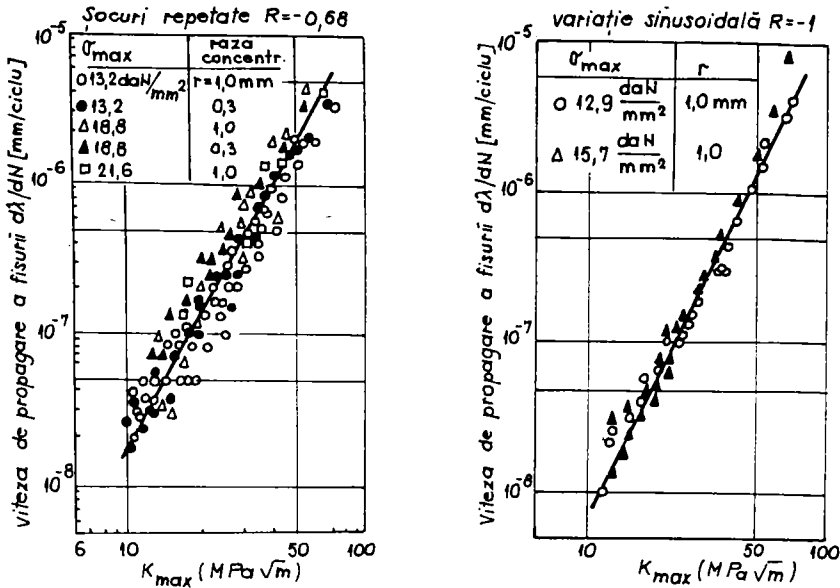


Fig.2.18 Variația vitezei de propagare a fisurii în funcție de factorul de intensitate a. tensiunii K_{max} [72]
 a) șocuri repetate ($R = 0,68$)
 b) solicitare ciclică simetrică ($R = -1$)

tracțiune la șocuri repetate pentru un oțel cu $0,2\% \text{ C}$ a obținut următoarea corelație între distanța dintre striaii S și ΔK :

$$S = C \cdot \Delta K^m \quad (2.11)$$

unde $C = 6,5 \cdot 10^{-5}$ și $m = 2,2$

T.Morri a constatat că distanța dintre striaii deci implicit viteza de propagare a fisurii pentru aceeași ΔK depinde direct și de durata de menținere ΔT a tensiunii maxime [116].

Analizând figura 2.20 se poate constata că la aceeași valoare a lui ΔK viteza de propagare a fisurii crește odată cu creșterea timpului de menținere ΔT a tensiunii maxime din spectrul de solicitare.

Analitic cele de mai sus pot fi

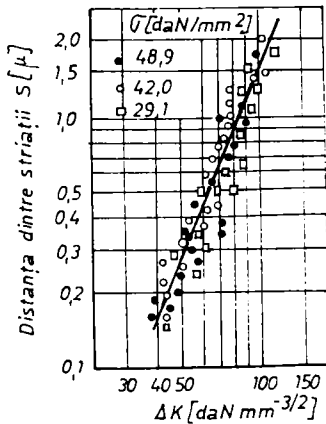


Fig.2.19 Variația distanței dintre striaii în funcție de variația factorului de intensitate a. tensiunii ΔK [11]

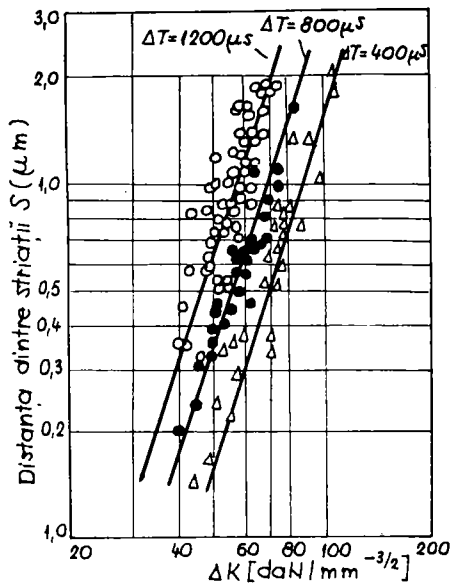


Fig. 2.20 Variația distanței dintre striații în funcție de ΔK la diferite mărimi ale lui ΔT [116]

determinarea cu suficientă precizie a numărului de șocuri necesar extinderii de fapt a unei fisuri de la $\lambda_0 = 0,03$ mm la $\lambda_f = 0,5$ mm [116], corespunzător stadiului I de propagare a unei fisuri de oboseală [29].

În literatură sînt date și alte criterii care exprimă variația lungimii fisurii în funcție de variația factorului de intensitate ΔK cît și lungimea fisurii în funcție de numărul de șocuri și de unii parametrii mecanici ai șocului [3], [7], [22], [23], [54], [86], [91], [104], [118], [120], [121], [217].

Mecanismul nucleație și al propagării fisurilor la șocuri repetate în condiții de temperatură scăzută este pînă în prezent puțin studiat. Dacă se analizează datele experimentale ale lui K.Endo și K.Nagai care au studiat parțial acest aspect se poate arăta că la șocuri repetate cu energii mari, nucleația și propagarea acesteia se produc la un număr mai mic de șocuri la temperatura de -40° față de temperatura de 20°C . La aplicarea însă a unor șocuri repetate de energii mici diferențele între numărul de șocuri necesar nucleației și propagării fisurii la temperatura de -40°C față de temperatura

exprimate sub forma:

$$d\lambda/dN = C_0 (\Delta T) \cdot \Delta K^m \quad (2.12)$$

unde C_0 , n_p , m sînt niște constante de material.

Același autor a propus următoarea relație pentru determinarea duratei perioadei de inițiere a fisurii la șocuri repetate:

$$N_S = (D_0/q_5)^{\frac{1}{m_0 \Delta T}} - \frac{1}{C_0 (\Delta T)^{n_p}} \int_{\lambda_0}^{\lambda_f} \frac{d\lambda}{\Delta K^m} \quad (2.13)$$

în care q este factorul de sensibilitate la concentrarea tensiunii

$$q = \alpha^{-c} \exp m_0 (\alpha^a - 1) \ln N \quad (2.14)$$

Valoarea inițială a lui

$$\lambda_0 = 0,03 \dots 0,05 \text{ mm.}$$

Relația de mai sus a permis

ambianță devin ne semnificative [53], [122].

Analizând comportarea materialului în domeniul șocurilor repetate cu energii mari se pune firesc întrebarea în ce măsură durabilitatea prin șocuri repetate diferă sau nu de durabilitatea obținută la solicitări ciclice care nu includ șocul.

Deși numărul lucrărilor care își propun să facă o asemenea comparație este foarte redus, totuși se pot desprinde câteva concluzii generale. Făcând abstracție de tipul spectrului de solicitare la șoc, care nu totdeauna este prezentat de autori, se impune inițial o analiză separată a rezultatelor experimentale obținute pe epruvete fără concentrator și cu concentrator de tensiune.

Încercările pe patru sortimente de oțeluri au dovedit că prezența concentratorului de tensiune micșorează considerabil durabilitatea în raport cu solicitarea ciclică care nu include șocul [72], [210], [215], [226].

Silkin și Zasova semnaleză însă o tendință contrară pentru trei sortimente de oțeluri la încovoierea prin șocuri repetate [182] [183]. Aceste rezultate au fost obținute prin încercări la încovoiere pură pe ciocanul DSV0-150, iar tensiunile au fost calculate pe baza semnalului de la doi traductori cu cuarț plasați în reazeme.

Tendința comună de reducere a durabilității epruvetelor cu concentratori de tensiune la șocuri repetate, implică determinarea coeficientului efectiv de concentrare a tensiunilor la asemenea solicitări, deoarece la calculul unor piese supuse la șocuri repetate cu concentratori de tensiune nu poate fi folosit coeficientul efectiv de concentrare al tensiunilor determinat la solicitări ciclice.

Comparând durabilitatea obținută pe epruvete fără concentrator de tensiune la șocuri repetate cu cea de la solicitări ciclice până la $N = 10^5$ cicluri se constată unele diferențe în sensul că prima poate fi mai mare sau mai mică în funcție de tipul materialului încercat. S-a evidențiat că, în general materialele caracterizate printr-o capacitate de deformare plastică (ductilitate) ridicată vor avea în acest domeniu o durabilitate mai ridicată la șocuri repetate față de solicitarea ciclică care nu include șocul [6], [72], [78], [182], [183].

În prezent este unanim acceptat că degradarea în domeniul oligociclic poate fi foarte bine controlată prin parametrii bu-

clei de histereză și anume: deformația specifică plastică $\Delta \epsilon_p$ și energia ΔW disipată, prin deformare plastică (fig.2.22).

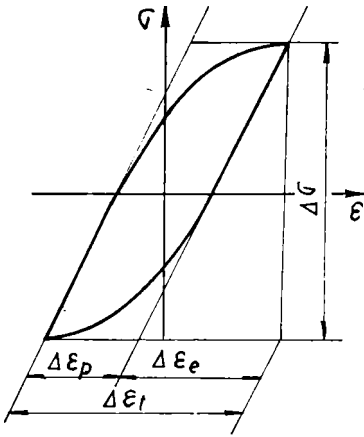


Fig.2.21 Schema buclei de histereză

Din figura 2.22 se observă că pentru a obține aceeași deformație specifică plastică $\Delta \epsilon_p$, la șocuri repetate este necesară o tensiune maximă

$\sigma_{max} = 431$ MPa pe oînd la solicitarea ciclică sinusoidală $\sigma_{max} = 221$ MPa [72].

Aceasta se explică direct prin influența pe care o are viteza de deformare asupra caracteristicilor mecanice ale unui material.

Pornind de la ale ... observația se poate explica cauza pentru care în general unii autori au găsit durabilități mai mari la șocuri repetate față de solicitarea ciclică care nu include șocul, atunci cînd parametrul de apreciere al durabilității a fost tensiunea maximă.

H.Iguchi făcînd încercări pe oțelul JIS S 20 C care a fost un oțel ductil, înregistrînd bucelele de histereză atât la șocuri cît și la solicitarea ciclică care nu include șocul a putut urmări variația deformației specifice plastice $\Delta \epsilon_p$ pe un ciclu de solicitare în funcție de raportul n/N_f (fig. 2.22).

N_f - numărul de cicluri pînă la rupere

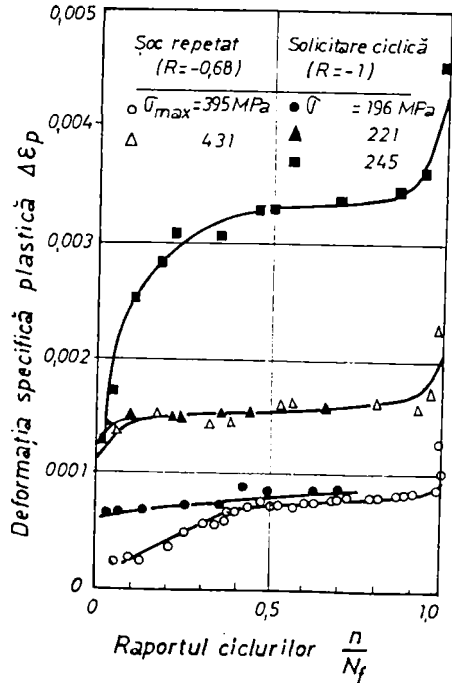


Fig.2.22 Variația deformației plastice $\Delta \epsilon_p$ în funcție de raportul ciclurilor n/N_f [72]

H.Iguchi și S.Taira consideră că deformația specifică plastică $\Delta \epsilon_p$ ar fi un parametru mai semnificativ decât tensiunea, pentru aprecierea durabilității la șocuri repetate în raport cu sollicitarea ciclică [72].

Sidnev, Troscenko și Pisarenko au analizat variația energiei specifice ΔW disipate pe un ciclu de sollicitare în funcție de numărul de cicluri pînă la rupere la încercare cu șocuri repetate [175], [176], [177], [178], [179]. În aceste studii s-a urmărit și variația deformației specifice plastice $\Delta \epsilon_p$ în funcție de numărul de șocuri pînă la rupere la diverse energii W ale șocului (fig.2.23).

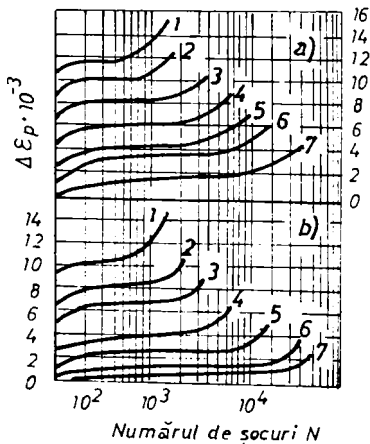


Fig.2.23 Variația deformației specifice plastice în funcție de numărul de șocuri pînă la rupere

- a) oțel 45 normalizat
 b) oțel 45 după călire și revenire înaltă
 1- $W = 6,95$ N.m; 2- $W = 5,6$ N.m;
 3- $W = 4,45$ N.m; 4- $W = 3,41$ N.m;
 5- $W = 2,47$ N.m; 6- $W = 1,84$ N.m;
 7- $W = 1,2$ N.m

energii mari, precum și anumite comparații cu comportarea la sollicitări ciclice, întâmpină încă multe dificultăți, ca urmare a faptului că nu este univoc definit însuși parametrul de apreciere al durabilității.

Deși este foarte important să se compare rezistența la oboseală prin șocuri repetate cu rezistența la oboseală la sollicitări

Din figura 2.23 se vede că perioada de stabilizare a curbei de histereză pe care se păstrează constantă deformația specifică plastică $\Delta \epsilon_p$ depinde în mare măsură de energia șocului aplicat. Pe măsură ce crește energia șocului perioada de stabilizare se reduce foarte mult, fapt ce determină dificultăți în menținerea constantă a lui $\Delta \epsilon_p$ pe toată durata încercării.

Propunerea lui H.Iguchi și S.Taira de a folosi ca parametru în aprecierea durabilității a deformației specifice $\Delta \epsilon_p$ ridică o serie de probleme și din punctul de vedere al faptului că propagarea undelor plastice determină o repartiție neuniformă a deformațiilor pe lungimea epruvetei.

Rezultă deci, că studiul comportării metalelor la șocuri cu

ciclice , studiile în această direcție sînt și mai puține.

Incercări comparative peste 10^5 cicluri de solicitare au fost efectuate numai pentru două oțeluri carbon și pentru unele aliaje de aluminiu [5],[6],[198],[199],[200],[201],[202].

2.3.2. Caracteristicile generale ale durabilității la șocuri repetate cu energii mici

K.Akizono a studiat influența dimensiunilor grăunților cristalinii atît asupra rezistenței la oboseală cu șocuri repetate cît și asupra rezistenței la oboseală la o solicitare ciclică pentru un oțel cu 0,21% C [6].

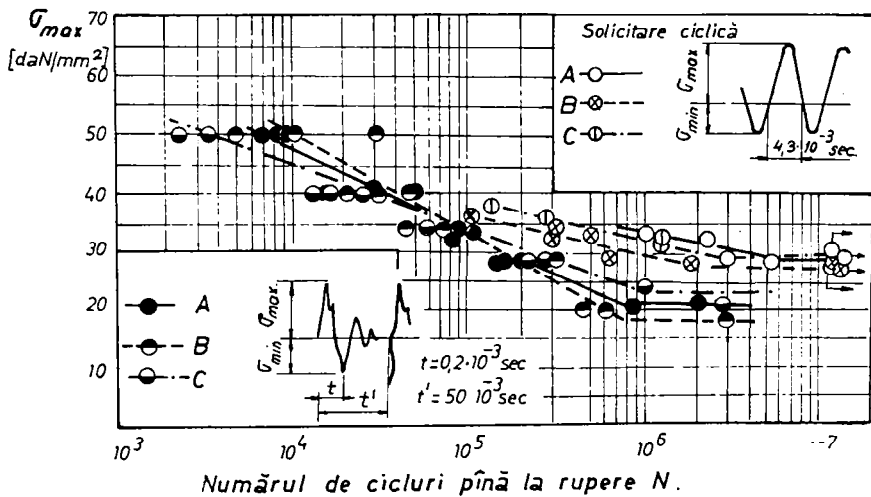


Fig.2.24 Curbele de durabilitate pentru un oțel cu 0,21% C [6]

Spectrul de solicitare la șoc, precum și spectrul de variație a tensiunii la solicitarea ciclică sînt indicate în figura 2.24.

A, B, C se referă la trei dimensiuni ale grăunților cristalini.

În figurile 2.25 și 2.26 sînt date rezultatele încercărilor lui T.Tanaka și H.Nakayama pe un oțel cu 0,53% și un aliaj de aluminiu SCM 4.

Incercările experimentale s-au făcut pe o instalație a cărei schemă este indicată în figura 2.8.

În figurile 2.25 și 2.26 $F_c = 600$ daN și $F_c = 800$ daN corespund unei solicitări ciclice iar R.S = 0,02 mm corespunde unei solicitări ciclice care include și șocul repetat.

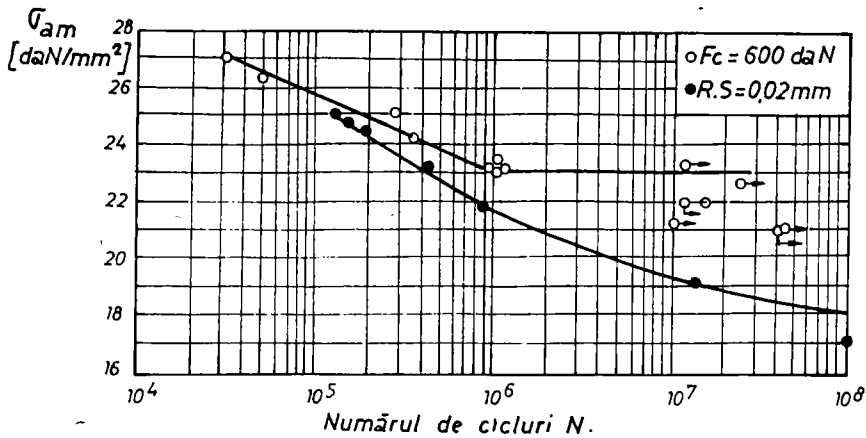


Fig.2.25 Curbele de durabilitate pentru un oțel cu 0,53% C [198], [199]

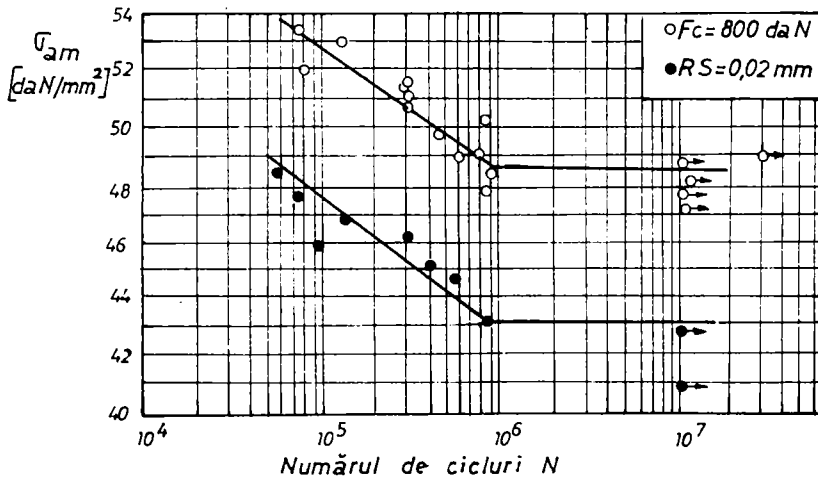


Fig.2.26 Curbele de durabilitate pentru aliajul SCM 4 [200]

Analizând aceste rezultate experimentale se evidențiază o tendință comună și anume rezistența la oboseală la solicitări cu șocuri repetate este mai mică decât rezistența la oboseală la solicitări ciclice.

În timp ce la aliajul SCM 4 această tendință se manifestă pe întregul domeniu al durabilității limitate, la oțelurile carbon micșorarea durabilității prin șocuri repetate începe să se manifeste după ($10^4 \dots 10^5$) șocuri.

Pe baza acestor încercări se constată că pentru cele trei ma-

teriale analizate, la încercările pe epruvete fără concentratori de tensiune, rezistența la oboseală la șocuri repetate are o tendință de reducere față de rezistența la oboseală la solicitări ciclice.

În cele ce urmează se va acorda o atenție mai mare analizei datelor experimentale obținute de T.Tanaka și H.Nakayama deoarece ele se referă de fapt la o solicitare ciclică peste care s-au suprapus șocuri adiționale. Asemenea solicitări apar frecvent în exploatare la o serie de ansamble montate prin stringere și unde ca urmare a uzurii apar șocuri repetate care se suprapun peste solicitarea ciclică de bază.

În figura 2.27 este reprezentat spectrul de solicitare, care rezultă din suprapunerea unei unde primare σ_I avînd frecvență de 57,5 Hz cu unda secundară σ_{II} a cărei mărime și frecvență este determinată de solicitarea prin șoc [198].

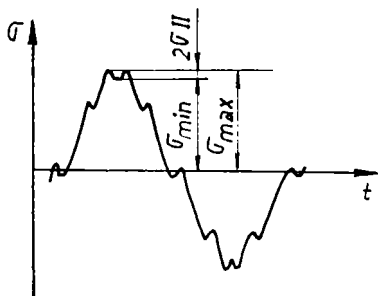


Fig.2.27 Variația tensiunii la o solicitare ciclică cu șocuri adiționale [198]

Pentru a putea evidenția mai clar influența undelor de șoc în figura 2.28 s-au reprezentat curbele de durabilitate la solicitarea ciclică care nu include șocurile repetate și curbele de durabilitate la solicitarea ciclică cu șocuri adiționale corespunzător rapoartelor

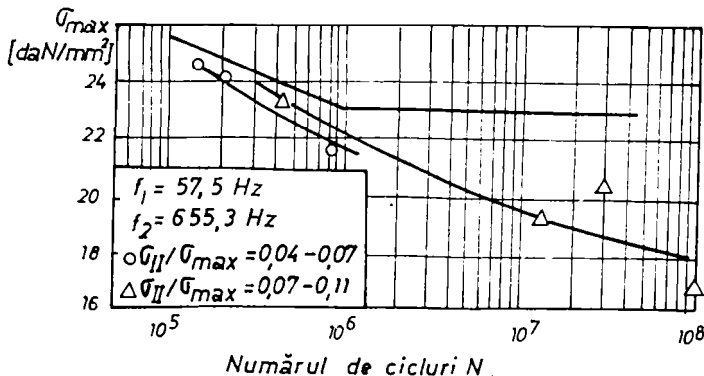


Fig.2.28 Curbele de durabilitate $\sigma_{max} - N$ pentru oțelul cu 0,53% C [198]

telor σ_{II}/σ_{max} au fost foarte mici, deci influența undei de șoc ar

și curbele de durabilitate la solicitarea ciclică cu șocuri adiționale corespunzător rapoartelor $\sigma_{II}/\sigma_{max} = 0,04 - 0,07$ și $\sigma_{II}/\sigma_{max} = 0,07 - 0,11$.

Contrar așteptărilor deși valorile rapoartelor

putea fi chiar neglijată, durabilitățile au avut o tendință continuă de scădere. Deci undele de șoc în loc să acționeze ca un factor de întărire acționează ca un factor de degradare. Pentru a putea explica totuși cauzele care determină micșorarea rezistenței la oboseală, T.Tanaka și H.Nakayama au înregistrat buclele de histereză atât la solicitarea ciclică cât și la solicitarea ciclică cu șocuri adiționale [199].

În figura 2.29 este reprezentată variația amplitudinii deformației specifice plastice $\Delta \epsilon_p/2$, pentru raportul $n/N_f = 50\%$ în funcție de numărul de cicluri pînă la rupere.

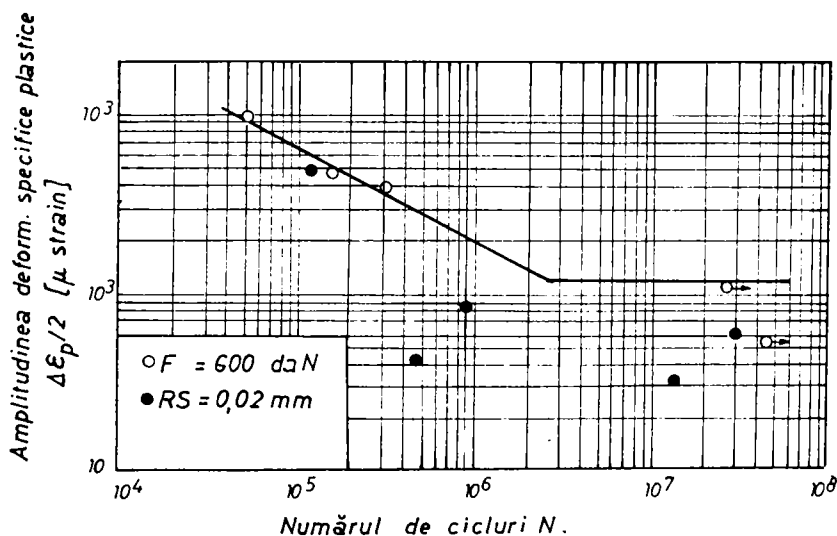


Fig.2.29 Variația amplitudinii deformației specifice plastice în funcție de numărul de cicluri pînă la rupere pentru oțelul cu 0,53% C [199]

Analizînd figura 2.29 se evidențiază că ruperile la solicitări ciclice cu șocuri adiționale apar la valori mai mici ale amplitudinii deformației specifice plastice decît ruperile la solicitarea ciclică care nu include șocul.

Deci la aplicarea șocurilor repetate, deformațiile plastice prezintă o localizare mai distinctă față de solicitările ciclice obișnuite. Benzile de alunecare avînd o comportare vîsco-elastică și plastică au în general o densitate mai redusă și determină nucleația fisurilor chiar la valori relativ mici ale solicitării prin șoc, în timp ce în condiții de solicitări ciclice obișnuite

asemenea deformații mici întăresc materialul ca urmare al efectului combinat al îmbătrânirii prin oboseală și ecruisării [200].

Prin aceasta s-a explicat cauza care determină scăderea rezistenței la oboseală în prezența șocurilor adiționale, însă întrebarea care se pune este de ce apare un asemenea comportament particular al deformațiilor plastice în prezența șocului.

Acest aspect a fost sesizat și de H. Iguchi, la încercările cu șocuri repetate la nivele mai mari ale energiei șocului [72].

Se impune deci în viitor o analiză mai aprofundată a primei faze a mecanismului de degradare și anume modul în care decurge ecruisarea prin deformații repetate în prezența șocului întrucît acest proces precede formarea benzilor de alunecare.

Cauzele care determină micșorarea rezistenței la oboseală la solicitări ciclice cu șocuri adiționale, observate și la aliajul SCM 4 nu au putut fi analizate pe baza înregistrării buclelor de histereză.

Analiza suprafețelor rupte folosind microscopia electronică a evidențiat că nucleația fisurii a apărut în jurul incluziunilor atât la solicitări ciclice obișnuite cît și la solicitări ciclice cu șocuri adiționale. Întrucît, așa după cum s-a mai semnalat, la solicitări prin șoc efectul de concentrare al tensiunilor devine mai puternic s-a putut explica cauzele pentru care atât în domeniul durabilității limitate cît și în domeniul durabilității nelimitate rezistența la oboseală în prezența șocurilor la acest material a fost mai mică decît la solicitări ciclice obișnuite [200], [201].

Studiind aspectele durabilității la șocuri repetate cu energii mici se poate acum lămuri mai amănunțit comportarea la șocuri repetate din punctul de vedere al tranziției de la un singur șoc spre șocuri multiple. Acest aspect a fost amintit și discutat parțial la începutul paragrafului 2.3.1.

M. Kawamoto a studiat experimental comportarea la tracțiune prin șocuri repetate a șase sortimente de oțeluri la care conținutul de carbon a fost cuprins între 0,28%...0,89% [78]. După cum se știe odată cu creșterea conținutului de carbon crește rezistența la rupe-re în schimb se reduc caracteristicile de deformabilitate.

În figura 2.30 sînt reprezentate curbele de durabilitate obținute de Kawamoto, parametrul de apreciere al durabilității fiind energia specifică a unui șoc.

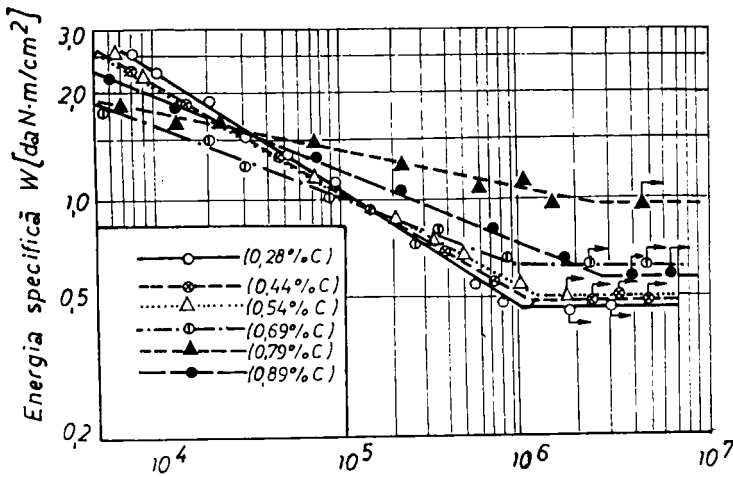


Fig.2.30 Variația energiei specifice a unui șoc după acest interval în funcție de numărul de șocuri până la rupere [78]

Se observă că în domeniul $10^4 \dots 10^5$ șocuri, curbele de durabilitate se intersectează marocind așa zisa zonă de tranziție. Dacă până la $10^4 \dots 10^5$ cicluri durabilitatea mai mare la șocuri repetate o au oțelurile cu rezistență ridicată

durabilitatea cea mai mare o au oțelurile cu rezistența la rupere cea mai ridicată și care au în general și o rezistență la oboseală mai mare.

Acest aspect al tranziției de la ruperea printr-un singur șoc la ruperea prin oboseală a fost evidențiat pentru prima dată de Stainton [10].

În figura 2.31 sînt reprezentate sub o altă formă de autor, datele experimentale obținute de Stainton și Bairstow la încercările de încovoiere cu șocuri repetate [10].

Se observă că pe măsură ce numărul de șocuri aplicate crește valorile raportului W/σ_r tind spre o valoare stabilă independent de conținutul de carbon, ceea ce corespunde unei tendințe specifice încercărilor de oboseală clasice unde rapoartele σ_{ob}/σ_r sînt aproximativ constante [78].

Această stabilizare a raportului W/σ_r denumit și "raport de durabilitate la șoc" este evidentă și din datele experimentale ale lui Kawamoto și Matsumoto obținute la încercări de tracțiune prin șocuri repetate (fig.2.32 și 2.33) [78], [203].

În figurile 2.31 și 2.32; $N = 1$ corespund de fapt ruperii epruvetei cu un singur șoc.

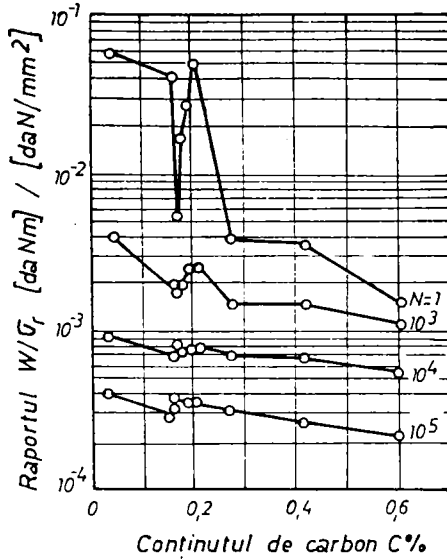


Fig.2.31 Variația raportului dintre energia unui șoc și rezistența la rupere $\frac{W}{G_r}$ în funcție de conținutul de carbon

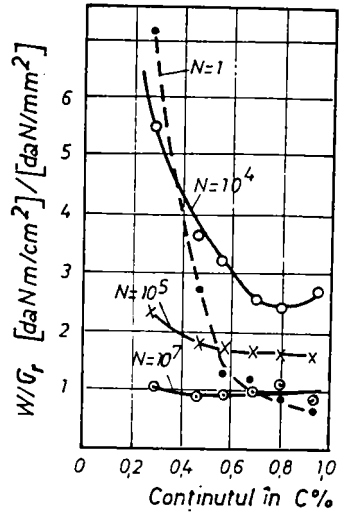


Fig.2.32 Variația raportului dintre energia specifică a unui șoc și rezistența la rupere în funcție de conținutul de carbon [78]

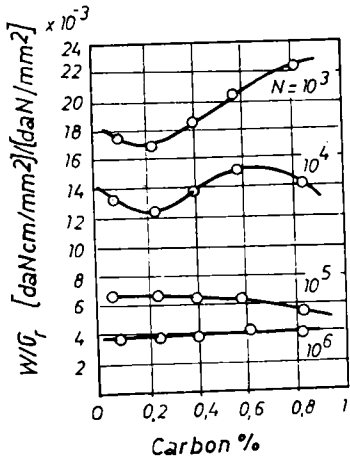


Fig.2.33 Variația raportului dintre energia specifică a unui șoc și rezistența la rupere [203]

Relația dintre sensibilitatea la concentrare a tensiunii q , coeficientul efectiv de concentrare K și coeficientul teoretic de concentrare al tensiunilor α , a fost studiată de M.Kawamoto, F.Hamayoshi, Kozirev și Silkin [78], [203], [90], [182], [183]. Toți acești autori demonstrează că măsura diferențierii între concentrarea elastică a tensiunilor și concentrarea efectivă manifestate la șocuri repetate se poate defini prin același raport ca și în cazul încercărilor la oboseală uzuale:

$$q = \frac{K - 1}{\alpha - 1} \quad (2.15)$$

Kawamoto și Hamayoshi îl denu-

mește pe K "coeficient de încreștere la șoc" și îl definesc ca raportul

$$K = \frac{W}{W'} \quad (2.16)$$

W - energia unui șoc necesară ruperii unei epruvete fără concentrator la N șocuri

W' - energia unui șoc necesară ruperii unei epruvete cu concentrator de tensiune la același număr de șocuri N .

În mod analog se definește coeficientul de încreștere la șoc și în raport cu rezistențele la oboseală care sînt exprimate acum sub forma energiei unui șoc.

2.4. Privire critică asupra stadiului actual al cercetărilor privind comportarea metalelor la șocuri repetate

Din cele prezentate anterior reiese că deși în ultimul timp începe să se acorde o atenție ceva mai mare studiului comportării la șocuri repetate a unor metale și aliaje, problema nu are încă o rezolvare satisfăcătoare.

Ca urmare în cele mai multe cazuri dimensionarea pieselor și elementelor de rezistență, care în exploatare sînt supuse la șocuri repetate, continuă să se facă pe baza datelor obținute la solicitări ciclice care nu includ șocul.

Acest mod de dimensionare este în multe cazuri eronat și duce la limitarea duratei de exploatare a unor mașini și instalații respectiv la micșorarea productivității acestora. Faptul că nu se dispune încă de suficiente informații asupra comportării la șocuri repetate și a unor metode de predicție a durabilității în aceste condiții de solicitare se datorește următoarelor cauze:

A) Caracterul complex al legilor de variație al tensiunilor la solicitări prin șoc și în special la încovoiere prin șoc. Prezența unor discontinuități geometrice (concentratori de tensiune) determină și mai mari complicații la studiul repartiției și variației în timp a tensiunilor în aceste zone.

B) Inexistența unei metodici unanim acceptate pentru studiul durabilității la încercările prin șocuri repetate. Lipsa unei metodici de încercare general recunoscute precum și lipsa unui parametru de apreciere al durabilității unanim acceptat, determină mari neajunsuri în aprecierea și compararea rezultatelor experimentale

obținute de diverși autori.

Folosirea unor instalații fără o analiză amănunțită a funcționării acestora poate duce la o imagine incorectă asupra comportării unui material sau altul la solicitări prin șocuri repetate.

C) Complexitatea și durata încercărilor.

După cum s-a văzut încercările la șocuri repetate au la bază impactul direct sau indirect dintre corpul de lovire și epruvetă. Ca urmare aceste încercări au un caracter mai complex iar frecvența instalațiilor nu poate fi atât de mare ca și la încercările cu variație ciclică a solicitării.

Schimbarea intensității șocului se face prin modificarea masei ciocanului sau a vitezei acestuia. După cum arată o serie de cercetări noi, la viteze mari de lovire degradarea locală prin șocuri repetate nu poate fi corelată cu energia unui șoc.

D) Existența unei păreri eronate printre unii cercetători, cum că încercările prin șocuri repetate nu aduc nimic nou față de încercările ciclice obișnuite și încercările la rupere printr-un singur șoc.

Încercările unor autori de a stabili anumite corelații între durabilitatea la șocuri repetate și alte caracteristici mecanice sau indici de tenacitate nu au avut succes. Această observație atrage atenția că nu se poate aprecia capacitatea de rezistență a unui material la șocuri repetate prin folosirea unor criterii indirecte.

Pornind de la aceste probleme în prezenta teză de doctorat autorul a căutat să abordeze următoarele aspecte legate de studiul durabilității la încercări prin șocuri repetate:

I) Proiectarea și realizarea unor instalații și dispozitive pentru studiul durabilității la șocuri repetate în diverse condiții de solicitare (capitolul 4).

II) Stabilirea parametrilor metrologici ai acestor instalații și elaborarea pe această bază a unor metodici de studiu a durabilității la încercările prin șocuri repetate (capitolul 4).

III) Cercetări privind posibilitatea utilizării epruvetei Charpy V, ca epruvetă tip pentru studiul durabilității la încercările de încovoiere cu șocuri repetate (capitolele 3 și 5).

Cap.3 CERCETARI PRIVIND CALCUL LA SOLICITAREA DE
INCOVOIERE PRIN SOC

3.1. Definirea solicitării de incovoiere prin șoc

Socul de incovoiere sau șocul transversal în cele mai multe cazuri este implicit legat de impactul produs de o masă care cade pe o grindă rezemată într-un anumit mod și care se află în repaus.

Teoria elementară propusă de Cox sau teoria multiplicatorului de impact conform căreia întreaga energie cinetică a masei în cădere se înmagazinează sub formă de energie de deformare în grindă a fost infirmată de rezultatele experimentale [14],[21],[44],[63],[73],[75].

În plus această teorie nu analizează mișcarea grinzii în momentul impactului, neglijând astfel oscilațiile grinzii, precum și forța de șoc. Ca urmare, atunci când se analizează solicitarea de incovoiere prin șoc a unei grinzii este necesar să se pomească de la studiul oscilațiilor de incovoiere.

3.2. Fenomene perturbatorii la solicitarea de incovoiere prin șoc

3.2.1. Oscilațiile de incovoiere ale grinzilor drepte

Se consideră un șoc transversal produs de o sarcină care variază atât în timp, cât și în funcție de abscisa x după o lege cunoscută $p(x,t)$ (fig.3.1).

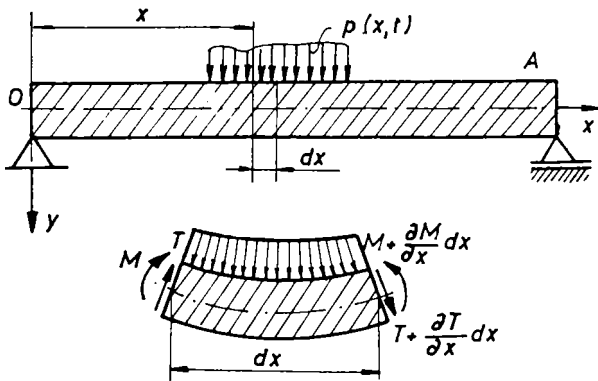


Fig.3.1 Schema încărcării unei grinzii la aplicarea unui șoc transversal

În teoria elementară a oscilațiilor de incovoiere ale unei grinzii de secțiune oarecare însă constantă pe lungimea ei, se presupune că mișcarea fiecărui element al grinzii constă numai dintr-o deplasare a acestuia după o direcție perpendiculară pe axa grinzii.

În fig.3.1 sînt

indicate forțele care acționează asupra unui element infinit mic de lungime dx și care determină o solicitare de încovoiere în planul xOy .

Din condiția de echilibru a elementului și din ecuația de mișcare a acestuia analizată ca o translație în raport cu axa Oy se obține ecuația oscilațiilor unidimensionale de încovoiere sau ecuația de mișcare a grinzii:

$$EI \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + \rho A \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = p(x, t) \quad (3.1)$$

unde: w - săgeata grinzii în planul xOy care este o funcție de x și t
 I - momentul de inerție al secțiunii transversale.

Folosind notațiile:

$$a_0^2 = \frac{E}{\rho}; \quad k = \frac{I}{A}; \quad \bar{p} = p/\rho A$$

ecuația (3.1) devine:

$$\frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = -a_0^2 k^2 \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + \bar{p} \quad (3.1 a)$$

Ecuația (3.1 a) cunoscută și sub numele de ecuația mișcării ondulatorii a oscilațiilor de încovoiere nu este satisfăcută de soluțiile generale de forma: $w = f(x + a_0 t)$ sau $w = f(x - a_0 t)$ stabilite la propagarea undelor unidimensionale.

Rezultă de aici că o perturbație prin încovoiere de o formă oarecare nu se poate propaga în lungul barei fără dispersie. Dacă se acceptă că în lungul barei se propagă, o undă sinusoidală de încovoiere de forma:

$$w = D \cos(qt - f \cdot x) \quad (3.2)$$

unde D - amplitudinea; $q = 2\pi c/\Lambda$ și $f = 2\pi/\Lambda$; diferențiind și înlocuind în ecuația (3.1 a) se obține viteza undei sau viteza fazei:

$$c = 2\pi k \cdot a_0 / \Lambda \quad (3.3)$$

Se vede deci că viteza undei este invers proporțională cu lungimea de undă; dacă lungimea de undă tinde spre zero, viteza cu care aceasta se propagă tinde spre infinit.

Viteza cu care se propagă energia impulsului oscilațiilor de încovoiere, sau viteza cu care se propagă un pachet (tren) de unde caracterizate prin aceeași lungime de undă Λ definește viteza de grup:

$$C_g = c - \Lambda \frac{dc}{d\Lambda} \quad (3.4)$$

de unde:

$$C_g = c + \Lambda \frac{2\pi k \cdot a_0}{2} = 2c \quad (3.4 a)$$

Din relația (3.4 a) se vede că viteza de grup a undelor de încovoiere este egală cu dublul vitezei de fază și care devine infinit în cazul unui impuls compus din unde cu lungimea de undă infinit de mică.

Din această simplă verificare rezultă că ipotezele care au stat la baza obținerii ecuației (3.1 a) nu mai sînt valabile atunci cînd lungimea de undă este de același ordin de mărime cu dimensiunile secțiunii transversale ale grinzii.

Aceasta se datorește următoarelor cauze:

a) Ipoteza conform căreia mișcarea grinzii constă numai dintr-o deplasare în direcția axei y nu-și mai păstrează valabilitatea în cazul unor lungimi de undă mici, și unde trebuie să se țină seama și de mișcarea de rotație a secțiunilor grinzii.

b) Ipoteza conform căreia secțiunea transversală rămîne tot plană își pierde valabilitatea în cazul unor oscilații a căror lungime de undă este de același ordin de mărime cu grosimea grinzii.

Pentru a aduce ecuației (3.1 a) o primă corectură, conform primei observații, trebuie introdus un termen suplimentar care să ia în considerare influența inerției de rotație a elementului.

Dacă se are în vedere că unghiul de rotație al secțiunii transversale în ipoteza micilor deformații este $\partial w / \partial x$ se obține a doua ecuație de mișcare a grinzii [63], [75]:

$$\rho A \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = -EI \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + \rho I \frac{\partial^4 w}{\partial x^4 \partial t^2} + p(x, t) \quad (3.5)$$

sau avînd în vedere notațiile anterioare:

$$\frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = -a_0^2 k^2 \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + k^2 \frac{\partial^4 w}{\partial x^4 \partial t^2} + \bar{p} \quad (3.5 a)$$

Ecuația (3.5 a) reprezintă o altă formă a ecuației de mișcare a grinzii cînd se ia în considerare și influența inerției de rotație și este cunoscută sub numele de ecuația de mișcare a lui Rayleigh [35], [159].

În mod analog dacă se acceptă că în lungul grinzii se propa-

gă o undă sinusoidală de încovoiere de forma (3.2) din ecuația (3.5 a) pentru $\bar{p} = 0$ se obține:

$$c = a_0 \left(1 + \frac{\Lambda^2}{4 \pi^2 k^2} \right) \quad (3.6)$$

din care se poate găsi:

$$C_g = a_0 \left(1 + \frac{\Lambda^2}{4 \pi^2 k^2} \right) \left(1 + \frac{1}{1 + 4 \pi^2 k^2 / \Lambda^2} \right) \quad (3.7)$$

Pentru cazul cînd raportul k/Λ este mic relațiile (3.6) și (3.7) duc la aceleași rezultate ca și (3.3) și (3.4); în schimb cînd raportul k/Λ este mare c și C_g tind către a_0 .

Rezultă deci că ecuația de mișcare a lui Rayleigh este mai acceptabilă din punct de vedere fizic, întrucît prin aceasta nu se mai ajunge la o valoare infinită a vitezei de grup.

Totuși așa după cum arată Timoshenko, corecția care trebuie să ia în considerare și deformația unghiulară a unui element al grinzii este tot atît de importantă ca și corecția inerției de rotație [241].

Dacă se ia în considerare și deformația unghiulară ca urmare a deplanării secțiunii transversale sub acțiunea forței tăietoare T se ajunge la cea de-a treia ecuație de mișcare de forma [63]:

$$\rho A \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = -EI \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + \rho I \left(1 + \frac{E\mu_1}{\eta^* G} \right) \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial t^2} - \frac{\rho^2 I \mu_1}{\eta^* G} \frac{\partial^4 w}{\partial t^4} + p(x, t) \quad (3.8)$$

în care: μ_1 - este un coeficient care depinde de forma secțiunii
 η^* - coeficient care ia în considerare repartitia deformațiilor specifice unghiulare pe înălțimea secțiunii
 G - modulul de elasticitate transversal.

Ecuația (3.8) cunoscută sub numele de ecuația lui Timishenko, spre deosebire de ecuația lui Rayleigh conține doi termeni suplimentari care iau în considerare deplanarea secțiunii transversale a unei grinzi, ca urmare a influenței forței tăietoare.

Folosind notația:

$$\rho^* = 2\mu^*(1 + \nu)$$

în care: - $\mu^* = \frac{1}{\eta^*}$ și care reprezintă un coeficient care ia în considerare atît forma secțiunii cît și repartitia deformațiilor unghiulare

- ν - coeficientul lui Poisson.

Ecuatia (3.8) capata forma generala:

$$\frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = -a_0^2 k^2 \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + k^2 (1 + \varepsilon^*) \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial t^2} - \frac{\varepsilon^* k^2}{a_0^2} \frac{\partial^4 w}{\partial t^4} + \bar{p} \quad (3.8 a)$$

In cazul unei grinzi de sectiune circulara cu raza R in care se propaga o unda sinusoidala, spectrul vitezei de faza pornind de la ecuatia (3.8 a) se obtine prin rezolvarea ecuatiei:

$$\left(\frac{a_0}{c}\right)^2 + \frac{E}{\eta^* G} \left(\frac{c}{a_0}\right)^2 = 1 + \frac{\Lambda^2}{\eta^* R^2} + \frac{E}{\eta^* G} \quad (3.9)$$

si care are doua solutii reale [63].

Ecuatia (3.9) se gaseste intr-o concordanta aproape perfecta cu rezultatele obtinute independent de Pochhammer si Chree pentru $\nu = 0,29$.

Din cele prezentate reiese deci ca teoria oscilatiilor de incovoiere ale grinzilor duce la complicatii mai mari decit teoria oscilatiilor longitudinale sau teoria oscilatiilor de torsiune.

Revenind la ecuatia lui Timoshenko care exprima sub o forma aproape completa miscarea unei grinzi supusa la incovoiere prin soc trebuie remarcat ca ea nu are o solutie analitica directa si necesita in cele mai multe cazuri o rezolvare numerica.

In prezent o atentie deosebita se acorda studiului propagarii undelor de incovoiere aplicind metoda elementului finit [232].

Problema oscilatiilor unei grinzi supuse la un soc transversal devine si mai complicata, daca se ia in considerare faptul ca la anumite viteze mari ale socului in unele sectiuni ale grinzii respectiv in anumite fibre pot sa apara deformatii plastice.

Se va analiza ecuatia de miscare in cazul unui soc care produce o solicitare elasto-plastica in ipoteza schematizarii Prandtl, corespunzator careia avem:

$$\begin{aligned} \sigma &= E \varepsilon = E y \varkappa & \text{pentru} & \quad \varepsilon \leq \varepsilon_c \\ \sigma &= E(1-\beta) \varepsilon = E(1-\beta) y \varkappa & \text{pentru} & \quad \varepsilon \geq \varepsilon_c \end{aligned}$$

in care:

$$\beta = (1 - E'/E)(1 - \varepsilon_c/\varepsilon)$$

E' - modulul de plasticitate

\varkappa - curbura grinzii

ε_c - deformatia specifica corespunzatoare limitei de curgere

In acest caz momentul incovoietor devine:

$$M = E(I - I_1)$$

Diferențiind se obține:

$$T = \frac{\partial M}{\partial x} = EI \frac{\partial \alpha}{\partial x} - E(I_1 + I_2 \alpha) \frac{\partial \alpha}{\partial x}$$

$$\frac{\partial T}{\partial x} = EI \frac{\partial^2 \alpha}{\partial x^2} - E \left\{ I_1 \frac{\partial^2 \alpha}{\partial x^2} + I_2 \left[\alpha \frac{\partial^2 \alpha}{\partial x^2} + 2 \left(\frac{\partial \alpha}{\partial x} \right)^2 \right] + I_3 \left[\alpha \left(\frac{\partial \alpha}{\partial x} \right)^2 \right] \right\}$$

Ecuatia de mișcare a grinzii in faza de încărcare capătă forma:

$$\frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = -a_0^2 k^2 \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} - a_0^2 \bar{p}_* + \bar{p} \quad (3.10)$$

$$\text{unde } \bar{p}_* = k_1^2 \frac{\partial^2 \alpha}{\partial x^2} + k_2^2 \left[\alpha \frac{\partial^2 \alpha}{\partial x^2} + 2 \left(\frac{\partial \alpha}{\partial x} \right)^2 \right] + k_3^2 \left[\alpha \left(\frac{\partial \alpha}{\partial x} \right)^2 \right]$$

$$k_i^2 = I_i / A \quad (i = 1, 2, 3)$$

$$I_1 = \int_A \beta y^2 dA ; \quad I_2 = \int_A \frac{\partial \beta}{\partial \varepsilon} y^3 dA ; \quad I_3 = \int_A \frac{\partial^2 \beta}{\partial \varepsilon^2} y^4 dA$$

Presupunem acum că la un anumit moment γ^* într-una din secțiunile solicitate plastic începe descărcarea careia îi corespunde $\frac{\partial |\varepsilon|}{\partial \gamma} < 0$.

Momentul inițial al descărcării se determină din condiția ca $\frac{\partial \varepsilon}{\partial \gamma} = 0$ sau

$$\frac{\partial^3 w}{\partial x^2 \partial t} = 0 \quad (3.11)$$

Dacă în momentul inițial al descărcării $\gamma^* = \gamma^*(x)$, săgeata, curbura și momentul incovoietor sînt $w^*(x)$, $\alpha^*(x)$, $M^*(x)$, pentru $\gamma > \gamma^*$ momentul incovoietor și forța tăietoare devin:

$$M = M^* - EI(\alpha^* - \alpha)$$

$$T = \frac{\partial M}{\partial x} = \frac{\partial M^*}{\partial x} - EI \left(\frac{\partial \alpha^*}{\partial x} - \frac{\partial \alpha}{\partial x} \right)$$

astfel încît ecuația de mișcare la descărcarea grinzii devine:

$$\frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = -a_0^2 k^2 \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + \bar{p}^* + \bar{p} \quad (3.12)$$

in care:

$$\bar{p}^{\bar{x}} = -a_0^2 k^2 \frac{\partial^2 \mathcal{L}^{\bar{x}}}{\partial x^2} + \frac{1}{\rho A} \frac{\partial^2 M^{\bar{x}}}{\partial x^2}$$

Ecuatiile (3.10) și (3.12) stabilite inițial de Galin și confirmate de Rahmatulin corectează de fapt ecuația oscilațiilor unidimensionale de încovoiere (3.1 a) prin cele două forțe, denumite de autori forțe fictive și care acționează în faza de încărcare și descărcare la un șoc de încovoiere când apare o solicitare elasto-plastică [61], [163], [240], [243].

Ecuatiile (3.10) și (3.12) pot fi scrise sub o formă generală:

$$\frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = -a_0^2 k^2 \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + \tilde{p} \quad (3.13)$$

Prin urmare în conformitate cu această ecuație la fiecare moment de timp \bar{t} putem avea următoarele situații:

- pe porțiunile din grindă solicitate elastic în ecuația (3.12) sarcina fictivă lipsește deci $\tilde{p} = \bar{p}$;
- pe porțiunile din grindă, unde anumite fibre sînt solicitate peste limita de elasticitate în ecuația (3.12) se va lua în considerare sarcina fictivă $\bar{p}_{\bar{x}}$; adică $\tilde{p} = \bar{p} + \bar{p}_{\bar{x}}$;
- pe porțiunile din grindă solicitate elasto-plastic și unde la momentul de timp $\bar{t}^{\bar{x}}$ începe descărcarea va acționa sarcina fictivă $\bar{p}^{\bar{x}}$; deci $\tilde{p} = \bar{p} + \bar{p}^{\bar{x}}$.

Teoria propusă de Galin și Rahmatulin privind oscilațiile de încovoiere în domeniul elasto-plastic ale grinzilor de lungime finită este interesantă însă ridică numeroase probleme dificile în aplicarea ei într-o problemă concretă. În primul rînd pentru aplicarea ecuației de mișcare (3.13) este necesar să se studieze funcția $\bar{t}^{\bar{x}}(x)$ (vezi ecuația 3.11) care determină momentul descărcării în fiecare secțiune solicitată elasto-plastic. La diferite intervale de timp cît durează șocul și pentru diferite secțiuni arbitrare x folosirea ecuației de mișcare (3.13) implică mari greutăți întrucît trebuie aplicată sub cele trei forme ale ei.

Pe de altă parte chiar în aceste condiții nu se pot studia decât deplasările grinzii, trecerea de la deplasări la tensiuni ridică probleme în primul rînd datorită schematizării adoptate cît și datorită faptului că viteza de deformare influențează esențial caracteristicile mecanice ale materialului.

3.3. Elemente de calcul ale barelor drepte supuse la încovoiere prin șoc

În paragraful anterior s-au prezentat ecuațiile de mișcare ale unei grinzi drepte supusă la un șoc transversal presupunând că sarcina de șoc $p(x,t)$ este cunoscută.

În realitate când șocul apare ca urmare a impactului produs de o masă în cădere pe o grindă rezemată într-un anumit mod, sarcina de șoc devine o forță de impact, $F(\xi,t)$, determinată direct din condițiile în care are loc contactul instantaneu precum și de geometria corpurilor aflate în contact.

Prima rezolvare a șocului de încovoiere a fost dată de Saint-Venant care a dezvoltat teoria șocului de încovoiere bazată pe rezolvarea ecuației oscilațiilor libere ale grinzii:

$$EI \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + \rho A \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = 0 \quad (3.14)$$

În ipoteza că sarcina care produce impactul nu se separă de grindă cel puțin pînă în momentul cînd săgeata grinzii atinge valoarea maximă [63], [44].

În această ipoteză mișcarea poate fi analizată prin oscilațiile libere ale grinzii pe care s-a atașat o sarcină concentrată. Drept condiție inițială se admite că în primul moment al impactului, deplasările tuturor punctelor sînt nule. Vitezele inițiale sînt de asemenea egale cu zero pentru toate punctele grinzii cu excepția punctului în care se produce impactul a cărui viteză este egală cu viteza masei care produce impactul.

Pornind de la aceste condiții inițiale din ecuația (3.14) se poate calcula săgeata $w(x,t)$ sub forma unei serii la care fiecărui termen îi corespunde una din formele oscilațiilor normale ale grinzii împreună cu sarcina.

Astfel pentru o grindă simplu rezemată la care se aplică un șoc la mijlocul deschiderii [63]:

$$w(x,t) = \frac{L^2 v_0^2}{a^2} \sum_{i=1}^{\infty} \frac{1}{\varphi_i^3} \frac{\sin \frac{2\varphi_i x}{L}}{\cos \varphi_i} - \frac{\text{sh} \frac{2\varphi_i x}{L}}{\text{ch} \varphi_i} \frac{1}{\cos^2 \varphi_i - \text{ch}^2 \varphi_i + \frac{2M}{\varphi_i^2}} \sin \frac{4\varphi_i^2 a^2}{L^2} t \quad (3.15)$$

În care φ_i este soluția ecuației transcendente

$$\varphi_1(\operatorname{tg} \varphi_1 - \operatorname{th} \varphi_1) = 2M \quad (3.16)$$

unde $a^2 = \sqrt{\frac{E \cdot I}{\rho \cdot A}}$

M - raportul dintre masa corpului care produce impactul și masa grinzii.

Seria (3.15) este rapid convergentă și avantajoasă pentru calculul săgeților. În schimb curbura grinzii este mult mai sensibilă față de numărul armonicilor luate în considerare fără convergența seriilor din care rezultă aceasta este foarte înceată. Autorul dezvoltă această problemă în lucrarea [244]. Atunci când analiza șocului transversal se face pe baza ecuației oscilațiilor forțate unidimensionale de încovoiere, trebuie să se pornească de la rezolvarea ecuației:

$$EI \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + \rho A \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = \bar{F}(\xi, t) \quad (3.17)$$

care este analoagă cu ecuația (3.1), în care $\bar{F}(\xi, t)$ reprezintă forța de impact corespunzător punctului $x = \xi$. Soluția generală a ecuației (3.17) este de forma

$$w = \sum_{i=1}^{\infty} X_i(x) \cdot q_i(t) \quad (3.18)$$

unde

$X_i(x)$ - funcția fundamentală, ortonormală pe oricare interval de pe lungimea grinzii [63], [73];

$q_i(t)$ - este o funcție numai de timp care se determină din ecuația lui Lagrange:

$$\ddot{q}_i(t) + \omega_i^2 q_i(t) = \frac{1}{\rho A} H_k(t) \quad (3.19)$$

unde

$$\omega_i^2 = \frac{E \int_0^L X_i''^2 dx}{\int_0^L X_i^2 dx} \quad (3.20)$$

și

$$H_k(t) = \frac{F(t) \cdot X_i(\xi)}{\int_0^L X_i^2 dx} \quad (3.21)$$

Soluția ecuației (3.17) în acest caz devine:

$$w(x, t) = \sum_{i=1}^{\infty} X_i \left[q_{i0} \cos \omega_i t + \frac{\dot{q}_{i0}}{\omega_i} \sin \omega_i t + \frac{X_i(\xi)}{\rho A \omega_i \int_0^l X_i^2 dx} \int_0^t F(t_1) \sin \omega_i (t - t_1) dt_1 \right] \quad (3.22)$$

în care

$q_{i0} \sum_{i=1,3,5..}^{\infty} X_i$ - reprezintă săgeata inițială a grinzii

$\dot{q}_{i0} \sum_{i=1,3,5..}^{\infty} \frac{X_i}{\omega_i}$ - reprezintă viteza inițială

t_1 - variabila de integrare

Pentru o grindă aflată inițial în repaus și la care se neglijează săgeata statică produsă de masa m_1 , săgeata în secțiunea în care se aplică șocul devine:

$$w(x, t) = \frac{1}{\rho A} \sum_{i=1,3,5..}^{\infty} \frac{X_i^2(\xi)}{\omega_i \int_0^l X_i^2 dx} \int_0^t F(t_1) \sin \omega_i (t - t_1) dt_1 \quad (3.23)$$

Forța necunoscută $F(t_1)$ se determină analizând separat mișcarea masei m_1 care produce impactul și mișcarea grinzii.

Deplasarea masei m_1 care în momentul contactului cu grinda are viteza v_0 devine:

$$w_m(t) = v_0 t - \frac{1}{m_1} \int_0^t dt \int_0^t F \cdot dt \quad (3.24)$$

Notînd cu $\alpha(F)$ apropierea corpurilor în momentul impactului atunci:

$$w_m(t) = \alpha(F) + w(\xi, t) \quad (3.25)$$

Ecuatia lui Timoshenko pentru cazul cînd nu se ia în considerare influența forfecării și a inerției de rotație devine:

$$v_0 t - \frac{1}{m_1} \int_0^t dt \int_0^t F \cdot dt = \alpha(F) + \frac{1}{\rho A} \sum_{i=1,3,5..}^{\infty} \frac{X_i^2(\xi)}{\omega_i^2 \int_0^l X_i^2 dx} \int_0^t F(t_1) \sin \omega_i (t - t_1) dt_1 \quad (3.26)$$

Ecuatia 3.26 permite determinarea forței de contact pe toată durata șocului dacă se acceptă o anumită dependență dintre forța

de contact și apropierea $\alpha(F)$, deci este cunoscută funcția $\alpha(F)$.

Dacă se ia în considerare influența forfecării și a inerției de rotație pornind de la ecuația (3.8), pentru o grindă simplu rezemată la care se aplică un șoc la mijlocul deschiderii se obține:

$$v_0 t - \frac{1}{m_1} \int_0^t dt \int_0^t F \cdot dt = \alpha(F) + \sum_{i=1,3,5..}^{\infty} \frac{1}{G_i \omega_i} \int_0^t F(t_1) \sin \omega_i (t-t_1) dt_1 \quad (3.27)$$

în care

$$G_i = \frac{\rho AL}{2} \left[1 + \frac{i^2 \pi^2 I}{AL^2} (1 - 2r_1 q_i + r_2 q_i^2) \right]$$

$$q_i = \frac{\rho \omega_i^2 L^2}{\eta^* G_i \pi^2}$$

$$\omega_i^2 = \left\{ 1 + \frac{I}{A} \left(1 + \frac{r_1 E}{\eta^* G} \right) \frac{i^2 \pi^2}{L^2} \pm \sqrt{\left[1 + \frac{I}{A} \left(1 + \frac{r_1 E}{\eta^* G} \right) \frac{i^2 \pi^2}{L^2} \right]^2 - \frac{4r_1 E E I^2 i^4 \pi^4}{\eta^* A^2 G L^4}} \right\} : \frac{2r_1 I}{\eta^* A G} \quad (3.28)$$

η^* , r_1 , r_2 - coeficienți de formă ai secțiunii grinzii.

Determinarea forței de contact în acest caz complică și mai mult problema avînd în vedere că însumarea trebuie să se facă pentru cele două forme de unde (vezi ecuația 3.28).

Perticularizînd, ecuația (3.26) pentru cazul unei grinzi simplu rezemate de secțiune constantă la care șocul se aplică la mijlocul deschiderii, se obține:

$$v_0 t - \frac{1}{m_1} \int_0^t dt \int_0^t F \cdot dt = \alpha(F) + \frac{2}{\rho AL} \sum_{i=1,3,5..}^{\infty} \frac{1}{\omega_i} \int_0^t F(t_1) \sin \omega_i (t-t_1) dt_1 \quad (3.29)$$

în care

$$\omega_i = \frac{i^2 \pi^2 a^2}{L^2}$$

Atît ecuația (3.26) cît și ecuația (3.27) nu pot fi rezolvate decît prin metode numerice în directă dependență cu o anumită lege a contactului dintre corpul de lovire și grindă.

Dacă raza suprafeței de contact este mică în comparație cu dimensiunile corpurilor în contact, apropierea α poate fi calculată cu relația propusă de Staerman [159]:

$$\alpha = K_2(F) \frac{2s}{2s+1} \quad (3.30)$$

s - coeficient care depinde de natura contactului.

După Hertz:

$$\alpha = K_2 F^{2/3} \quad (3.31)$$

Goldsmith propune o relație de forma [63]:

$$\alpha = K_2 F^n \quad (3.32)$$

unde K_2 și n se determină în funcție de caracterul șocului.

Ecuatiile (3.26) și (3.27) au fost rezolvate prin metoda diferențelor finite, acceptând că forța de contact este constantă pe un interval de timp foarte scurt τ .

Corespunzător unui interval de timp $t = n\tau$, ecuația (3.27) când se neglijează inerția de rotație și forfecarea, devine:

$$\alpha(F) = v_0 n \tau - \frac{\tau^2}{m_1} \sum_{j=1}^n Q_j F_j - \frac{2L^3}{EIT^4} \sum_{j=1}^n F_j \sum_{i=1,3,5}^{\infty} \frac{\cos \frac{i^2 \tau^2 a^2}{L^2} (n-j)\tau - \cos \frac{i^2 \tau^2 a^2}{L^2} (n-j+1)\tau}{i^4} \quad (3.33)$$

Seria $\sum_{j=1}^n Q_j F_j$ poate fi calculată aproximînd curba de variație $F(t)$ printr-o dependență continuu liniară :

$$Q_j F_j = 2 \left[(n-1)F_1 + (n-2)(F_2 - F_1) + \dots + (n-j)(F_j - F_{j-1} + F_{j-2} - \dots - F_1) + \dots + (F_{n-1} - F_{n-2} + F_{n-3} - \dots - F_1) \right] + \frac{1}{2}(F_n - F_{n-1} + F_{n-2} - \dots - F_1) \quad (3.34)$$

Dacă se acceptă legea lui Hertz, ecuația (3.33) devine o ecuație de gradul trei în F și care nu poate fi rezolvată decît numeric.

Precizia cu care se calculează forța de șoc pe toată durata

impactului depinde de numărul de intervale în care a fost discretizată durata totală a șocului precum și de numărul de armonici care se însumează.

Atunci când se ia în considerare influența inerției de rotație și a forfecării, problema determinării forțelor de șoc devine mai complicată deoarece însumarea trebuie să se facă pentru ambele forme de unde.

Având cunoscute forțele de șoc pentru fiecare interval de timp, se pot calcula săgețile grinzii respectiv tensiunea dacă se cunoaște modulul de elasticitate:

$$w(x,t) = \frac{2}{\rho AL} \sum_{i=1,3,5..}^{\infty} \frac{1}{\omega_i} \sin \frac{i\pi}{2} \sin \frac{i\pi x}{L} \int_0^t F(t_1) \sin \omega_i (t-t_1) dt_1 \quad (3.35)$$

$$(\sigma, t) = \pm \frac{2E\gamma}{\rho ALa^2} \sum_{i=1,3,5..}^{\infty} (-1)^{\frac{i-1}{2}} \sin \frac{i\pi x}{L} \int_0^t F(t_1) \sin \frac{i^2 \pi^2 a^2}{L^2} (t-t_1) dt_1 \quad (3.36)$$

Elementele de calcul date în acest capitol precum și observațiile critice făcute sînt indispensabile la întocmirea programelor de calcul numeric pentru unele mărimi ce interesează cercetarea întreprinsă.

3.3. Elaborarea unor programe de calcul automat la încovoiere prin șoc

3.3.1. Condiții inițiale de calcul

Studiul durabilității la încercările de încovoiere prin șoc repetat a necesitat inițial o analiză teoretică amănunțită a spectrului unui șoc în condițiile specifice mașinii de încercare la șocuri repetate de tip Amsler (MS-5).

Instalația avînd patru compartimente de lucru a fost concepută inițial pentru încercări la șocuri repetate a unor epruvete de secțiune circulară cu diametrul cuprins între (16...20) mm și cu deschiderea de 170 mm.

Intrucît primele cercetări ale fenomenului de oboseală la încercările prin șocuri repetate s-au făcut pe instalația Amsler originală, prima parte a studiului teoretic s-a axat pe analiza șocului de încovoiere utilizînd epruvete cu diametrul de 16 mm și deschidere de 170 mm la care se aplică un șoc la mijlocul deschiderii.

Avînd în vedere că autorul propune în final ca epruvetă tip pentru încercări la șocuri repetate epruveta de reziliență, studiul a fost extins și pentru epruvete prismatice de lungime mică (vezi capitolul 5). În toate calculele drept masă care produce impactul a fost considerată masa pendulului redusă în centrul de percuție, corespunzător fiecărui compartiment (vezi capitolul 5).

3.3.2. Programe de calcul pentru epruvete lungi [44],[244]

După cum s-a văzut anterior șocul de încovoiere sau șocul transversal nu are o rezolvare analitică, necesitînd o rezolvare numerică.

Aplicarea unor metode numerice de calcul într-o problemă complexă cum este cea a șocului de încovoiere a impus rezolvarea unor programe pe calculatorul FELIX CE-256. În prima etapă autorul a înlocuit programele de calcul ale șocului de încovoiere aplicînd teoria lui Saint Venant și teoria lui Timoshenko fără a lua în considerare forfecarea și inerția de rotație.

Ambele metode de calcul se pretează la bare de lungime mare unde influența inerției de rotație și a forfecării pot fi neglijate. În studiul efectuat au fost analizate ambele teorii deosebite pînă la ora actuală nu s-a făcut încă o analiză comparativă a acestora.

Aplicarea teoriei lui Saint Venant bazată pe rezolvarea ecuației (3.14) a condus la realizarea unui program de calcul a săgeților pe care le poate obține o grindă avînd diferite moduri de rezemare și la care impactul se poate aplica în orice secțiune a ei.

În figura 3.2 este prezentată schema logică a programului de calcul a săgeților unei grinzi simplu rezemate la care se aplică un șoc la mijlocul deschiderii.

În figura 3.3 s-a indicat ca exemplu variația săgeților în cinci secțiuni caracteristice ale unei epruvete în funcție de timp, pe toată durata impactului, corespunzător unui raport între masa ciocanului pendul și a epruvetei de 10,6.

După punerea la punct a programului de calcul bazat pe teoria lui Saint-Venant s-a trecut la realizarea unui program de calcul mai complex avînd la bază teoria lui Timoshenko fără a lua inițial în considerare inerția de rotație și forfecarea.

Teoria lui Timoshenko spre deosebire de teoria lui Saint-Venant are la bază așa după cum s-a văzut determinarea în prealabil a forțelor de șoc pe toată durata impactului acceptînd o anumită le-

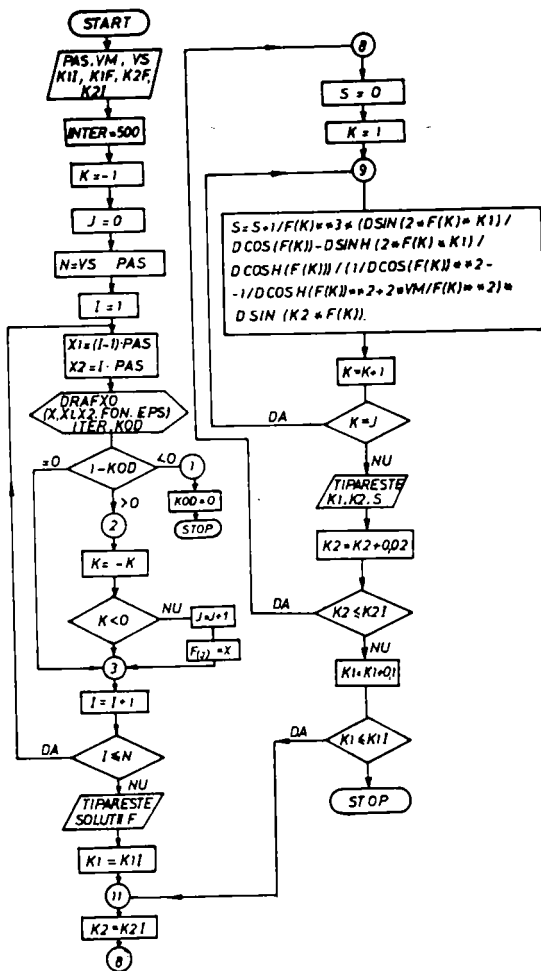


Fig.3.2 Schema logică a programului de calcul la încovoiere prin șoc aplicând teoria lui Saint-Venant

ge a contactu-
lui ciocan-epru-
vetă.

Acceptînd ca lege a contactu-
lui elastic - le-
gea lui Hertz -
s-a putut da o
rezolvare a ecua-
ției (3.31) care
în aceste condi-
ții devine o ecua-
ție de gradul
trei în F cu o
soluție reală și
două soluții i-
maginare.

La întocmirea
programului de
calcul s-au avut
în vedere o serie
de particulari-
tăți ale metodei
matematice care
au conferit pro-
gramului o serie
de trăsături
specifice. Meto-
da aleasă presu-
pune următoarele:

- un volum de calcul deosebit de mare pentru

obținerea unui număr relativ mic de rezultate. Acest volum mare de calcule se datorește în principal faptului că fiecare valoare a forței de contact rezultă din efectuarea unor serii de calcule asupra tuturor celorlalte valori ale forțelor obținute anterior. Ca urmare s-a putut aprecia că numărul operațiilor efectuate crește aproape dublu cu fiecare rezultat nou care se obține;

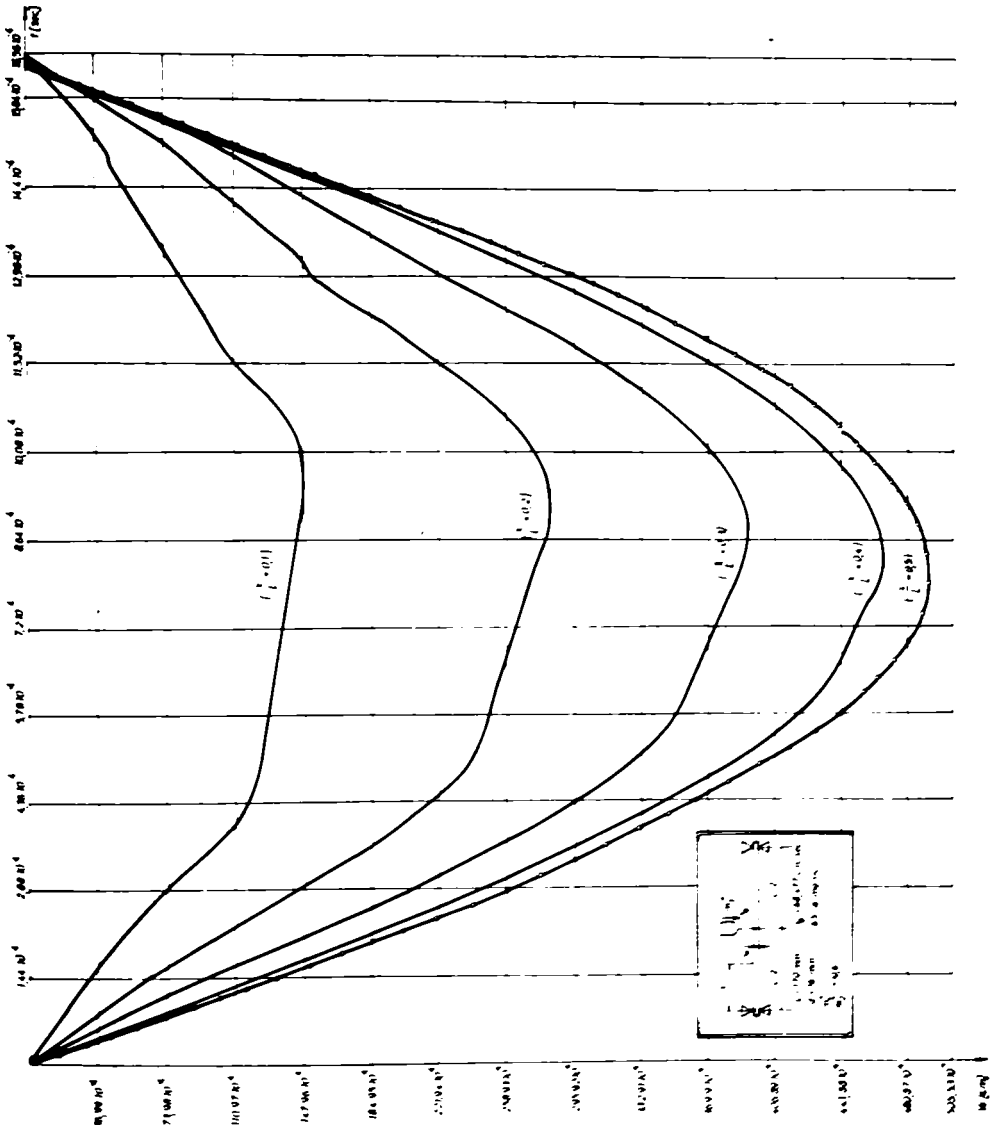
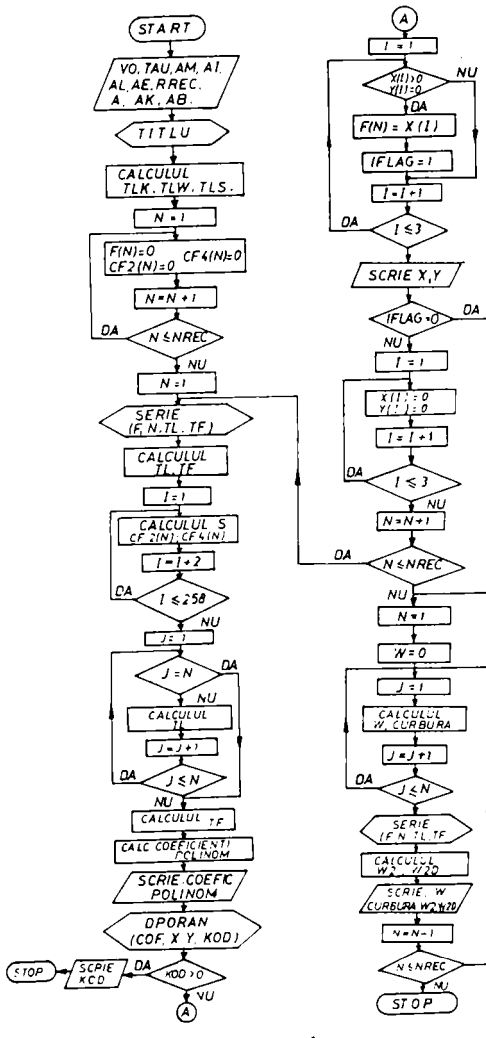


Fig. 3.3 Variația
 săgeților în
 cinci secțiuni
 caracteristice
 la aplicarea te-
 oriei lui Saint-
 Venant
 ($m_1/m_2 = 10,6$)

- valorile intermediare obținute sînt absolut necesare în următoarele etape de calcul, fapt ce implică folosirea unei memorii extinse;

- în decursul unei etape de calcul la obținerea valorilor coeficienților ecuației de gradul trei în F, diferența dintre ordinul de mărime între valorile intermediare obținute atinge cifra 10^{20} fapt ce atrage dificultăți în obținerea unei precizii de calcul corespunzătoare.



Avînd în vedere aceste aspecte legate de metoda matematică, programarea s-a efectuat în două etape:

În prima etapă s-a realizat un program a cărui schemă logică este indicată în figura 3.4.

Programul respectiv a fost efectuat pentru testarea matematică și pentru o primă evaluare a performanțelor sistemului.

În urma unor rulări repetate s-au constatat următoarele:

- timpul de rulare pentru determinarea a 300 de valori intermediare ale for-

Fig.3.4 Schema logică a primului program de calcul la șoc aplicînd teoria lui Timoshenko

ței de contact era de aproximativ trei ore;

- programul ocupa întreaga memorie disponibilă pentru tabele, avînd mărimea de 300 de elemente;

- cu creșterea numărului de operații, precizia a scăzut, fapt care a avut repercursiuni asupra rezultatelor obținute.

Acest prim program se poate utiliza cu suficientă precizie pentru determinarea forțelor de contact în cazul unui șoc transversal cu durată redusă a timpului de contact și la care nu se manifestă repetarea ciocnirilor.

În cazul unor durate mari ale contactului și pentru evidențierea ciocnirilor repetate, programul realizat în prima etapă nu corespunde avînd în vedere că intervalele de timp τ au trebuit să fie mult micșorate față de cazul anterior.

Micșorarea intervalului de timp τ în decursul căruia se acceptă că forța are o variație liniară în timp a dus la creșterea volumului de calcule care trebuiau efectuate. În afară de forțele de contact s-a pus deasemeni problema ca paralel cu acestea să fie calculate și săgețile și curbura grinzii.

Toate acestea au făcut ca programul elaborat în prima etapă să nu mai corespundă avînd în vedere și timpul de execuție foarte lung cît și necesitatea apelării la memorii externe de mare capacitate.

În cadrul celei de a doua etape de programare măsurile adoptate pentru îmbunătățirea programului realizat în prima etapă s-au concretizat prin următoarele:

- s-au calculat la început toate valorile variabilelor care apăreau consecvent în decursul calculelor;

- s-a stabilit o corelație între termenii seriei (3.32) astfel ca această serie să fie calculată într-un timp mult mai scurt;

- printr-o analiză mai amănunțită a seriei trigonometrice care apare în partea finală a ecuației (3.31) s-a putut constata o repetare a ei în etapele anterioare, fapt ce a determinat ca în cadrul unei etape să fie calculată numai ultima serie trigonometrică aferentă etapei respective, celelalte fiind reținute din etapele anterioare;

- pentru asigurarea unei precizii ridicate s-a trecut la efectuarea calculelor în dublă precizie;

- programul a fost segmentat astfel încît spațiul de memorie să fie folosit în mod optim la mărirea tabelor cu peste 700 de

elemente.

In procesul de segmentare s-a ținut cont de faptul că un segment din ramificație să fie prezent cît mai mult timp posibil

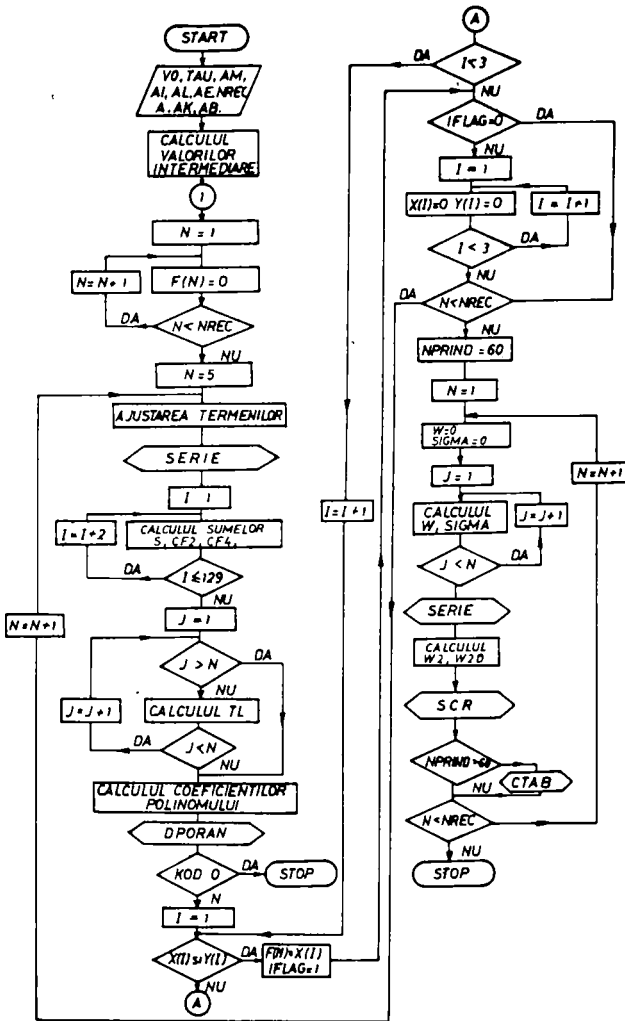


Fig.3.5 Schema logică a celui de-al doilea program de calcul la șoc aplicînd teoria lui Timoshenko

in memorie, asigurîndu-se în acest fel un timp redus de execuție a programului. Structura arborescentă care a rezultat are forma din figura 3.5.

Segmentele A, B, C și D se acoperă în timpul execuției programului. In plus pentru asigurarea unui spațiu de memorie cît mai mare citirile au fost suprimate și înlocuite cu declarații de tip DATA, scrierile făcîndu-se numai în segmentele A, B și C.

In această situație performanțele obținute sînt:

- se pot calcula între 700...1400 valcri ale forțelor de contact, săgeți și curburi fără a face apel la memorii externe de mare capacitate care ar mări timpul de execuție;

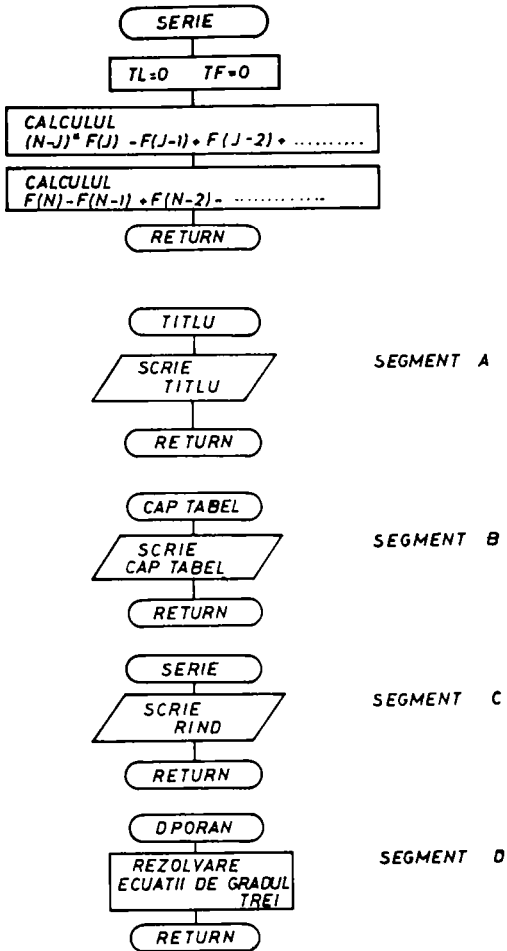


Fig.3.6 Schema de segmentare a programului

canului pendul de pe epruvetă.

Variația forțelor de contact a săgeților și curburilor pe care le poate obține o epruvetă de secțiune circulară cu diametrul de 16 mm la o deschidere de 170 mm corespunzător celor patru posturi ale ciocanului Amsler sînt indicate în figurile 3.7, 3.8, 3.9 și 3.10.

Făcînd o comparație între cele două teorii atunci cînd s-au luat în considerare același număr de armonici a rezultat următoarele:

- timpul de execuție pentru 700 de valori ale forțelor de contact, săgeți și curburi este de aproximativ o oră, perioadă în care se execută aproximativ 10^9 operații de calculator;

- programul permite luarea în considerare și a termenilor specifici inerției de rotație și a forfecării atunci cînd se aplică teoria lui Timoshenko sub forma ei generală.

Realizarea acestui program a permis o analiză secvențială completă a șocului de încovoiere evidențiind caracterul repetat al ciocmirilor pînă în momentul desprinderii cio-

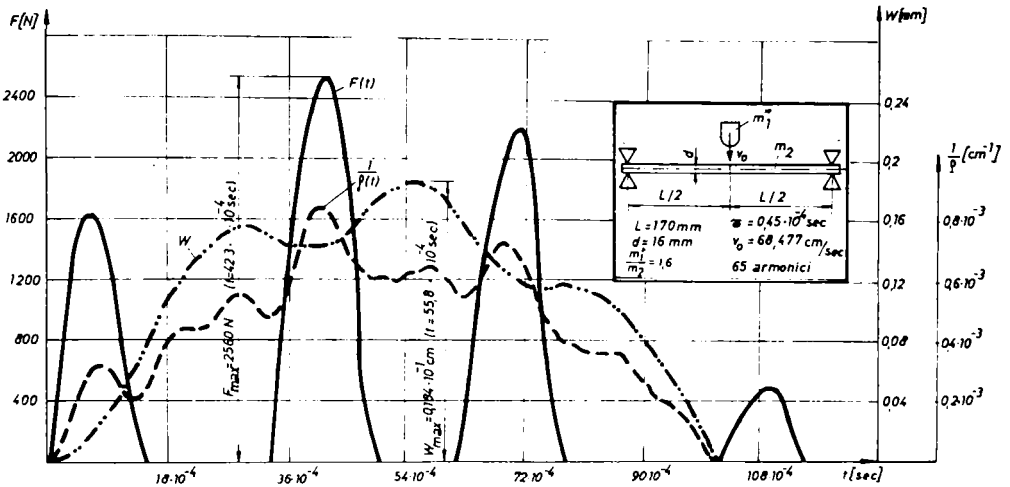


Fig.3.7 Diagramele $F(t)$, $w(t)$ și $\frac{1}{p(t)}$ pentru raportul $\frac{m_1^*}{m_2} = 1,6$

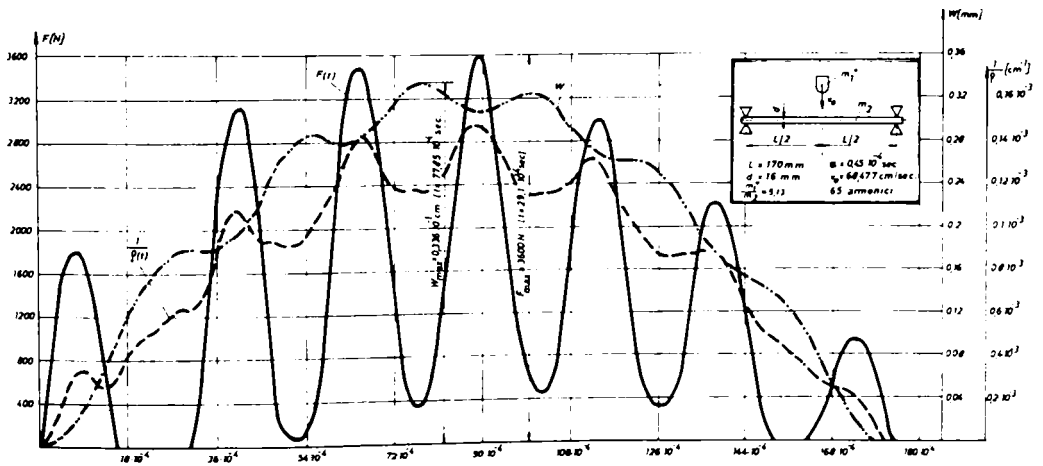


Fig.3.8 Diagramele $F(t)$, $w(t)$ și $\frac{1}{p(t)}$ pentru raportul $\frac{m_1^*}{m_2} = 5,13$

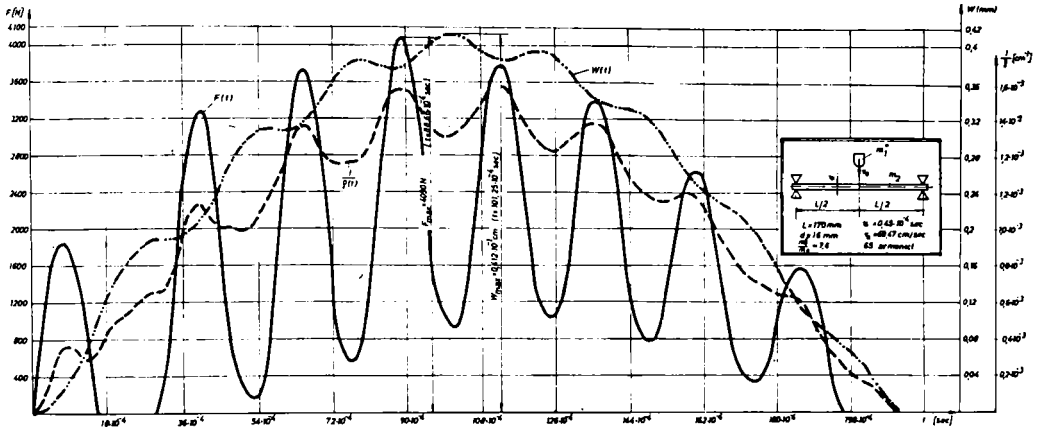


Fig.3.9 Diagramele $F(t)$, $w(t)$ și $\frac{1}{p(t)}$ pentru raportul $m_1/m_2 = 7,6$

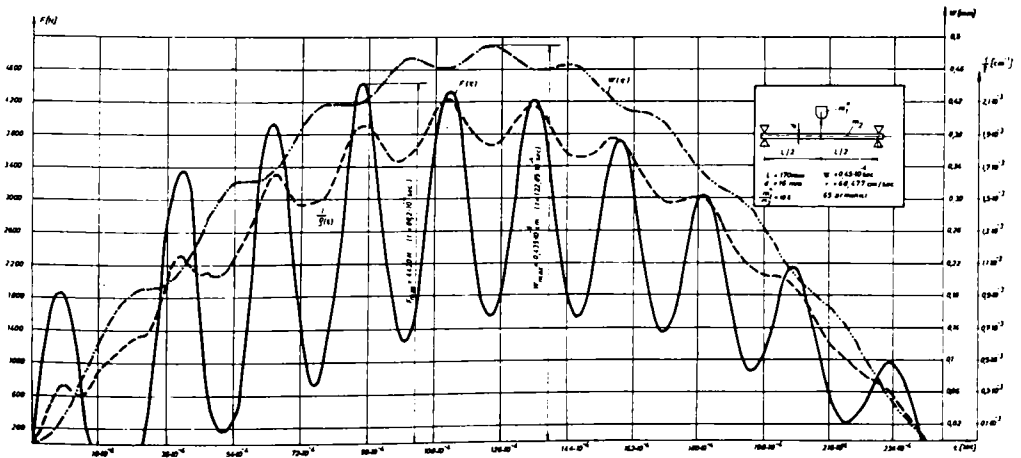


Fig.3.10 Diagramele $F(t)$, $w(t)$ și $\frac{1}{p(t)}$ pentru raportul $m_1/m_2 = 10,6$

- săgețile maxime conform ambelor teorii sînt aproximativ aceleași;

- durata șocului după teoria lui Saint-Venant este aproximativ egală cu intervalele de timp corespunzătoare primei ciocniri după teoria lui Timoshenko;

- intervalul de timp în care se atinge săgeata maximă după teoria lui Saint-Venant este comparabil cu intervalul de timp corespunzător atingerii forței maxime de la prima ciocnire, atunci cînd se ia în considerare teoria lui Timoshenko.

Reiese de aici că în cazul barelor de lungime mare atunci cînd nu interesează secvența completă a șocului ci numai săgeata maximă poate fi aplicată teoria lui Saint-Venant care este o teorie mai simplă și cu un volum de calcule mai redus.

3.3.3. Programe de calcul pentru epruvete scurte

Atunci cînd șocul de încovoiere se aplică pe o bară scurtă de tipul unei epruvete Charpy trebuie luată în considerare forfecarea și inerția de rotație (capitolul 5).

Rezolvarea ecuației (3.27) acceptînd o anumită lege a contactului complică suplimentar problema deoarece însumarea trebuie să se facă pentru ambele forme de unde (vezi ecuația 3.28).

Acceptînd și aici legea lui Hertz pentru un contact elastic de tipul sferă plan, ecuația (3.27) a fost rezolvată de asemeni prin metoda diferențelor finite. Corespunzător intervalului de timp, $t = n\tau$, forța de contact F_n este dată de relația:

$$\begin{aligned}
 (F_n/E_2)^{2/3} = & \nu_0 n \tau - \frac{\tau^2}{E_1} \left\{ 2[(n-1)F_1 + (n-2)(F_2 - F_1) + \dots \right. \\
 & + \dots + (n-j)(F_j - F_{j-1} + F_{j-2} - \dots \pm F_1) + \dots (F_{n-1} - F_{n-2} + F_{n-3} - \dots \\
 & \left. \dots \pm F_1) \right] + \frac{1}{3}(F_n - F_{n-1} + F_{n-2} - \dots \pm F_1) \left. \right\} - \\
 & - \left\{ F_1 \left[\sum_{i=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{\cos(n-1)\omega_i \tau - \cos\omega_i n\tau}{G_i' \omega_i^2} + \sum_{i=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{\cos(n-1)\omega_i'' \tau - \cos n\omega_i'' \tau}{G_i'' \omega_i''^2} \right] + \right. \\
 & + F_2 \left[\sum_{i=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{\cos(n-2)\omega_i \tau - \cos(n-1)\omega_i \tau}{G_i' \omega_i^2} + \sum_{i=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{\cos(n-2)\omega_i'' \tau - \cos(n-1)\omega_i'' \tau}{G_i'' \omega_i''^2} \right] + \\
 & \left. + \dots F_n \left[\sum_{i=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{(1 - \cos\omega_i \tau)}{G_i' \omega_i^2} + \sum_{i=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{(1 - \cos\omega_i'' \tau)}{G_i'' \omega_i''^2} \right] \right\} \quad (3.37)
 \end{aligned}$$

in care forțele P_1, P_2, \dots, P_{n-1} au fost calculate in etapele anterioare, iar ω_1' și ω_1'' sînt cele două soluții ale ecuației (3.28).

Pentru calculul forțelor de contact, a săgeților și a curburii in cazul epruvetelor scurte s-a întocmit un nou program care in principiu a avut aceeași schemă logică cu cel prezentat in figurile 3.5 și 3.6 cu particularitatea că s-a acordat o atenție deosebită reținerii in memorie a variabilelor care intervin sistematic in decursul calculului.

Programul a inclus și calculul vitezei ciocanului din momentul primului contact cu epruveta și pînă la desprinderea de aceasta.

Convergența înceată a seriilor care intervin in ultima parte a ecuației 3.37, precum și a celor care intervin la calculul curburii au impus luarea in considerare de această dată a unui număr mult mai mare de armonici.

Variația forțelor de contact a săgeților și a curburii pentru epruvetele $10 \times 10 \times 55$ mm la care s-a aplicat un șoc la mijlocul deschiderii, corespunzător celor patru posturi ale mașinii Ansler MS-5, sînt indicate in figurile 3.11, 3.12, 3.13 și 3.14.

Pentru comparație in figurile 3.12, 3.12, 3.13 și 3.14 s-au trecut și diagramele acelorasi mărimi in cazul cînd nu se ia in con-

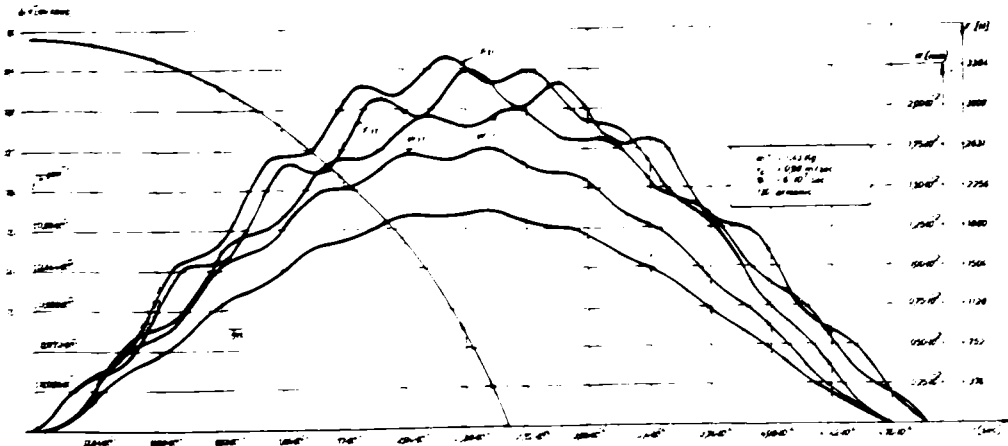


Fig. 3.11 Diagramele $P(t)$, $w(t)$ și $\dot{v}(t)$ la aplicarea unui șoc la postul I al MS-5

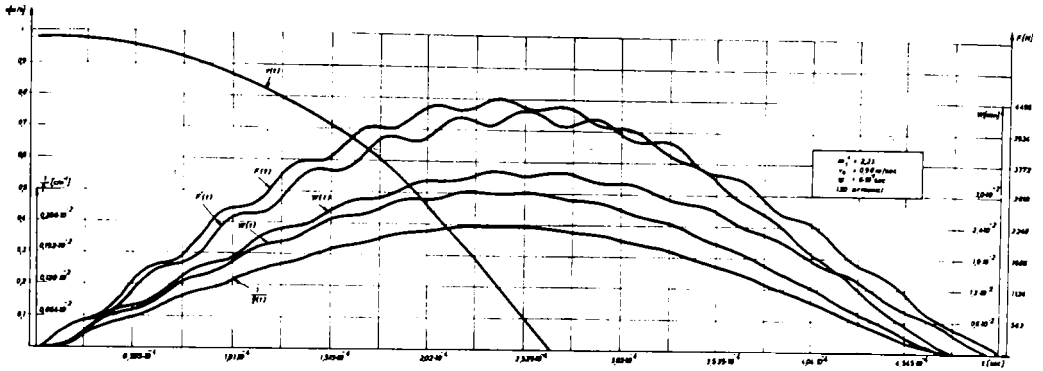


Fig.3.12 Diagramele $F(t)$, $w(t)$ și $\frac{1}{\phi(t)}$ la aplicarea unui șoc la postul II al MS-5

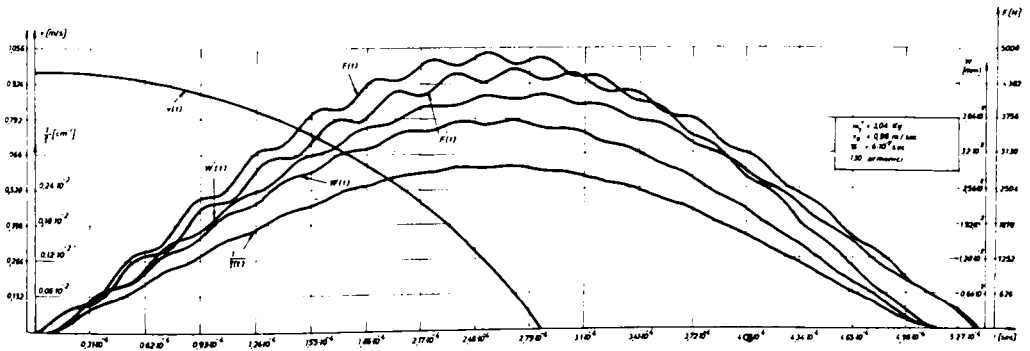


Fig.3.13 Diagramele $F(t)$, $w(t)$ și $\frac{1}{\phi(t)}$ la aplicarea unui șoc la postul III al MS-5

siderare forfecarea și inerția de rotație, obținute prin însumarea aceluiași număr de armonici. Mărimile calculate luând în considerare inerția de rotație și forfecarea poartă indicele prim (fig.3.11, 3.12, 3.13, 3.14).

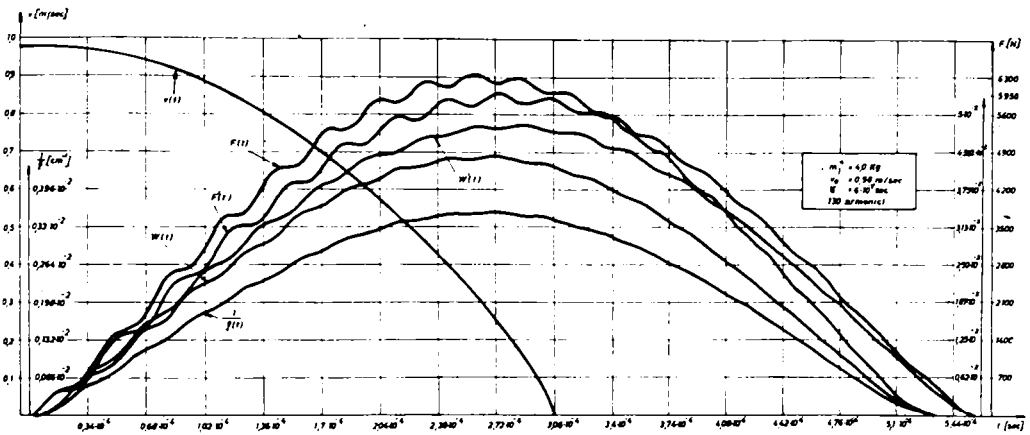


Fig.3.14 Diagramele $F(t)$, $w(t)$ și $\frac{1}{p(t)}$ la aplicarea unui șoc la postul IV al MS-5

3.4. Observații și concluzii privind rezultatele obținute pe bază programelor de calcul elaborate de autor

Realizarea unor programe de calcul caracterizate printr-o durată scurtă de rulare, cu posibilități de aplicare pentru orice parametri ai șocului, lucrând în dublă precizie a permis nu numai definirea principalelor mărimi mecanice specifice șocului transversal dar și o analiză a principalelor metode de calcul. S-a dovedit astfel că teoria lui Timoshenko cu toate dificultățile legate de aplicarea ei, rămâne teoria cea mai completă pentru studiul șocului de încovoiere.

Aplicarea acestei teorii în condițiile unei mașini pentru încercări la șocuri repetate (MS-5), a evidențiat în primul rând caracterul secvențial al șocului de încovoiere care apare din momentul primului contact al ciocanului cu epruveta și pînă la separarea completă de acesta.

Deci un șoc de încovoiere se caracterizează de fapt prin mai multe ciocniri repetate, dificil de studiat experimental avînd în vedere intervalele de timp extrem de scurte în care acestea se produc (aproximativ $2 \cdot 10^{-9}$ secunde).

La creșterea raportului dintre masa ciocanului și masa epruve-

tei (m_1^*/m_2), numărul ciocnirilor repetate corespunzător unui șoc crește, fapt ce crează mari dificultăți la studiul durabilității la încercările prin șocuri repetate (fig. 3.7, 3.8, 3.9, 3.10).

Faptul că forța maximă nu se atinge în general la prima ciocnire, complică mult problema calculului deformațiilor și a tensiunilor care apar la șoc.

După cum s-a văzut la epruvetele de lungime mare se poate aplica cu suficientă precizie teoria lui Timoshenko fără a lua în considerare influența inerției de rotație și a forfecării. Pentru aceleași epruvete teoria lui Saint-Venant este în concordanță destul de bună cu teoria lui Timoshenko în ceea ce privește valorile maxime ale săgeților. În schimb după teoria lui Saint-Venant durata șocului corespunde cu intervalul de timp corespunzător primei ciocniri după teoria lui Timoshenko.

Aplicarea teoriei lui Timoshenko sub forma ei completă adică luând în considerare forfecarea și inerția de rotație a dovedit o micșorare a forțelor la șoc și o extindere a duratei șocului (fig. 3.11, 3.12, 3.13, 3.14).

Analizând figurile 3.11, 3.12, 3.13 și 3.14 se vede că în perioada inițială a contactului inerția de rotație și forfecarea nu influențează în mod deosebit mișcarea barei.

Deci chiar în cazul unor epruvete scurte la care durata contactului este relativ mică, teoria lui Timoshenko fără cele două corecții se poate aplica cu suficientă precizie.

În schimb așa după cum se vede în condițiile șocului de la MŞ-5 folosind epruveta de reziliență corecțiile legate de influența inerției de rotație și a forfecării sînt absolut necesare. Caracterul secvențial al șocului de încovoiere împreună cu alte elemente specifice șocului de încovoiere care vor fi analizate mai amănunțit în capitolul 5 au condus la acceptarea ca parametru de apreciere a durabilității a energiei unui șoc.

Pe baza programelor întocmite pot fi extinse o serie de studii privind influența intervalului de timp τ , a numărului de armonici precum și a altor legi de contact, asupra principalelor mărimi care definesc șocul de încovoiere.

Introducerea în ecuația lui Timoshenko și a altor corecții legate de amortizarea șocului în reazeme și în ciocanul pendul au constituit și pot constitui obiectul altor cercetări [49].

Cap.4 CONTRIBUTII LA PERFECTIONAREA METODICII DE INCERCARE LA SOCURI REPETATE

In Laboratorul de Rezistența materialelor al Institutului Politehnic "Traian Vuia" din Timișoara s-au inițiat primele încercări la șocuri repetate din țară și care au fost încercări de pionierat pe plan mondial.

Se pot aminti lucrările privind rezistența dinamică a fontei precum și lucrările în care s-au studiat pentru prima dată în literatură comportarea unor oțeluri la solicitări variabile cu șocuri adiționale [128], [129], [130], [131], [132].

Intrucât la noi în țară ^{si} aceste încercări au un caracter limitat ^{in Cap. 2} deoarece după cum s-a văzut ⁱⁿ aici pe plan mondial metodica încercărilor la șocuri repetate nu este unanim acceptată, una din problemele prezentei teze de doctorat a constituit-o organizarea și dotarea unui laborator pentru încercări la șocuri repetate.

In acest context, autorul a proiectat și realizat o serie de instalații și dispozitive brevetate ca invenții și inovații. In același timp o parte din mașinile existente au fost re-proiectate și adaptate astfel încât la ora actuală în laboratorul de Rezistența materialelor se pot efectua încercări la șocuri repetate pe materiale și elemente de rezistență în diverse condiții de solicitare. Aspectele specifice comportării materialelor la încercările prin șocuri repetate așa după cum s-a văzut în capitolul 2 au impulsionat realizarea unor mașini tot mai perfecționate. O analiză amănunțită a tipurilor de mașini destinate încercărilor de materiale la șocuri repetate a fost făcută de autor în lucrările [21], [45].

Mașinile pentru încercări la șocuri repetate cu perioadă constantă de aplicare a șocului se clasifică, după mai multe criterii. O clasificare a mașinilor de oboseală prin șoc în funcție de modul în care se realizează impactul este indicată în tabelul 4.1 [45].

In cele ce urmează se vor prezenta instalațiile proiectate și realizate de autor precum și unele rezultate experimentale obținute pe aceste instalații.

4.1. Contribuții la studiul și proiectarea unor echipamente pentru încercări la tracțiune prin șocuri repetate

Încercarea la tracțiune prin șocuri repetate constituie o încercare cu o largă extindere pentru studiul durabilității materiale-

Mașini de oboseală prin șoc.			
A. Mașini cu deplasarea ciocanului.			B. Mașini cu deplasarea epruvetei.
A.1. Mașini cu ciocan în cădere.		A.2. Mașini cu disc în rotație	
A.1.1. Ciocan în mișcare de translație	A.1.2. Ciocan pendul		
A.1.1.1. Cadere liberă	A.1.1.2. Cu accelerație suplimentară	A.1.2.1. Cadere liberă	A.1.2.2. Cu accelerație suplimentară
	<ol style="list-style-type: none"> 1. Disc în rotație 2. Ciocan 3. Piston 4. Epruvetă 5. Bară dinamometrică. 		
	<ol style="list-style-type: none"> 1. excentric 2. epruvetă 3. cadru 4. perete rigid 5. tijă de reglare 6. bile 7. vibromotor 		

lor la care în exploatare apar șocuri repetate.

Intrucât laboratorul de Rezistența materialelor al I.P. "Traian Vuia" Timișoara nu era dotat cu asemenea mașini, autorul pe parcursul anilor a proiectat trei mașini pentru încercări la tracțiune prin șocuri repetate dintre care două au fost materializate și folosite în cadrul încercărilor curente, iar a treia se află în prezent în fază de execuție.

4.1.1. Descrierea mașinii de șocuri Nr.1 (MŞ-1). MŞ-1 este o mașină pentru încercări la oboseală în regim dinamic cu energii ale impactului mici, utilizând un ciocan pendul care cade liber de la o anumită înălțime (fig.4.1).

Mașina constă dintr-o placă de sprijin 1, pe care sînt fixate: cadrul mașinii 2, motorul electric 3, reductorul 4 și sistemul de fixare al epruvetei 12. La partea superioară a cadrului se află montat un ax 5 în jurul căruia oscilează pendulul 6 care are la partea inferioară ciocanul de lovire 7 și care constă din două discuri dispuse simetric față de axa longitudinală a pendulului.

Discul de antrenare 8 al pendulului este fixat pe capătul unui arbore montat de asemeni pe cadrul mașinii prin doi rulmenți care asigură o rotire fără frecare a acestuia. De la motorul electric mișcarea se transmite prin intermediul unui cuplaj 9 la reductorul 4 unde printr-o transmisie cu curea se pune în mișcare de rotație discul de antrenare pe care se află fixate rolele la diametral opuse.

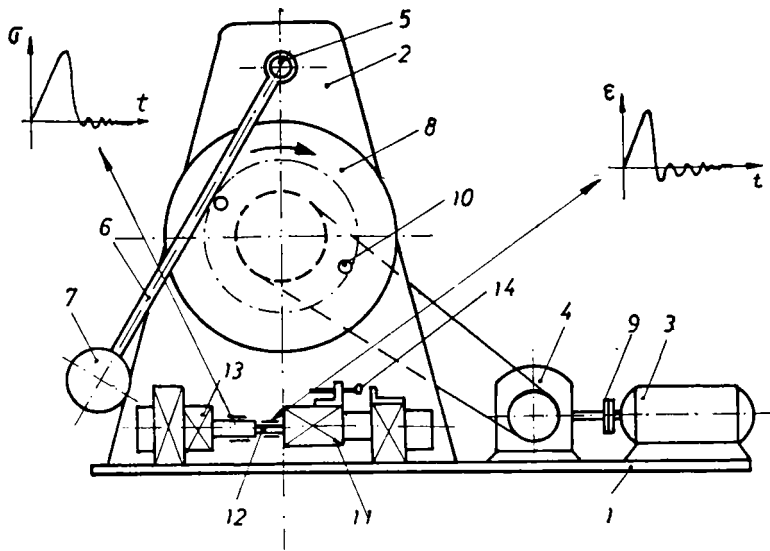


Fig.4.1 Mașina pentru încercări la șocuri repetate (MS-1)

În timpul rotirii discului prin intermediul unei role 10 pendulul este ridicat pînă la o anumită înălțime determinată de poziția la care tija pendulului devine tangentă la cercul pe care sînt dispuse rolele de reținere ale ciocanului pendul B și B_1 (fig.4.2).

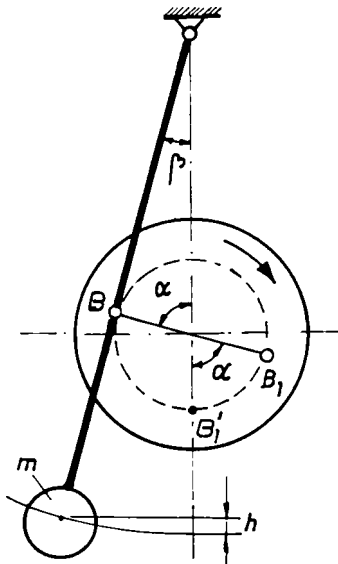


Fig.4.2 Schema cinematică a mecanismului de generare a șocului de la MS-1

Depășind această poziție pendulul cade liber astfel încît ciocanul lovește în două puncte simetrice nicovala 11 pe care se află fixat unul din capetele epruvetei 12 (fig.4.1). Nicovala este centrată prin două tije cilindrice și culisează fără frecare asigurînd o deplasare coaxială a epruvetei. Turația discului a fost astfel aleasă încît cea de-a doua rolă B_1 să rețină ciocanul numai după ce impactul s-a aplicat cu întreaga intensitate.

Notînd cu t_c timpul de cădere al ciocanului:

$$t_c = \sqrt{\frac{2h}{g}} \quad (4.1)$$

și cu t_u timpul necesar ca rola B_1 să ajungă în poziția B'_1 :

$$t_u = \frac{\alpha}{\omega} = \frac{30\omega}{\pi n} \quad (4.2)$$

din condiția ca $t_u > t_c$ rezultă turația discului de antrenare a pendulului

$$n \geq \frac{30\omega}{\sqrt{\frac{2h}{g}}} \quad (4.3)$$

Energia unui impact W poate fi modificată la o frecvență dată prin schimbarea masei ciocanului precum și a razei cercului pe care sînt dispuse cele două role. Parametrul de apreciere a durabilității poate fi energia unui șoc sau tensiunea maximă obținută prin înregistrarea semnalului de la traductorii rezistivi aplicați pe bara dinamometrică 13 (fig.4.1). Înregistrarea numărului de șocuri pînă la rupere se face

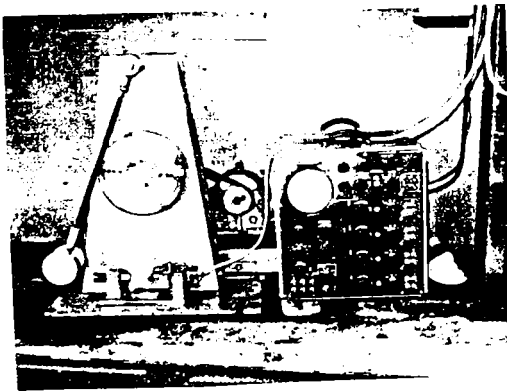


Fig.4.3 Vedere generală a mașinii MŞ-1

cu ajutorul unui contor care a fost cuplat cu axul discului de antrenare al pendulului. În momentul ruperii epruvetei instalația este decuplată prin intermediul unui șurub 14 montat pe nicovală și care acționează un întrerupător (fig. 4.1). Instalația poate fi folosită pentru determinarea energiei disipate pe ciclu ΔW prin trasarea buclei de histe-

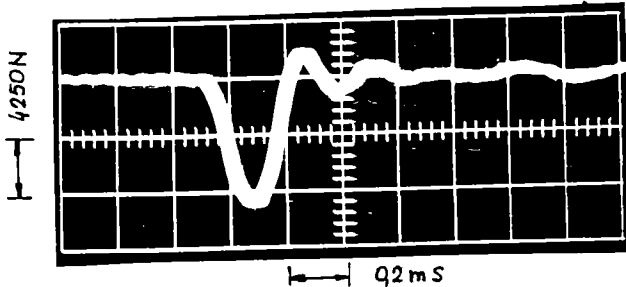


Fig.4.4 Variația forței la aplicarea unui șoc pe MŞ-1

reză deoarece se pot înregistra simultan tensiunile σ și deformațiile specifice ϵ ale epruvetei.

În figura 4.3 este prezentată o vedere generală a mașinii MŞ-1 care are o frecvență de 80 șocuri/minut și la care for-

ța maximă este $F_{\max} = 10200 \text{ N}$.

În figura 4.4 este indicată variația în timp a forței maxime la aplicarea unui șoc, corespunzător greutății ciocanului $G = 4,28 \text{ daN}$ care cade de la înălțimea $h = 40 \text{ mm}$. Se vede că amortizarea șocului se face în timp de $(0,6 \dots 0,8) \text{ ms}$.

Mașina a fost propusă ca inovație, având certificatul Nr.251/1986.

4.1.2. Descrierea mașinii de șocuri Nr.2 (MŞ-2). Pentru studiul fenomenului de oboseală la șocuri repetate într-o gamă largă a parametrilor șocului și în directă dependență cu propagarea undelor longitudinale a fost proiectată și executată MŞ-2 care a fost brevetată de autor ca invenție având certificatul nr.92.032/1987.

Mașina este compusă dintr-o placă de sprijin 1 prin care se montează într-o fundație specială din beton (fig.4.5).

Pe placa de sprijin 1 este montat un motor electric 2 care transmite mișcarea printr-un cuplaj 3 la un reductor cu două ieșiri 4. De la una din ieșiri se antrenează roata motoare 5. Pe roata motoare 5 și roata condusă 6 se înfășoară un lanț pe care sînt dispuși liber la un anumit număr de zale, clișetii 7. A doua ieșire a reductorului este cuplată la un contor 8 la care se citește numărul de șocuri pînă la rupere.

Clișetul trecînd prin dreptul ghidajului 9 ridică prin intermediul gulerului 10 țeava 11 care culisează liber pe bara centrală 12.

La pierderea contactului dintre clișet și ghidaj țeava este eliberată și cade liber sau accelerată pe placa 13 supunînd epruveta 14 la o solicitare de tracțiune prin șoc.

Reglarea înălțimii de cădere se realizează prin ridicarea sau coborîrea ghidajului 9 cu ajutorul șurubului 15 după ce în prealabil s-au eliberat șuruburile 16 care fixează ghidajul pe cadrul 17.

Pentru creșterea frecvenței respectiv pentru mărirea energiei șocului, între țeavă și placa superioară 18 se pot monta resorte care prin precomprimare în faza de ridicare a greutății măresc viteza de cădere a ciocanului.

În momentul ruperii epruvetei mașina este decuplată prin intermediul întrerupătorului 19 montat pe una din barele de consolidare 20 și care este acționat prin gulerul 10 de pe țeava 11.

Pentru ca în momentul ruperii epruvetei țeava să nu atingă

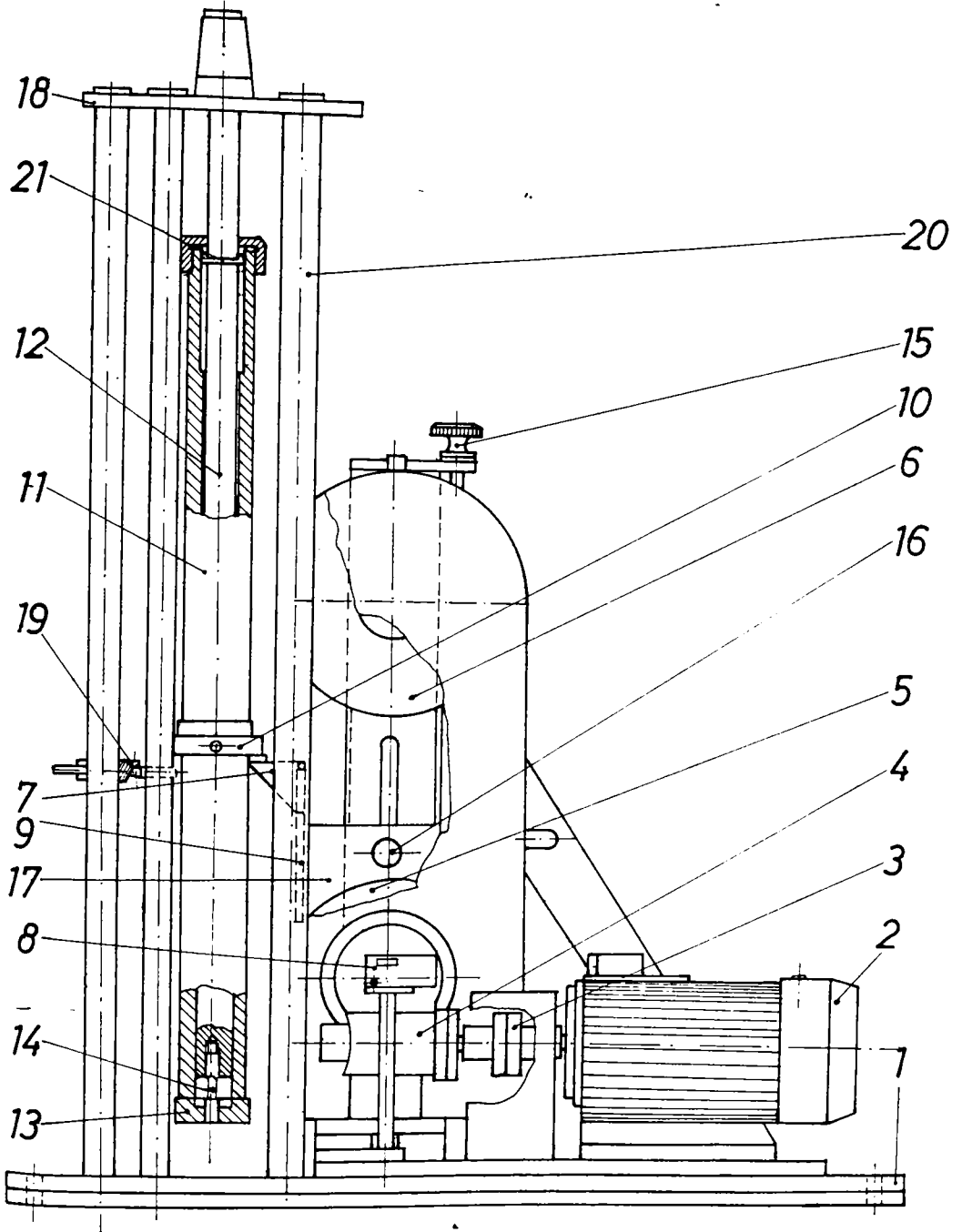


Fig.4.5 Schema cinematică a MS-2

placa de sprijin a mașinii, pe bara centrală l2 s-a prevăzut un știft din oțel 21 care reține ciocanul.

Pentru o anumită înălțime de cădere și pentru o țeavă de o anumită lungime se determină astfel numărul de șocuri până la rupere.

MȘ-2 are avantajul că folosind în locul ciocanului pendul țevi de diferite lungimi, permite determinarea influenței duratei șocului la aceeași tensiune maximă asupra durabilității la încercările de oboseală prin șocuri repetate.

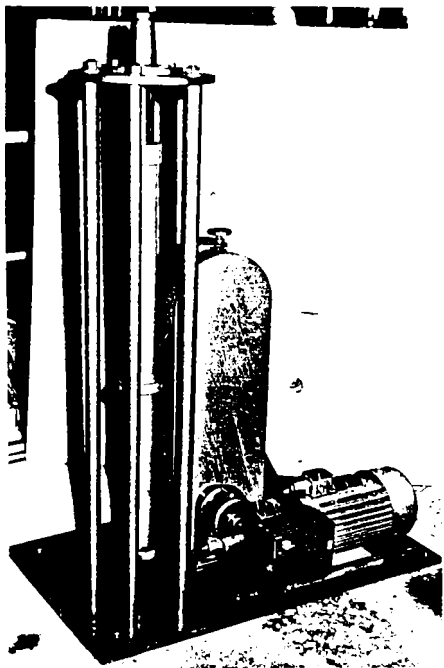


Fig.4.6 Vedere generală a MȘ-2

În figura 4.6 este indicată o vedere generală a MȘ-2.

În figura 4.7 este indicată propagarea unei unde elastice prin ansamblul format din epruveta și bara centrală acceptând teoria elementară a propagării undelor unidimensionale în bare din mai multe tronsoane.

La aplicarea unui șoc se transmite inițial o undă incidentă de tracțiune de intensitate:

$$\sigma_1 = \frac{2A_3}{A_1 + A_3} v_0 \sqrt{\frac{m_1}{m_2}} E. \quad (4.4)$$

în care:

A_1, A_2, A_3 sînt ariile secțiunilor transversale ale epruvetei, barei centrale și respectiv ale plăcii de sprijin;

m_1 - masa țevii

m_2 - masa epruvetei

v_0 - viteza inițială a țevii

E, ρ - constante de material.

La trecerea prin zona de discontinuitate dintre epruvetă și bară o parte din unda incidentă σ_1 se transmite iar altă parte se reflectă.

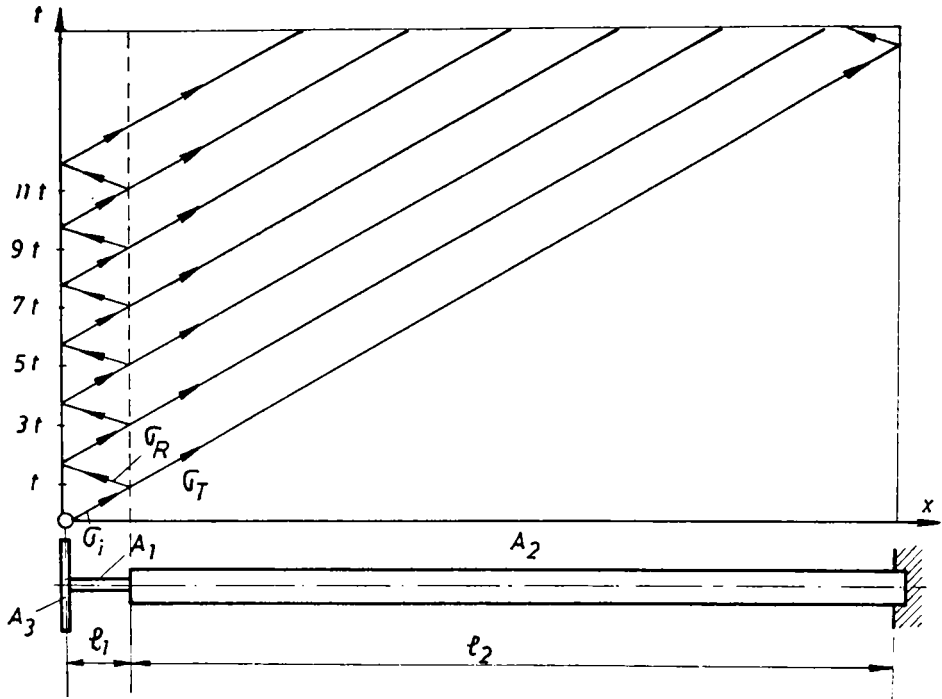


Fig.4.7 Propagarea undelor elastice în ansamblul epruvetă-bară centrală la aplicarea unui șoc

Intensitatea unei transmise este dată de relația [75]:

$$\sigma_T = \frac{2A_1 \rho_1 c_1}{A_2 \rho_2 c_2 + A_1 \rho_1 c_1} \sigma_i \quad (4.5)$$

respectiv pentru unda reflectată:

$$\sigma_R = \frac{A_2 \rho_2 c_2 - A_1 \rho_1 c_1}{A_2 \rho_2 c_2 + A_1 \rho_1 c_1} \sigma_i \quad (4.6)$$

unde c_1 și c_2 sînt vitezele undelor elastice prin epruvetă și bară. Acceptînd că $\rho_1 = \rho_2$ și $c_1 = c_2$ și avînd în vedere ecuația (4.4), relațiile (4.5) și (4.6) devin:

$$\sigma_T = \frac{4A_1 A_3}{(A_1 + A_3)(A_1 + A_2)} v_0 \sqrt{\frac{m_1}{m_2}} E. \quad (4.7)$$

$$\sigma_R = \frac{2A_3(A_2 - A_1)}{(A_1 + A_2)(A_1 + A_3)} v_0 \sqrt{\frac{m_1}{m_2}} E. \quad (4.8)$$

Unda transmisă de intensitate σ_T se propagă în lungul barei centrale pînă în încastrare cînd în funcție de modul de rezemare, o parte se reflectă iar altă parte se transmite prin placa superioară 18 în cadrul mașinii (fig.4.6).

Unda reflectată σ_R se propagă prin epruveta și se reflectă prin placa de sprijin devenind undă incidentă și care la trecerea prin zona de discontinuitate determină o undă reflectată și o nouă undă care se transmite prin bara centrală.

Durata șocului T este determinată de timpul de deplasare al undelor elastice prin țevă $T = 2L/c$. Întrucît lungimea țevii este mai mică decît lungimea barei centrale la calculul tensiunilor în epruvetă nu vor interveni undele reflectate din zona de încastrare a barei centrale fapt ce ar complica mult calculul tensiunilor.

Ca urmare pînă în momentul ridicării țevii nu intervin decît undele care se deplasează în lungul epruvetei ca unde incidente și reflectate.

4.1.3. Descrierea mașinii de șocuri Nr.3 (MŞ-3). În vederea extinderii posibilităților de încercare la tracțiune prin șoc a materialelor în condițiile unor forțe dinamice mari și la frecvențe ridicate, autorul a întocmit proiectul de execuție pentru MŞ-3. Această mașină face parte din categoria instalațiilor pe care se pot face încercări cu deformații impuse.

În figura 4.8 a și 4.8 b sînt indicate două vederi ale desenului de ansamblu ale acestei instalații.

Mașina constă dintr-un motor electric 9 de la care prin cureaua 10 se transmite mișcarea la roata 11 montată pe arborele principal al mașinii. Pe arborele principal se află cama 13 care prin intermediul unei role ridică ciocanul 5, care la rîndul lui se rotește în jurul unui ax montat în lagărele 12.

Prin mecanismul de întindere 7 și un sistem de resoarte se realizează pretensionarea inițială a epruvetei, modificînd în același timp rigiditatea sistemului pe care se aplică șocul, fapt ce determină schimbarea intensității și a duratei undei reflectate.

Spectrul de solicitare din epruvetă va fi urmărit prin intermediul unui captor dinamometric 4 fixat între bacul de prindere și cadrul mașinii.

În cursul încercării alungirea epruvetei este riguros controlată printr-un traductor de deplasare care comandă motorul 17.

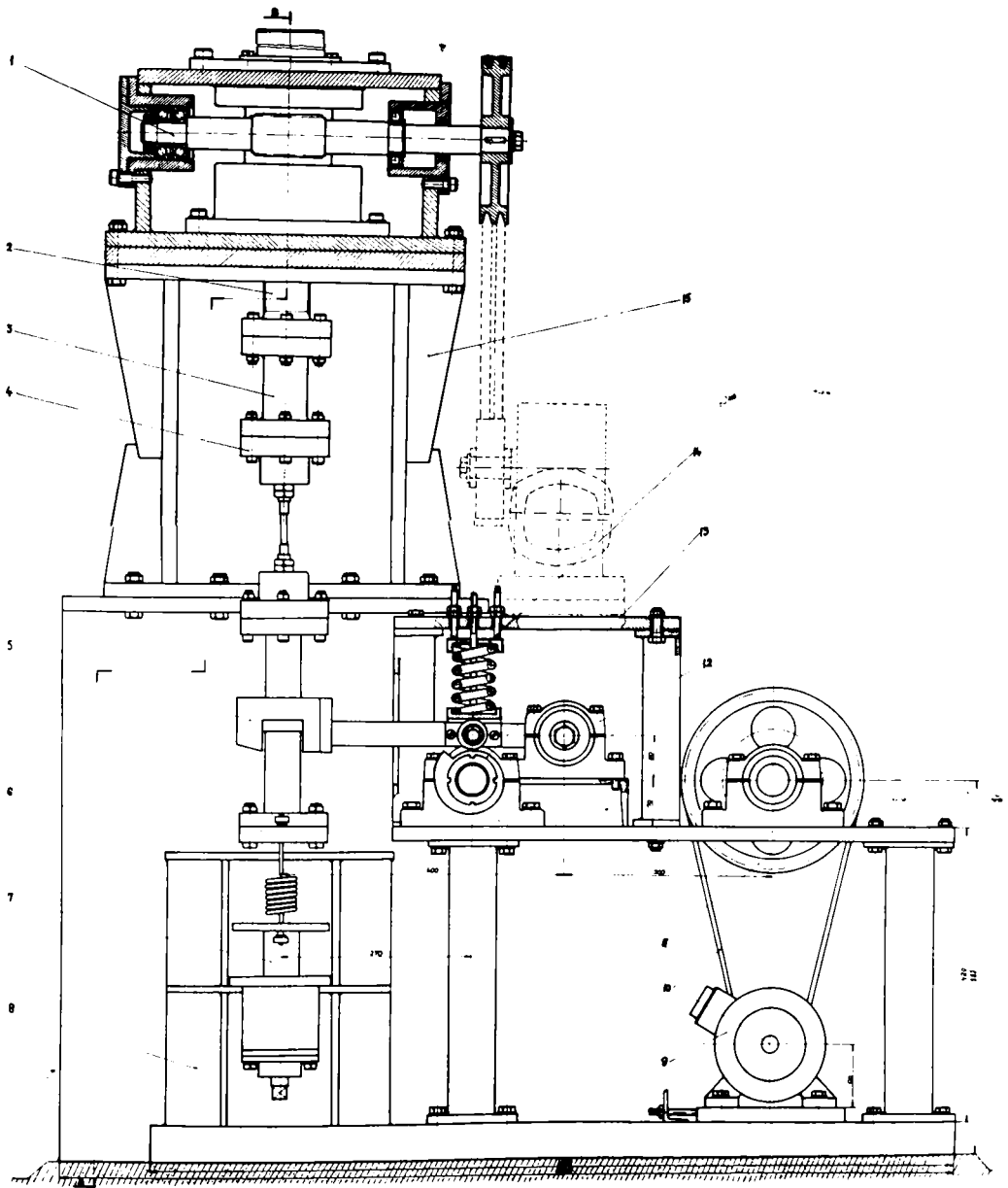


Fig.4.8,a Vedere de ansamblu a 2S-3

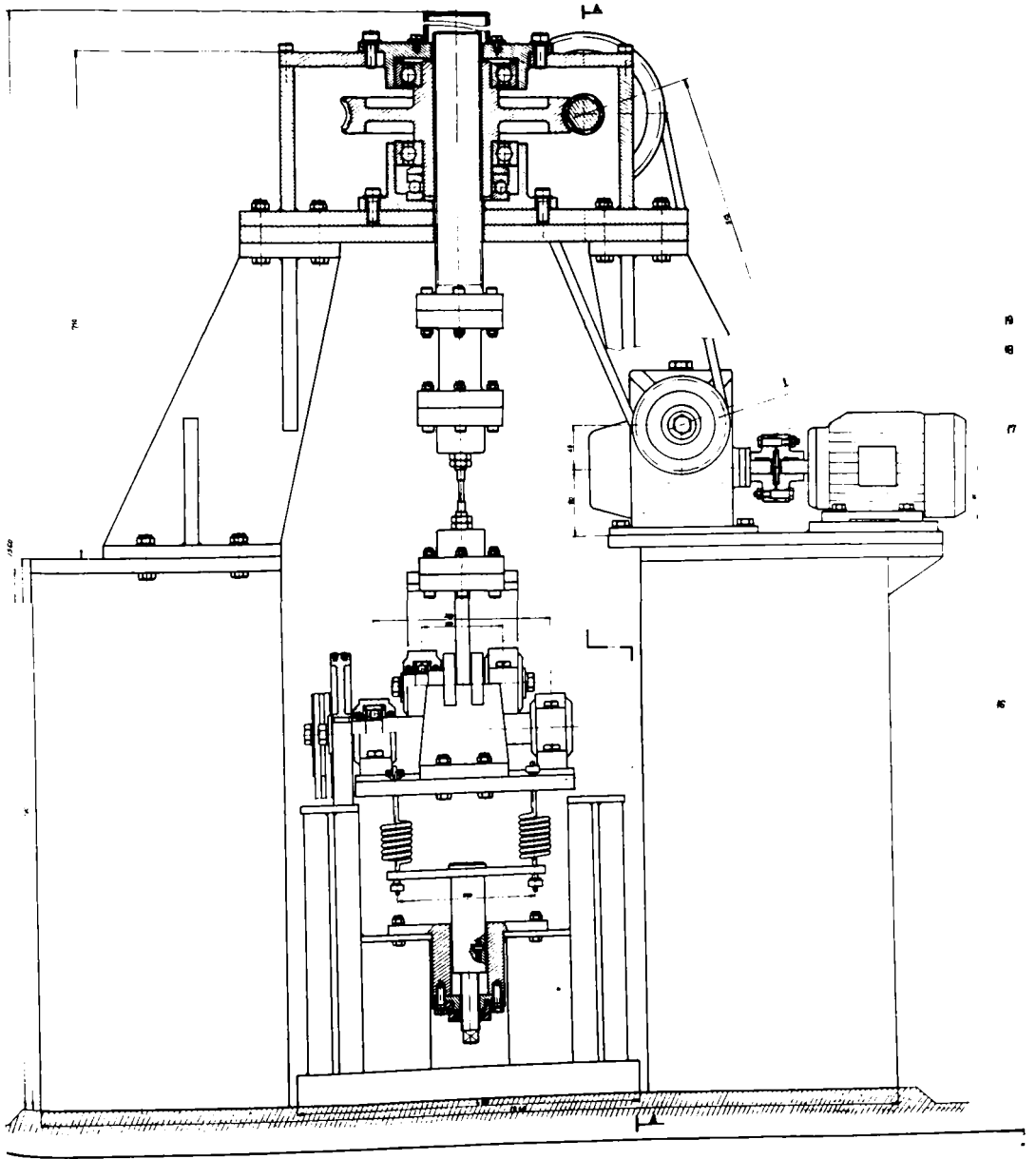


Fig.4.8,b Vedere de ansamblu a MŞ-3

Atunci cînd alungirea epruvetei depășește o anumită valoare impusă inițial, prin intermediul motorului electric 17 și a reductorului 1, se readuce nicovala în poziție inițială. Mașina se află în prezent în fază de execuție și i s-a întocmit dosarul ca inovație.

Parametri de proiectare au fost: frecvența 240 șocuri/minut, înălțimea maximă de cădere a ciocanului 20 mm, greutatea maximă a ciocanului 50 N, forța maximă de șoc 50.000 N și forța statică maximă 15.000 N.

4.2. Metodica încercărilor la încovoiere prin șocuri repetate

Primele încercări la șocuri repetate au fost efectuate de autor pe o mașină existentă în laborator și care a fost concepută ca o instalație pentru încercări la oboseală prin șoc a roților dințate.

La acest stand solicitarea prin șoc se realizează prin căderea ciocanului 1 care este ridicat prin intermediul culisei 7 cu ajutorul camei 5 și a rolei 6 (fig.4.9).

Antrenarea camei se face de la motorul electric 13 prin transmisiile 11 și 12. Numărul de șocuri pînă la rupere se înregistrează la contorul 4 iar decontarea mașinii se face prin intrerupătorul 9.

Autorul a re proiectat și executat sistemul de generare a șocului astfel încît instalația poate funcționa prin cădere liberă a ciocanului sau prin accelerarea mișcării acestuia; standul fiind prevăzut cu posibilitatea montării unor resoarte 2 care în urma precomprimării măresc viteza de cădere a ciocanului. În funcție de tipul epruvetelor și de condițiile de încercare, dispozitivul de fixare a acestora poate avea diverse forme constructive.

Socul de încovoiere pe o epruvetă în cazul acestei instalații poate fi analizat sub forma unui impact produs de o masă m_1 pe o grindă elastică așezată pe două rezeme rigide (fig.4.10 a). Schema mișcării ciocanului pe epruvetă din momentul începerii impactului și pînă în momentul cînd ciocanul pierde contactul cu epruveta poate fi redusă la mișcarea unei mase m_1 între două rezeme cu rigidități diferite (fig.4.10 b).

Examinînd mișcarea sistemului ciocan-resort-epruvetă, se poate determina săgeata maximă a epruvetei. Originea sistemului

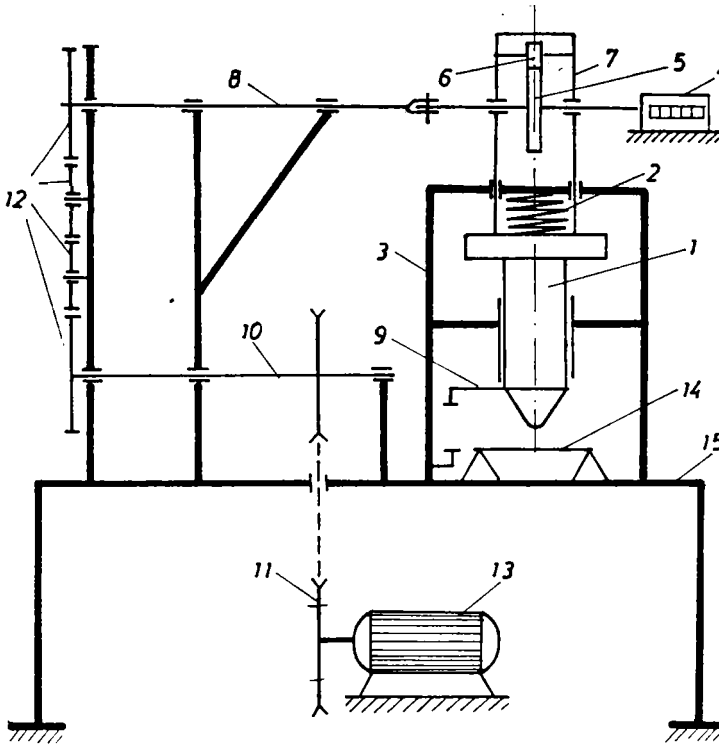


Fig.4.9 Schema cinematică a MŞ-4

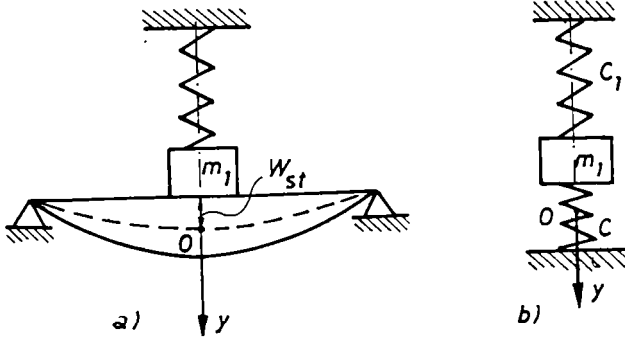


Fig.10 Schema de mişcare la şoc a masei m_1

$$\frac{d^2y}{dt^2} + q^2y = 0$$

de referință s-a ales în poziția când ciocanul este aplicat static pe epruvetă.

Ecuatia diferențială a mișcării masei m_1 poate fi scrisă sub forma:

$$\frac{d^2y}{dt^2} + \frac{C+C_1}{m_1}y = 0$$

(4.9)

unde

C - rigiditatea epruvetei în N/mm

C_1 - rigiditatea resortului în N/mm.

Înlocuind în ecuația (4.9) coeficientul lui y prin $q^2 = (C+C_1)/m_1$ se obține ecuația diferențială a mișcării ciocanului sub forma:

$$(4.10)$$

Soluția ecuației (4.10) reprezintă ecuația oscilației armonice de mișcare:

$$y = A \sin(\omega t + \varphi) \quad (4.11)$$

cu perioada $T = \frac{2\pi}{\omega} = 2\pi \sqrt{\frac{m}{C + C_1}}$ (4.12)

și amplitudinea

$$A = \sqrt{y_0^2 + \frac{v_0^2}{\omega^2}} \quad (4.13)$$

unde v_0 - viteza ciocanului în momentul șocului

y_0 - poziția inițială a ciocanului în momentul șocului

$$y_0 = -w_{st}$$

Deformația la șoc a epruvetei devine:

$$w = w_{st} + y \quad (4.14)$$

unde

w_{st} - este săgeata statică a epruvetei la încărcarea cu o forță dată de greutatea ciocanului G_1 și forța elastică din resort

$$w_{st} = \frac{G_1 + C_1 d}{C} \quad (4.15)$$

unde

C_1 - este forța elastică din resort.

Săgeata epruvetei la aplicarea impactului devine

$$w = w_{st} + y = \frac{G_1 + C_1 d}{C} + A \sin(\omega t + \varphi) \quad (4.16)$$

Acceptând că între tensiunea dinamică și săgeata dinamică în domeniul elastic există aceeași corelație ca și între tensiunea statică și săgeata statică adică:

$$\sigma_{st} = \frac{6 E d}{l^2} w_{st} \quad (4.17)$$

rezultă:

$$\sigma_d = \frac{6 E d}{l^2} \left[\frac{G_1 + C_1 d}{C} + A \sin(\omega t + \varphi) \right] \quad (4.18)$$

Din ecuația (4.18) se vede că tensiunea la șoc în aceste condiții are o variație sinusoidală, valoarea maximă obținându-se când săgeata atinge valoarea maximă:

$$w_{\max} = w_{st} + A$$

unde A - amplitudinea oscilației dată de ecuația (4.13).

Tensiunea maximă va fi:

$$\sigma_{d \max} = \frac{6 E d}{l^2} (w_{st} + \sqrt{y_0^2 + \frac{v_0^2}{q^2}}) \quad (4.19)$$

unde d - diametrul epruvetei.

Dacă se are în vedere că $x_0 = -w_{st}$ și $q^2 = (C+C_1)/m_1$ ecuația (4.19) devine:

$$\sigma_{d \max} = \frac{6 E d}{l^2} w_{st} \left(1 + \sqrt{1 + \frac{v_0^2 m_1}{(C+C_1) w_{st}^2}} \right) \quad (4.20)$$

Dacă instalația lucrează fără rescarte de precompresie și deci ciocanul are o cădere liberă de la înălțimea h avînd în momentul șocului viteza:

$$v_0 = \sqrt{2gh}$$

ecuația (4.20) devine:

$$\sigma_{d \max} = \frac{6 E d}{l^2} w_{st} \left(1 + \sqrt{1 + \frac{2ghG_1}{gG_{st}^2}} \right) \quad (4.21)$$

Pornind de la ecuația (4.18) se poate determina viteza de solicitare la șoc:

$$\frac{d\sigma}{dt} = \frac{6 E d}{l^2} Aq \cos(qt + \varphi) \quad (4.22)$$

respectiv viteza de deformare în domeniul elastic:

$$\frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{1}{E} \frac{d\sigma}{dt} = \frac{6d}{l^2} Aq \cos(qt + \varphi) \quad (4.23)$$

Din relația (4.23) se observă că viteza de deformare devine maximă atunci cînd:

$$qt + \varphi = 0 \quad t = -\frac{\varphi}{q} \quad (4.24)$$

Pentru studiul fenomenului de oboseală la încercările prin șoc o importanță mare o are viteza medie de deformare în prima jumătate din etapa activă a șocului cînd tensiunea crește de la zero la σ_{\max} [217].

Viteza medie de deformare poate fi scrisă ca

$$\frac{dE}{dt} = \frac{1}{\frac{1}{4} T} \int_0^{\frac{1}{4} T} \frac{dE}{dt} dt = \frac{24d}{Tl^2} \int_0^{\frac{1}{4} T} Aq \cos(qt + \varphi) \quad (4.25)$$

de unde se obține

$$\frac{d}{dt} = \frac{24dA}{Tl^2} \left[\sin\left(\frac{q}{4} T + \varphi\right) - \sin \varphi \right] \quad (4.26)$$

Înlocuind în ecuația de mai sus pe T, A, q cu expresiile lor date de relațiile (4.12), (4.13) și având în vedere faza inițială:

$$\varphi = \arctg \frac{q^w s t}{v_0} \quad (4.27)$$

ecuația (4.26) capătă forma generală:

$$\frac{dE}{dt} = \frac{12d(C+C_1)^{1/2}}{\sqrt{m_1}^{1/2} l^2} \left[\left(\frac{G_1 + C_1}{C+C_1} \right)^2 + \frac{v_0^2 m_1}{C+C_1} \right]^{1/2} \cdot \left[\cos \arctg \frac{G_1 + C_1 \delta}{(C_1 + C)^{1/2} v_0 m_1^{1/2}} - \sin \arctg \frac{G_1 + C_1 \delta}{(C+C_1)^{1/2} v_0 m_1^{1/2}} \right] \quad (4.28)$$

Neglijând forțele de contact și luând în considerare numai mișcarea sistemului ciocan epruvetă, s-au obținut unele relații pentru calculul săgeților, a tensiunilor și a deformațiilor specifice la șoc. Comparând săgețile calculate în acest mod cu cele obținute aplicând teoria lui Timoshenko (Cap.3) pentru bare de secțiune circulară s-au constatat diferențe semnificative. Săgețile calculate după teoria lui Timoshenko au fost de trei ori mai mici decât cele obținute analizând numai mișcarea sistemului ciocan epruvetă. Aceasta se explică prin aceea că modul de calcul prezentat în paragraful 4.2 se apropie în mare măsură de teoria lui Cox care conduce în general la valori mari ale deformațiilor și tensiunilor în raport cu valorile determinate experimental.

Pentru a lămuri și alte aspecte legate de funcționarea acestei instalații, autorul a făcut o analiză a caracteristicilor metrologice atunci când ciocanul are o cădere liberă [21]. În acest studiu s-a urmărit determinarea forțelor de șoc a energiei reale și a vitezei ciocanului în momentul impactului, deoarece cu toate măsurile luate în vederea micșorării frecării în ghidaje, mișcarea ciocanului nu poate fi considerată o cădere liberă. Forțele la șoc s-au determinat cu ajutorul unor traductoare de forță care au fost

fixate pe niște probe de construcție specială [21].

Pentru stabilirea energiei reale s-a ales o cale indirectă, folosind înregistrarea cu ajutorul unui traductor de deplasare a cursei ciocanului $h = h(t)$.

În figura 4.11 este prezentată o porțiune din oscilograma spațiu-timp $h = h(t)$ pentru o înălțime de cădere a ciocanului $h = 25 \text{ mm}$.

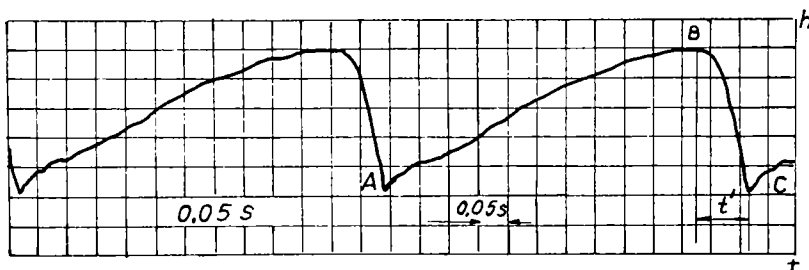


Fig.4.11 Oscilograma $h = h(t)$ la mișcarea ciocanului de la MS-4 corespunzătoare unei înălțimi de cădere $h = 25 \text{ mm}$

Urmărind aspectul acestei oscilograme se constată că aceasta prezintă două porțiuni distincte, una corespunzătoare ridicării ciocanului până la înălțimea maximă (AB) și a doua porțiune corespunzătoare căderii acestuia (BC) (fig.4.11).

Mișcarea în cădere a ciocanului a fost considerată ca o mișcare uniform accelerată la care accelerația g' diferă de accelerația gravitațională g .

Pornind de la expresia spațiului într-o mișcare uniform accelerată:

$$h = \frac{g'(t')^2}{2} \quad (4.29)$$

și cunoscând spațiul și timpul din oscilogramele înregistrate, s-a putut determina accelerația g' respectiv viteza ciocanului v'_0 și energia w'_0 în momentul impactului:

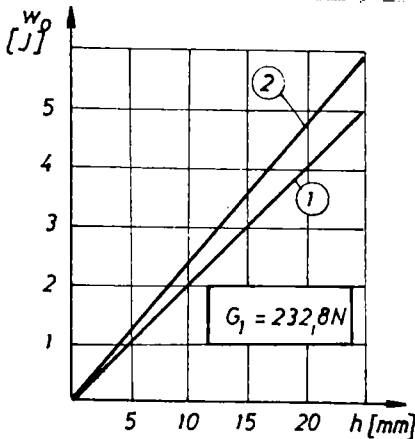
$$v'_0 = \sqrt{2g'h} \quad (4.30)$$

$$w'_0 = \frac{G_1(v'_0)^2}{2g} \quad (4.31)$$

Pe baza rezultatelor măsurătorilor timpului de cădere t' (va-

lorile medii pentru zece curse ale ciocanului determinate cu o abatere de $\pm 5\%$ s-au calculat valorile medii ale vitezelor v'_0 și energiilor W'_0 pentru trei înălțimi de cădere și patru greutateți ale ciocanului [21].

In figura 4.12 este prezentată caracteristica reală și teoretică a MS-4 la căderea liberă a ciocanului cu greutatea $G_1 = 232,8 \text{ N}$.



Compararea caracteristicii reale și teoretice a permis determinarea pierderilor relative a energiei șocului ca urmare a frecării ciocanului în ghidaje și care indiferent de înălțimea de cădere a fost de 14,67 %.

4.3. Metodica încercărilor la răsucire și încovoiere cu răsucire prin șocuri repetate

Cercetările legate de compor-

Fig.4.12 Caracteristica reală ① și caracteristica teoretică ② ale MS-4 pentru $G_1 = 232,8 \text{ N}$

tarea materialelor la răsucire prin șocuri repetate sînt în general foarte puține și ele nu s-au extins în practica curentă a laboratoarelor de

încercări de materiale din două motive:
a) datorită dificultăților de experimentare privind realizarea unei solicitări de răsucire pură care este o operație dificilă necesitînd instalații de construcție specială;

b) datorită numărului mic de elemente de rezistență la care solicitarea de răsucire prin șoc este preponderentă.

In ultimii ani se remarcă o creștere a preocupărilor privind cercetarea fenomenului de oboseală la solicitarea de răsucire prin șocuri repetate [100], [103].

In cadrul unui contract de cercetare mai larg la care a participat și autorul s-a studiat comportarea la oboseală la cicluri pulsante de răsucire a oțelului 45 HN-2.

Avînd în vedere că în exploatare elementele de rezistență executate din acest oțel sînt supuse de fapt la răsucire prin șocuri repetate, este interesant și util de urmărit și comparat du-

rabilitatea în regim limitat la răsucire pulsantă care nu include șocul cu durabilitatea în regim limitat la răsucire pulsantă prin șoc repetat. Incercările au fost efectuate pe MŞ-4 utilizând un dispozitiv de răsucire proiectat și realizat de autor a cărui schemă este indicată în figura 4.13.

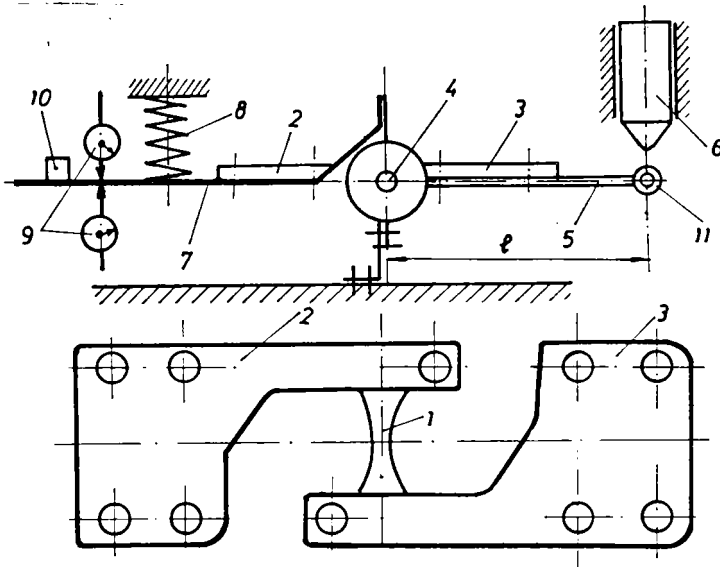


Fig.4.13 Schema dispozitivului de răsucire adaptabil pe MŞ-4

Epruveta 1 care respectă atât ca formă cât și ca dimensiuni pe cea folosită la încercările de oboseală care nu includ șocul este fixată cu un capăt la bacul 3, care la rândul lui este rigidizat prin patru șuruburi cu pîrghia de comandă 5 (fig.4.13).

Pîrghia de comandă acționată prin ciocanul 6 care cade pe rola 11 se poate roti în jurul axului 4 ce trece prin mijlocul epruvetei.

Celălalt capăt al epruvetei 1 este fixat în bacul 2 rigidizat la rândul său prin patru șuruburi cu pîrghia de măsurare 7. Pe pîrghia de măsurare se sprijină arcul etalonat 8 prin care se reglează intensitatea și durata undei reflectate.

Comparatoarele 10 se folosesc la etalonarea statică a dispozitivului, măsurînd încărcarea epruvetei.

Spectrul de solicitare la aplicarea unui șoc este înregistrat cu ajutorul unui traductor 10 al cărui semnal a fost înregist-

trat pe un osciloscop.

In figura 4.14 este prezentată o vedere a dispozitivului și modul de adaptare pe MŞ-4.

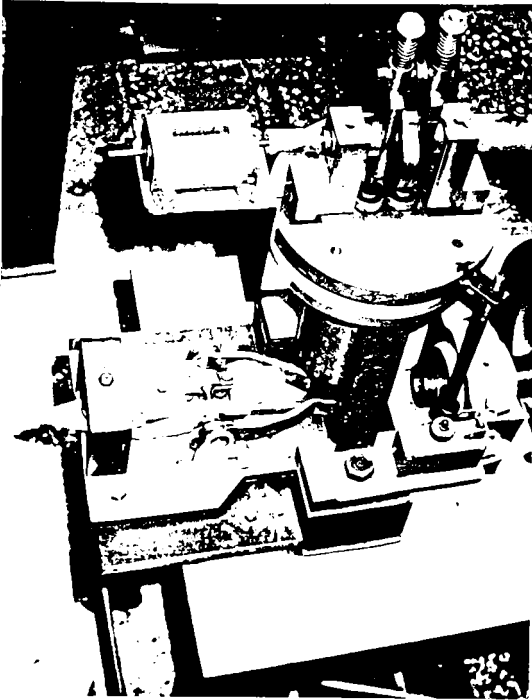


Fig.4.14 Vedere generală a ştan-
dului pentru încercări
la răsucire prin şocuri
repetate

Mezocercetarea încercării la încovoiere cu răsucire a constituit obiectul unui contract de cercetare ştiinţifică avînd ca scop studiul durabilităţii unui arbore scurt (microarbore) şi care în exploatare este supus unor şocuri repetate [21], [37].

Microarborul face parte dintr-un ansamblu în componenţa căruia mai intră o roată melcată 2 şi o tijă 3 (fig.4.15).

Constructiv în timpul funcţionării microarborul este blocat de roata melcată 2, iar solicitarea de încovoiere cu răsucire se transmite prin tija 3.

Pentru a reflecta condiţiile reale de funcţionare

ale acestui microarbore autorul a realizat un dispozitiv special care asigură fixarea subansamblului în aceleaşi condiţii ca şi la mecanismul din care face parte.

Dispozitivul cu întregul ansamblu a fost adaptat pe MŞ-4 la care mişcarea ciocanului a constat dintr-o cădere liberă (fig.4.9).

Intrucît scopul studiului a fost concentrat asupra compoziţiei microarborului, unele elemente din lanţul cinematic au fost înlocuite astfel încît ruperea să se producă numai în microarbore. În aceste condiţii tija 3 a fost înlocuită cu un braţ de rigiditate mare pe capătul căruia s-a montat o rolă liberă pe un ax, prin intermediul căreia impactul produs de ciocnire s-a transmis microarborului. Trebuie subliniat că microarborul prezintă în capătul

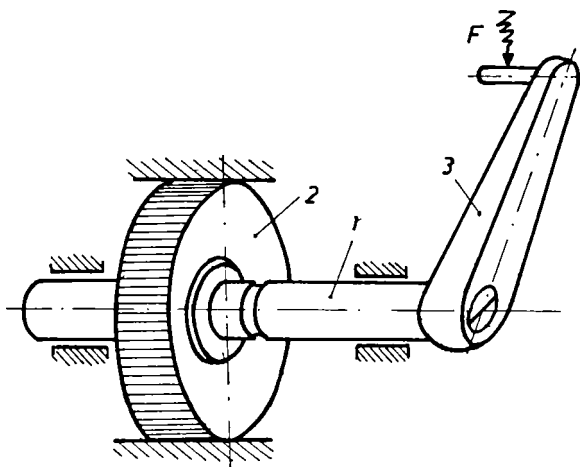


Fig.4.15 Modelul mecanic al ansamblului supus la încercări prin șocuri repetate

pere folosind același dispozitiv de fixare al ansamblului.

Încercarea s-a făcut în trepte și pe baza diagramelor $F - w$ înregistrate ca valori medii a 10 probe s-au obținut:

$$F_{\max} = 9200 \text{ N și energia de rupere } W_{st} = 295 \text{ J.}$$

În partea a doua a programului s-au făcut încercări la rupere cu un singur șoc folosind o sonetă cu berbec de tip Pellini utilizând metoda treptelor [37]. Ruperea s-a produs în zona cu concentrator la o greutate a berbecului de 300 N și o înălțime de cădere (1,34 ... 1,32) m, rezultând o energie minimă de rupere $w_d = 402 \dots 376 \text{ J.}$

Atât la încercarea statică cât și la cea printr-un singur șoc ruperea s-a produs în zona cu concentrator fiind o rupere ductilă într-un plan normal pe axa longitudinală.

Programul experimental a cuprins și un studiu al tensiunilor care apar în microcarbure la aplicarea unui șoc pe MS-4 folosind T.E.R. aplicate direct pe microcarbure [21]. Semnalele electrice au fost preluate de o punte tensometrică cu trei canale tip V.M.131 de fabricație R.F.T. Înregistrarea acestor mărimi s-a făcut pe un oscilograf cu 8 canale tip 8 LS 1 (R.F.T.) folosind bucle galvanometrice cu frecvență proprie de 500 Hz. Viteza de înregistrare a fost de 1000 mm/sec.

de fixare. Al pi. gh'e. 3 o zonă prismatică de secțiune pătrată care la racordarea cu zona cilindrică, provoacă un efect de concentrare al tensiunilor deosebit de periculos, fapt ce a determinat măsurarea riguroasă a razei de racordare pentru toate piesele încercare.

Inițial s-a făcut o încercare statică entru determinarea lucrului mecanic consumat la rupere și a forței maxime de ru-

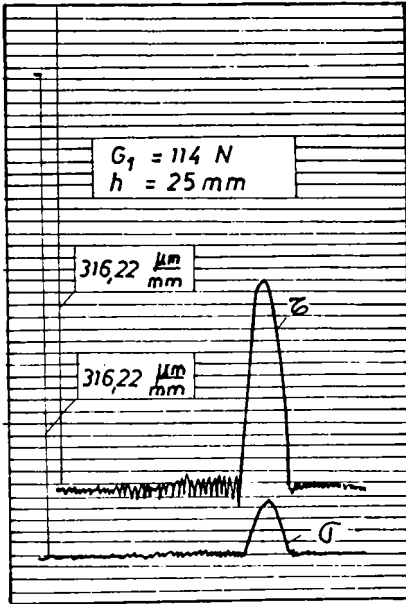


Fig.4.16 Variația tensiunilor σ și τ pentru $G_1 = 114 \text{ N}$ și $h = 25 \text{ mm}$

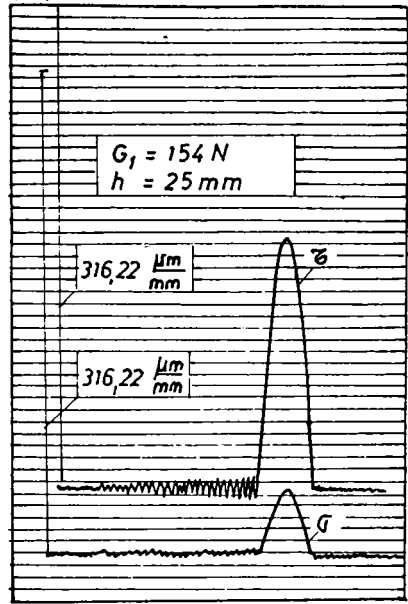


Fig.4.17 Variația tensiunilor σ și τ pentru $G_1 = 154 \text{ N}$ și $h = 25 \text{ mm}$

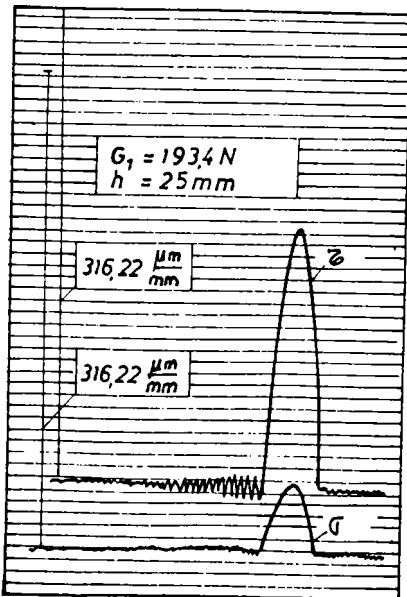


Fig.4.18 Variația tensiunilor σ și τ pentru $G_1 = 193,4 \text{ N}$ și $h = 25 \text{ mm}$

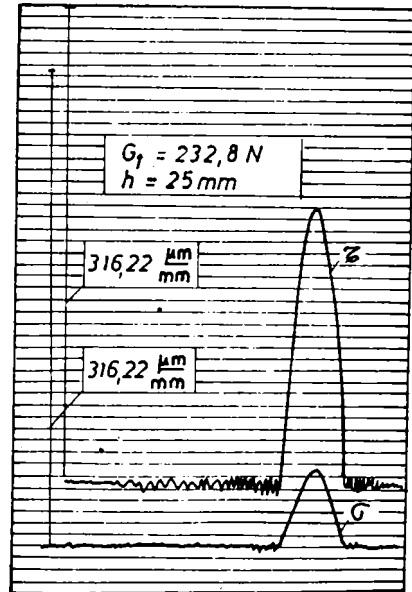


Fig.4.19 Variația tensiunilor σ și τ pentru $G_1 = 232,8 \text{ N}$ și $h = 25 \text{ mm}$

În figurile 4.16 ... 4.19 sînt prezentate diagramele înregistrate ale tensiunilor σ și γ corespunzător celor patru nivele la care s-au făcut încercările la șocuri repetate ale microarborului.

Pentru cele patru greutateți ale ciocanelor care cad de la aceeași înălțime $h = 25$ mm s-au făcut încercări la șocuri repetate pînă la ruperea microarborilor.

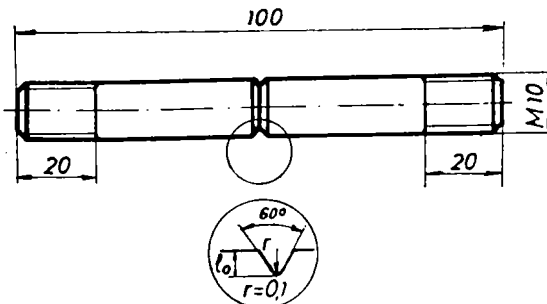
Pe durata încercărilor, periodic au fost controlate jocurile și reglată instalația astfel ca înălțimea de cădere a ciocanului să rămîină aceeași.

4.4. Cercetări privind comportarea unor oțeluri la șocuri repetate folosind instalațiile și dispozitivele proiectate de autor

Pe baza tehnicii experimentale prezentată anterior s-au făcut o serie de cercetări asupra comportării unor oțeluri la: tracțiune, încovoiere, răsucire și încovoiere cu răsucire prin șoc. În cele ce urmează se vor prezenta cîteva din rezultatele experimentale obținute de autor pentru unele oțeluri.

4.4.1. Încercări la tracțiune prin șocuri repetate

Folosind instalația MŞ-1 s-a făcut un studiu asupra comportării la tracțiune prin șocuri repetate a oțelului 21 MoMC 12 MC utilizat în construcția lanțurilor miniere. Încercările au avut ca scop studiul tenacității dinamice a acestui oțel în prezența unui concentrator de tensiune de tipul unei creștături. Un asemenea studiu este necesar deoarece lanțul este executat în construcție sudată și anumite defecte ale sudurii constituie concentratori puternici de tensiune.



Epruvetele au fost de secțiune circulară cu diametrul de 10 mm avînd practică o creștătură în V cu unghiul de 60° și raza la baza cusăturii $r = 0,1$ mm (fig.4.20).

Coefficientul de concentrare al tensiunilor citit din diagrama lui Peterson a fost de 5,1.

Fig.4.20 Epruveta folosită la încercarea de tracțiune prin șocuri repetate

Corespunzător a trei nivele energetice ale șocului unitar s-au încercat câte patru epruvete pînă la rupere și s-a trasat curba de durabilitate la șocuri repetate în coordonate $\bar{\sigma}_{\max} - N$ (fig.4.21).

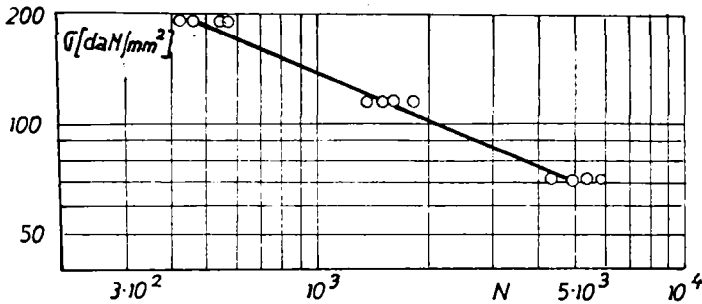


Fig.4.21 Curba de durabilitate a oțelului 21 MoMn12MC la încercarea de tracțiune prin șocuri repetate

Tensiunea maximă din epruvetă a fost calculată pe baza forței maxime înregistrată pe bara dinamometrică, luând în considerare coeficientul de concentrare al tensiunilor.

În etapa următoare s-au luat câte zece epruvete pentru fiecare nivel energetic al șocului și s-a măsurat lungimea fisurii de oboseală la diferite numere de șocuri mai mici decât numărul N_f la care se produce ruperea. Drept lungime a fisurii a fost considerată în acest studiu lungimea formată din adîncimea creștăturii și adîncimea pe care s-a extins fisura propriu zisă $l = l_0 + \lambda$ (fig. 4.22).

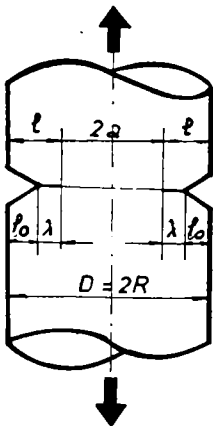


Fig.4.22 Schema epruvetei cu concentrator și fisură de oboseală

Adîncimea propriu zisă a fisurii a fost măsurată prin metoda oxidării. Pe baza datelor obținute s-au putut trasa diagramele de variație ale lungimii fisurii în funcție de numărul de șocuri, pentru fiecare din cele trei nivele energetice ale șocului, respectiv pentru: $\bar{\sigma}_{\max} = 729$ MPa; $\bar{\sigma}_{\max} = 1170$ MPa; $\bar{\sigma}_{\max} = 1920$ MPa (fig.4.23).

Utilizînd această diagramă s-a calculat viteza de propagare a fisurii dl/dN în funcție de lungimea fisurii l .

Acceptînd relația propusă de Arian s-a calculat apoi pentru aceleași lungimi ale fisurii l factorul de intensi-

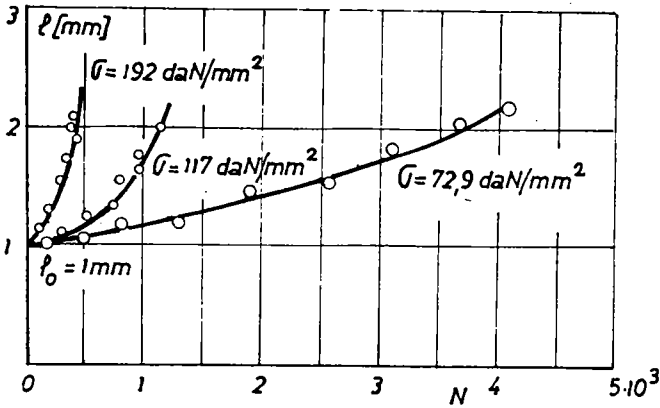


Fig.4.23 Variația lungimii fisurii de oboseală în funcție de numărul de șocuri aplicat
lungimii fisurii în funcție de factorul de intensitate al tensiunii K_I .

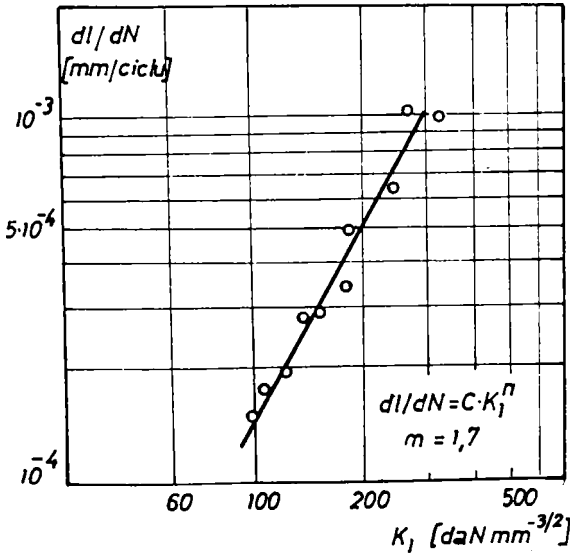


Fig.4.24 Variația vitezei de propagare a fisurii în funcție de factorul de intensitate K_I

încovoiere au fost limitate deoarece la această instalație epruveta fiind fixă, impactul aplicându-se numai dintr-o singură parte,

tate al tensiunii K_I [12]:

$$K_I = \sqrt{\frac{\pi a l}{0,8a + 4l}} \sigma_{net} \quad (4.32)$$

σ_{net} - tensiunea calculată pentru aria netă a secțiunii epruvetei.

În figura 4.24

s-a reprezentat în coordonate dublu logaritmice variația

Încercările pe acest oțel au dovedit că viteza de propagare a fisurii la șocuri repetate poate fi corelată cu factorul de intensitate al tensiunii K_I , obținând o dependență de forma:

$$\frac{dl}{dN} = C K_I^m \quad (4.33)$$

4.4.2. Încercări la încovoiere prin șocuri restate

Mașina MŞ-4 deși este o mașină la care intensitatea șocului poate fi reglată într-o gamă largă, încercările la

se realizează o solicitare pulsantă, care apare în general mai rar în exploatare.

În prezent autorul are în studiu adaptarea pe MŞ-4 a unui dispozitiv care să asigure rotirea epruvetei după aplicarea unui şoc, ceea ce va permite analiza influenţei repartiţiei şocurilor pe circumferinţa unei epruvete asupra durabilităţii acesteia. Cea mai mare parte a încercărilor la încovoiere prin şocuri repetate au fost efectuate pe ciocanul Amsler (MŞ-5) şi ele vor fi analizate amănunţit în cap.5.

În figura 4.25 sînt prezentate curbele de durabilitate obţinute pentru oţelul 40 C 10 tratat şi netratat la încercarea pe MŞ-5 cu aplicarea impactului în două puncte diametral opuse ale epruvetei.

Încercarea s-a făcut pe epruvete circulare avînd două creştături dispuse simetric şi a reprezentat prima etapă în studiul comportării la şocuri repetate a oţelului 40 C10. Acest prim studiu a avut ca scop de a evidenţia influenţa tratamentului termic în prezenţa unui concentrator de tensiune asupra durabilităţii limitate la încercările de încovoiere prin şocuri repetate [21].

Analizînd curbele de durabilitate din figura 4.23 se vede că în urma tratamentului termic aplicat oţelului 40 C10, durabilitatea la şoc repetat a manifestat o creştere pe întreg domeniu analizat. La aceeaşi energie a şocului unitar, creşterea este mai mare la şocuri de intensitate mai mare decît la şocurile de intensitate mai mică unde rolul dominant îl are fenomenul de oboseală. În intervalul $10^3 - 10^5$ şocuri nu au apărut discontinuităţi în curbele de oboseală, discontinuităţi semnalate de Fujimura la limita lui 10^4 şocuri [60].

În figurile 4.26 şi 4.27 sînt indicate secţiunile de rupere în care se remarcă zona ruptă prin oboseală şi zona ruptă printr-un singur şoc.

Micşorarea energiei şocului unitar a dus după cum se vede în figurile 4.26 şi 4.27 la creşterea zonei rupte prin oboseală şi micşorarea corespunzătoare a zonei rupte printr-un singur şoc.

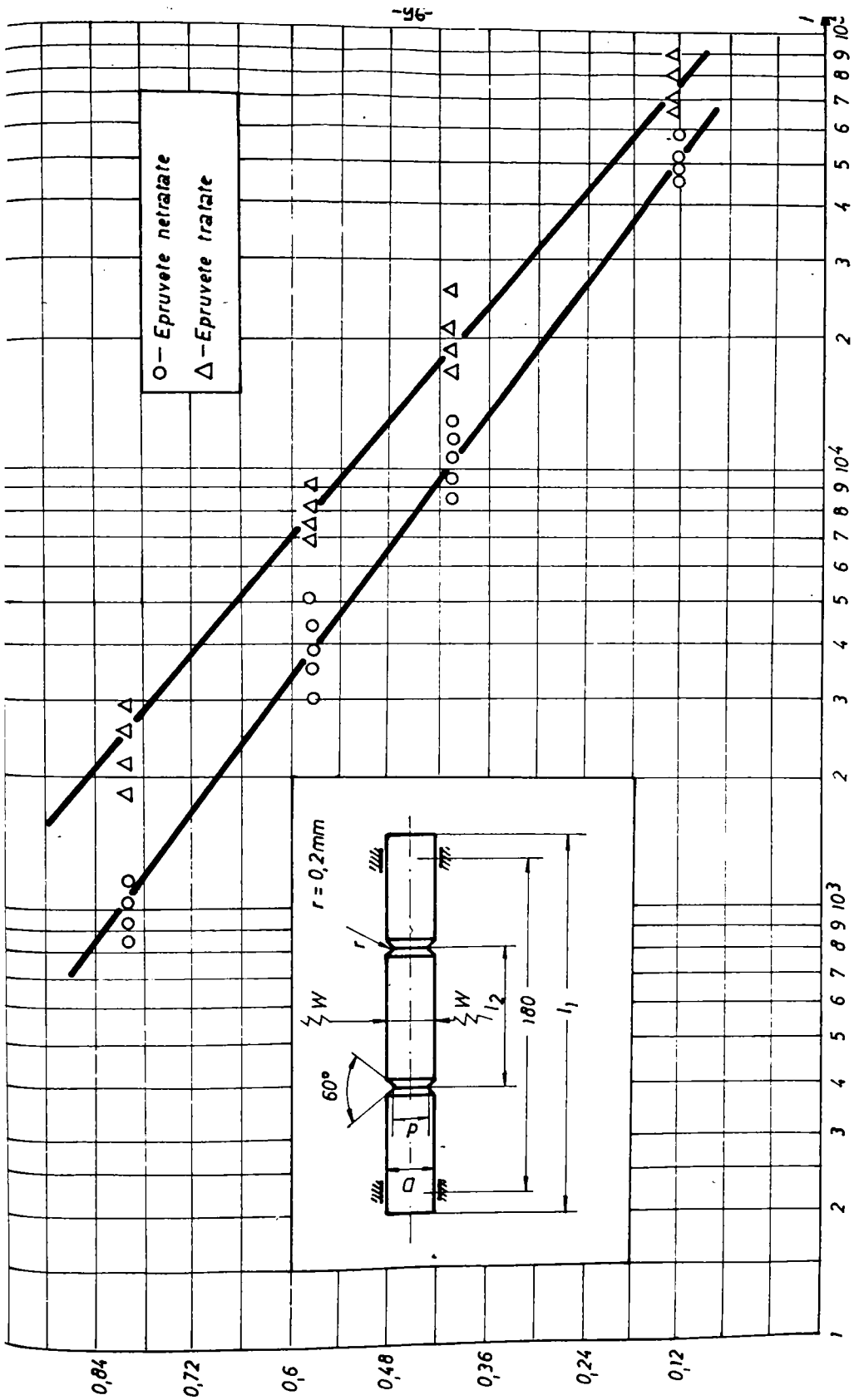


Fig. 4.25 Curbele de durabilitate la șocuri repetate ale oțelului 40 Cr10

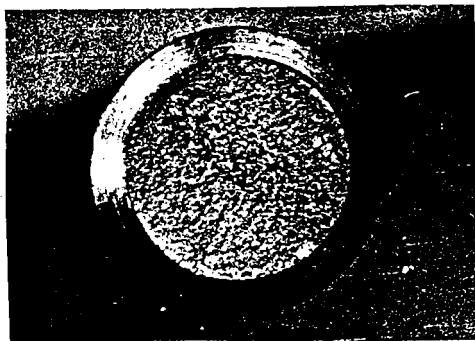
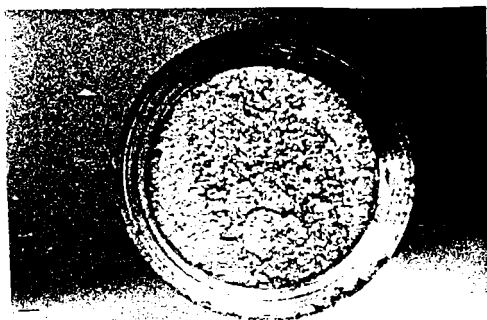


Fig.4.26 Secțiunea de rupere a oțelului 40 C 10 netratat (W = 0,79 J; N = 920 șocuri)

Fig.4.27 Secțiunea de rupere a oțelului 40 C 10 netratat (W=0,57 J; N=4327 șocuri)

4.4.3. Incercări la răsucire prin șocuri repetate

Incercările la răsucire prin șocuri repetate s-au făcut pe același tip de epruvete care au fost folosite și la încercările cu cicluri pulsante care nu includ șocul, conform indicațiilor I.S.O.1352-1977 F.

Corespunzător a trei nivele energetice ale șocului s-au încercat câte șase epruvete, rezultatele fiind indicate în figura 4.28.

Pentru aceste rezultate prin metoda celor mai mici pătrate, acceptând o distribuție normală, s-a găsit curba de durabilitate sub forma unei drepte de regresie de ecuație:

$$\zeta = a + b \log N \quad (4.34)$$

unde

$$a = \frac{\sum_{i=1}^{i=n} (\log N)^2 \cdot \sum_{i=1}^{i=n} \zeta - \sum_{i=1}^{i=n} \log N \cdot \sum_{i=1}^{i=n} (\log N) \zeta}{n \sum_{i=1}^{i=n} (\log N)^2 - \left(\sum_{i=1}^{i=n} \log N \right)^2} \quad (4.35)$$

$$b = \frac{n \sum_{i=1}^{i=n} (\log N) \zeta - \sum_{i=1}^{i=n} \log N \cdot \sum_{i=1}^{i=n} \zeta}{n \sum_{i=1}^{i=n} (\log N)^2 - \left(\sum_{i=1}^{i=n} \log N \right)^2} \quad (4.36)$$

Pentru comparație în figura 4.28 s-a indicat și dreapta de regresie trasată pe baza rezultatelor obținute de autor la încercările de torsiune pulsantă care nu include șocul [39].

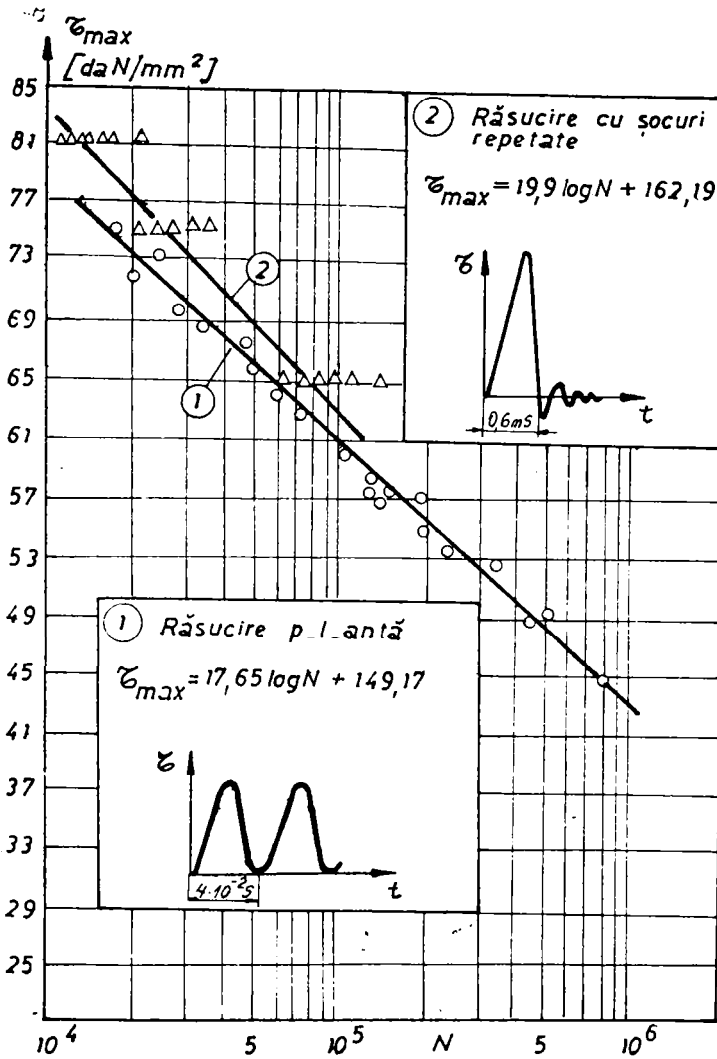


Fig.4.28 Curbele de durabilitate ale oțelului 45 HN 2 la cicluri pulsante și la șocuri repetate

Faptul că intervalul pe care s-au făcut încercările la șocuri repetate a fost mult restrâns în comparație cu domeniul pe care s-au extins încercările cu cicluri pulsante a fost determinat de condițiile de încercare de pe MŞ-4. Deși numărul de epruvete încercate nu permite o analiză statistică consistentă se poate totuși aprecia că pe intervalul analizat durabilitatea la șocuri repetate este

mai mare decât la răsucirea pulsantă care nu include șocul. Această observație reprezintă una dintre primele comunicări în literatură și ea este în concordanță cu rezultatele experimentale obținute de o serie de autori, dar în cazul încercărilor la tracțiune prin șocuri repetate pentru epruvete fără concentratori de tensiune (vezi cap.2).

4.4.4. Incercări la încovoiere cu răsucire prin șocuri repetate

Curba de durabilitate a microarborelui la încercarea de încovoiere cu răsucire prin șocuri repetate s-a trasat în coordonatele: energie reală a unui șoc W_0 - numărul de șocuri pînă la rupere N . Pe baza datelor obținute s-au reprezentat în coordonate $W_0' - \log N$, punctele corespunzătoare pentru patru nivele de solicitare (fig.4.29)

Prelucrarea statistică a rezultatelor și trasarea curbelor de izoprobabilitate s-a făcut considerînd o distribuție normală a densităților pe fiecare nivel energetic cu densitatea de probabilitate de tipul [164]:

$$p(N) = \frac{1}{s \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(N-\bar{N})^2}{2s^2}} \quad (4.37)$$

unde s-a notat cu s - abaterea medie pătratică (corectată) și cu \bar{N} - valoarea medie a variabilei N (numărul de cicluri).

Pentru ușurința calculelor s-a utilizat distribuția normală centrată

$$z = \frac{N - \bar{N}}{s} \quad p(z) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{z^2}{2}} \quad (4.38)$$

În aceste condiții funcția de distribuție este de forma

$$F(z) = F(Z \leq z) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^z e^{-\frac{z^2}{2}} dz \quad (4.39)$$

cu media și dispersia

$$M[Z] = 0, \quad D[Z] = 1$$

Se știe că integrala definită:

$$\phi(z) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_0^z e^{-\frac{z^2}{2}} dz \quad (4.40)$$

reprezentînd aria mărginită de curba $p(z)$ în intervalul $[0, z]$ se numește funcția normală a lui Laplace care este tabelată [164].

Din această lucrare s-au extras valorile:

Tabelul 4.2

F(z)	0,1	0,3	0,5	0,7	0,9
Z	-1,282	-0,524	0	0,525	1,282

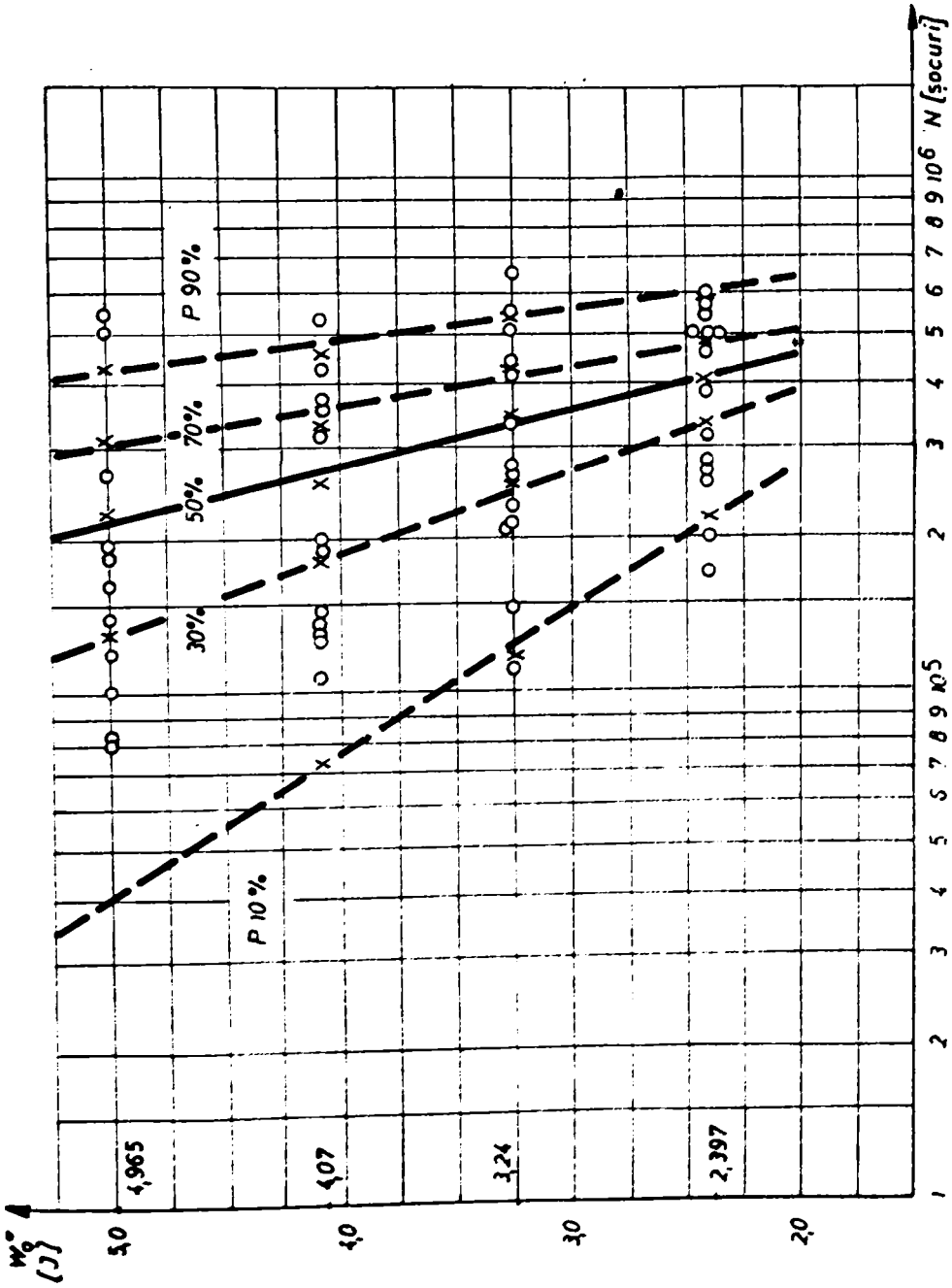


FIG. 4.29 Curva de isopercentilitate la succesiuni prin penei f-pene la microcarbunii

Cunoscînd aceste valori s-au putut determina mărimile $N = z.S + \bar{N}$, care reprezintă durabilitățile corespunzătoare nivelelor de probabilitate stabilite.

Rezultatele s-au centralizat în tabelul 4.3; valorile obținute pentru N s-au reprezentat în figura 4.29 prin X. Prin punctele astfel obținute s-au trasat după aceea dreptele de regresie utilizînd metoda oelor mai mici pătrate.

Tabelul 4.3

P	W ₀ ' J	Numărul de șocuri N			
		4,965	4,07	3,24	2,4
	\bar{N}	220 529	241 555	338 956	403 126
		165 060	134 492	167 710	146 949
	0,1	8 922	72 492	123 951	214 737
	0,3	134 037	182 308	251 076	326 125
	0,5	220 529	258 222	338 956	403 126
	0,7	307 021	334 137	426 836	480 127
	0,9	432 136	443 952	553 960	591 515

Cap.5 CONTRIBUTII PRIVIND METODICA INCERCARILOR LA
INCVOIERE STATICA, PRINTR-UN SINGUR SOC SI
LA SOCURI REPETATE PE EPRUVETE CU CRESTATURI

In ultimii ani se acordă o atenție tot mai mare metodicii de determinare a tenacității dinamice pe epruvete prismatice supuse la încovoiere cu rezemare în trei puncte pe baza înregistrării diagramelor $F - t$, $F - w$ sau $w - t$ [13], [15], [93], [94], [111], [156], [157], [174], [180], [172], [225], [235], [236], [239]. Condiția de încărcare în trei puncte pe o epruvetă cu creștătură este reprodusă la încercarea de încovoiere prin șoc cunoscută și sub numele de încercare de reziliență sau încercarea Charpy.

Încercarea la încovoiere prin șoc pe epruvete cu creștătură în U sau V este destinată a studia comportarea tenace sau fragilă a unui material în condiții de viteză de deformare mare, de temperatură și de stare de tensiune triaxială.

Aprecierea comportării tenace sau fragilă a unui material se face în principal pe baza energiei consumată pentru rupere dintr-o singură lovitură și a indicilor de cristalinitate și fibrozitate.

Deși această încercare a fost și este încă considerată de mulți autori ca o încercare tehnologică prin care nu se obține în general caracteristici de material, ea continuă să fie menținută în standarde, fiind cea mai simplă încercare la șoc.

Pornind de la aceste aspecte, autorul a căutat să extindă încercările pe același tip de epruvetă la încovoiere statică precum și la șocuri repetate. Acceptarea epruvetei Charpy V ca epruvetă tip pentru încercări la șocuri repetate dă în primul rând posibilitatea comparării materialelor prin prisma comportării lor la șoc repetat.

În al doilea rând se poate lămurii în ce măsură durabilitatea la șocuri repetate a unui material dat este dependentă sau nu de energia de rupere la un singur șoc sau la încovoiere statică, iar în al treilea rând indicii de tenacitate dinamică (K_{I_d} , J_{C_d}) determinați pe același tip de epruvete pot fi puși în corespondență directă cu indicii de durabilitate la încercările prin șocuri repetate.

5.1. Considerații privind influența creștăturii la încercarea de încovoiere prin șoc

Prezența unei creștături de exemplu creștătura în V determină o nouă repartiție a tensiunilor și deformațiilor în materialul de la baza acesteia.

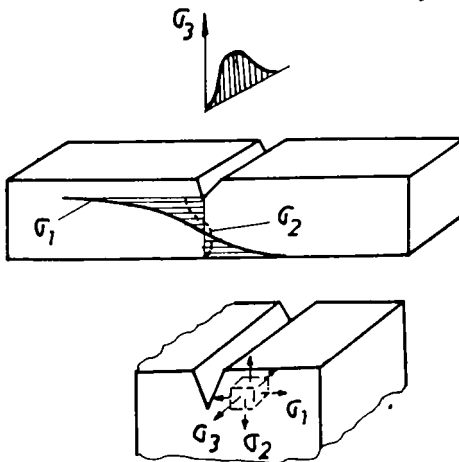
Creștătura produce o fragilizare ca urmare a creșterii tensiunii de întindere σ_t de la baza creștăturii. Aceasta este determinată de următoarele cauze:

a) Creșterea efectivă a vitezei de deformare a materialului la baza creștăturii [13].

Deoarece limita de curgere crește cu mărirea vitezei de deformare, limita de curgere reală la tracțiune pe o "epruvetă în miniatură" de sub creștătura σ_c^* este superioară lui $\sigma_{0,2}$ determinată pe o epruvetă fără creștătură.

b) Creștătura determină o concentrare puternică a deformațiilor plastice la baza ei și ca urmare o creștere suplimentară a lui $\sigma_{0,2}$ prin deformarea unor zone ecruisate. O concentrare a deformațiilor plastice apare și în zone mai îndepărtate de baza creștăturii.

c) La baza creștăturii apare o stare troaxială de tensiune (fig.5.0). Ca urmare mărirea tensiunii principale $\sigma_t = \sigma_1$ pentru



ca urmare mărirea tensiunii principale $\sigma_t = \sigma_1$ pentru ca limita de curgere la baza creștăturii trebuie să fie superioară limitei de curgere la tracțiune a unei epruvete netede $\sigma_{0,2}$.

Atunci când se face o analiză a influenței creștăturii la o epruvetă de tip Charpy, studiul trebuie corelat cu temperatura critică de fragilizare.

Se va pleca de la cunoscuta diagramă a lui Ioffe care ia în considerare influența vitezei de deformare și

Fig.5.0 Variația tensiunilor principale la baza creștăturii unei epruvete supusă la șoc [249]

a stării triaxiale de tensiune asupra temperaturii critice de fragilizare T_k (fig.5.1) [13].

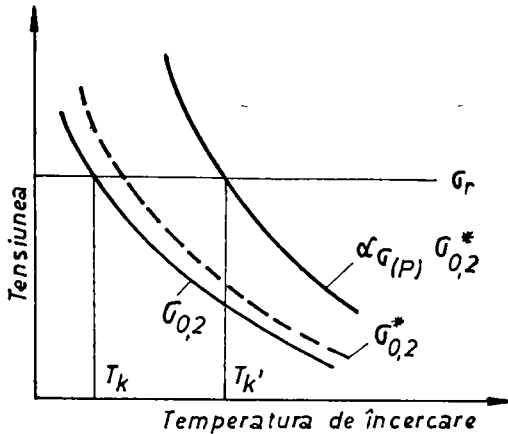


Fig.5.1 Influența creșterii vitezei de deformare și a stării triaxiale de tensiune asupra temperaturii critice de fragilizare [13]

Limita de curgere $\sigma_{0,2}$ este reprezentată în figura 5.1 ca o funcție de temperatură. În aceeași diagramă s-a presupus că rezistența la rupere nu depinde nici de temperatură și nici de viteza de deformare.

Temperatura la care se produce ruperea ($\sigma_r = \sigma_{0,2}$) va determina temperatura critică de fragilizare T_k . Prezența creștăturii determină o mărire a lui $\sigma_{0,2}$ la $\sigma_{0,2}^*$ ca urmare a creșterii vitezei de deformare și a deformării zonelor ecruisate.

Creșterea în continuare a tensiunii efective la baza creștăturii, are loc în condițiile unor deformații plastice restrinse.

Pentru calculul tensiunii se introduce coeficientul de concentrare al tensiunilor în domeniul plastic (p)

$$\alpha_{\sigma(p)} = \frac{\sigma_t^{\max}}{\sigma_{0,2}^*} \quad (5.1)$$

σ_t^{\max} - tensiunea maximă

$\sigma_{0,2}^*$ - limita de curgere obținută pe o epruvetă netedă la aceeași viteză de deformare.

Prezența creștăturii ridică după cum se vede temperatura critică de fragilizare de la T_k la T_k' .

Din figura 5.1 se vede că ruperea fragilă a unei epruvete cu creștătură apare atunci când tensiunea maximă de la baza creștăturii devine egală cu rezistența la rupere a materialului de la baza creștăturii:

$$\sigma_t^{\max} = \sigma_r^* \quad (5.2)$$

Pentru o analiză mai completă a mecanismului de rupere la

încercarea de încovoiere prin șoc a epruvetelor Charpy este necesar să se analizeze diagrama forță (tensiune) - temperatură pentru epruvetele cu creștătură.

Diagrama forță (tensiune) - temperatură poate fi examinată pe patru domenii caracteristice [245]:

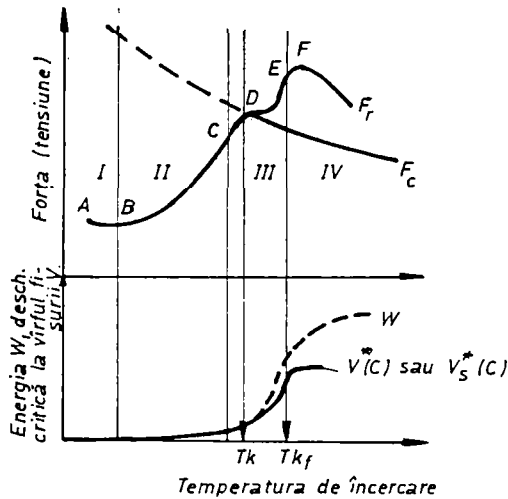


Fig. 5.2 Diagrame idealizate de variație ale forței la curgere F_c , ale forței de rupere F_r , ale energiei absorbite la rupere W și a deschiderii critice la vîrfurile fisurii V în funcție de temperatura [245]

Pornind de la această diagramă se pot analiza următoarele tipuri de ruperi:

a) Ruperea prin deformării plastice locale (A-B)

(fig.5.2). În domeniul I foarte scăzute (domeniul I) ruperea se produce prin deformării plastice puternic localizate în primul grăunte sub creștătură.

Tensiunea nominală care determină apariția unei plasticității locale și deci și ruperea este dată de relația:

$$\sigma' = \frac{\sigma_{0,2}}{\alpha_\sigma} \quad (5.3)$$

unde α_σ - coeficientul de concentrare al tensiunilor în domeniul elastic.

b) Ruperea prin deformării plastice restrinse (B-C) (fig.5.2)

Trecînd în domeniul II, o dată cu creșterea temperaturii, $\sigma_{0,2}^*$ continuă să scadă, în timp ce σ_r^* după o perioadă cînd a rămas constantă manifestă o tendință de creștere (fig.5.2).

Ecuția (5.3) nu mai poate fi aplicată deoarece pentru a aduce pe σ_t^* la nivelul lui σ_r^* sînt necesare deformării plastice suplimentare. Criteriul de rupere în acest caz devine:

$$\sigma_t^{\max} = \alpha_{\sigma(p)} \cdot \sigma_t^* = \sigma_f^* \quad (5.4)$$

σ_t^* atinge valoarea maximă σ_t^{\max} la limita intervalului care separă domeniul elastic de cel plastic unde se produce ruperea fragilă.

Coeficientul de concentrare al tensiunilor în domeniul plastic se determină în funcție de extinderea enclavei plastice R și de ra-

za de curbura ρ a creștăturii.

După Hill pornind de la starea plană de deformare [13]:

$$\alpha_{\sigma(p)} = 1 + \ln(1 + R/\rho) \quad (5.5)$$

Criteriul de rupere în acest caz devine:

$$\sigma_f^* = \sigma_t^* [1 + \ln(1 + R/\rho)] \quad (5.6)$$

Wilshaw și Pratt au determinat experimental dependența dintre R și sarcina aplicată, corelând coeficientul de concentrare al tensiunilor în domeniul plastic de raportul F/F_0 [227].

Autorii au arătat că pentru epruveta Charpy cu creștătură în V din oțel moale, $\alpha_{\sigma(p)}$ crește pînă cînd raportul $F/F_0 = 0,8$ și cînd $\alpha_{\sigma(p)}^{\max} = 2,18$ după care acesta rămîne constant (punctul C din diagrama 5.2).

c) Ruperea prin deformării plastice restrînse și deformarea zonelor ecruisate (C-D-E) (fig.5.2). Trecînd în domeniul III, temperatura crescînd pentru ca aduce tensiunea σ_t^* de la baza creștăturii la nivelul lui σ_r^* (deasupra punctului C) sînt necesare deformării suplimentare și care se produc în zonele ecruisate. Rezultă astfel:

$$\alpha_{\sigma(p)}^{\max} (\sigma_t^* + \Delta\sigma) = \sigma_r^* \quad (5.7)$$

dar

$$\Delta\sigma = \varepsilon_f \frac{d\sigma}{d\varepsilon} \quad (5.8)$$

de unde

$$\alpha_{\sigma(p)}^{\max} (\sigma_t^* + \varepsilon_f \frac{d\sigma}{d\varepsilon}) = \sigma_r^* \quad (5.9)$$

Deformația plastică a unei "epruvete în miniatură" de la baza creștăturii devine deci

$$\varepsilon_f = \frac{\sigma_r^* - \alpha_{\sigma(p)}^{\max} \sigma_t^*}{\alpha_{\sigma(p)}^{\max} \frac{d\sigma}{d\varepsilon}} \quad (5.10)$$

Ruperea se produce cînd deschiderea la vîrfurile fisurii atinge valoarea critică $v_{(c)}^*$ dată de relația

$$\frac{v_{(c)}^*}{\rho} = H \varepsilon_f(R_p) = \varepsilon_f(c) \quad (5.11)$$

unde H - este un parametru geometric care leagă deformația din virful creștăturii $\epsilon_f(c)$ cu deformația în punctul în care tensiunea este maximă $\epsilon_f(R)$.

Tetelman a stabilit că H este o funcție de raza la baza creștăturii ρ și anume $H = 270\rho[207]$.

În aceste condiții criteriul de rupere în domeniul III capătă forma

$$V_{(c)}^* = H \cdot \rho \cdot \frac{\sigma_r^* - \alpha \sigma(p) \sigma_t^*}{\max \frac{d\sigma}{d\epsilon}} \quad (5.12)$$

Ecuația (5.12) cuprinde toți factorii prin intermediul cărora creștătura reduce tenacitatea la rupere a unui material.

În acest domeniu după cum se vede forța de rupere continuă să crească deoarece enclava plastică este înconjurată de material solicitat încă elastic (porțiunea C-D) (fig.5.2). La temperatura T_k' (temperatura critică de fragilizare pentru epruveta cu creștătură) ruperea se produce în condițiile unei plastifieri a întregii secțiuni.

Forța corespunzătoare plastifierii întregii secțiuni este aceea forță pentru care la baza creștăturii se formează articulația plastică și care se propagă pe toată secțiunea epruvetei. Trecînd dincolo de punctul D, forța de rupere se micșorează sau rămîne constantă cu creșterea temperaturii (porțiunea DE). Modul de rupere pe porțiunea DE depinde de influența pe care o are temperatura asupra microstructurii și a vitezei de deformare.

La temperaturi ridicate (sfîrșitul domeniului III) se observă o creștere rapidă a sarcinii de rupere și a tenacității la rupere.

Creșterea rapidă a tenacității exprimată prin energia consumată pentru rupere W , este legată direct de relaxarea stării de tensiune. La sfîrșitul domeniului III deformațiile plastice devin tot mai extinse ceea ce implicit duce la o micșorare a lui $\alpha_{\sigma(p)}$.

Micșorarea lui $\alpha_{\sigma(p)}$, duce după cum se vede din ecuația (5.12) la o creștere rapidă a lui $V_{(c)}^*$ și prin aceasta și a tenacității la rupere.

d) Ruperea în domeniul tenacității ridicate (E-F) (fig.5.2).

În domeniul IV ϵ_f și $V_{(c)}^*$ capătă valori mari. Deformația ϵ_f nece-

sară pentru inițierea unei ruperi fragile devine atât de mare încât depășește deformația corespunzător unei ruperi fibroase ϵ_s . Prin urmare deschiderea $V_{(c)}^*$ necesară pentru inițierea unei ruperi fragile la baza creștăturii devine atât de mare, încât la început se atinge deformația ruperii fibroase ϵ_s , iar începutul ruperii la baza creștăturii are un aspect fibros.

Temperatura la care se produce această rupere este denumită temperatură critică inițială corespunzător ruperii fibroase a epruvetei cu creștătură T_{kf} .

Criteriul ruperii fragile în acest domeniu devine

$$V_{(c)}^* > V_{s(c)}^* = \rho \epsilon_s \quad (5.13)$$

În funcție de mărimea lui ϵ_s , temperatura T_{kf} poate fi mai mare, mai mică sau egală față de temperatura critică de plasticitate [245].

Pentru evidențierea și a acestor aspecte ale influenței creștăturii asupra capacității unui material de a absorbi energie de deformare la temperatura ambiantă, autorul a întreprins în continuare un studiu experimental asupra comportării la încovoiere statică a epruvetelor Charpy, definind și alți parametrii care pot fi puși în corespondență directă cu tenacitatea la rupere.

5.2. Contribuții privind studiul comportării epruvetelor Charpy la încovoiere statică

5.2.1. Programul experimental

Încercarea la încovoiere statică a epruvetelor prismatice cu creștătură în V sau U este în general o încercare puțin răspîndită. Deși această încercare este mai complicată decît încercarea la încovoiere prin șoc ea are o serie de avantaje și anume:

Permite: determinarea mai precisă a forței maxime comparativ cu încercarea prin șoc unde aceasta este influențată de forțele de inerție, măsurarea cu precizie ridicată a săgeții la curgere, determinarea caracterului variației sarcinii după atingerea valorii maxime a acesteia.

De asemeni permite o investigație diferențiată a fazelor procesului de rupere iar rezultatele obținute pot fi puse în corespondență cu mărimile mecanicii ruperii.

Studiul a fost efectuat pe două oțeluri și anume oțelul 40Glo și 45HN2 în două variante de tratare termică. La ambele oțeluri este

importantă determinarea energiei consumată pînă la rupere întrucît primul oțel este folositⁱⁿ construcția unor microarbori la care în exploatare apar șocuri repetate, iar al doilea oțel este un oțel special folosit în construcția unor elemente de preluare a șocurilor. Compoziția chimică a celor două oțeluri și caracteristicile mecanice pentru fiecare tratament termic aplicat sînt indicate în tabelele 5.1 și 5.2.

Tabelul 5.1

Compoziția chimică a oțelurilor analizate

Oțelul	Compoziția chimică %									
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Cu	Al
40Cr10	0,37	0,23	0,62	0,030	0,016	0,06	0,91		0,91	0,016
	0,35	0,21	0,60	0,028	0,014	0,04	0,89	-	0,89	0,014
45HN2	0,54	0,31	0,68	0,032	0,01	1,26	0,86	0,20		
	0,60	0,32	0,69	0,035	0,011	1,36	1,02	0,22	-	-

Tabelul 5.2

Caracteristicile mecanice ale oțelurilor 40Cr10 și 45HN2 în două variante de tratare termică

Oțelul	Tratament termic	$R_{p,2}$	R_m	A_n	Z	$\frac{W_d}{(KV)}$	$\frac{W_{st}}{J}$	$\frac{W_d}{W_{st}}$
		MPa	MPa	%	%	J	J	
40Cr10	Călire martenitică +10°C apă (Varianta T1)	498,4	697,3	14,32	52,18	101	77	1,31
	Revenire 600°C +10°C apă (Varianta T2)	374,3	578,6	16,47	66,93	143	110	1,30
45HN2	Călire martenitică +10°C apă (Varianta T1)	1464	1658	5,21	42,3	49	40	1,23
	Revenire 600°C +10°C apă (Varianta T2)	1332	1510	6,18	43,9	71	58	1,231

Pentru a asigura condiții de rezemare similare cu cele prescise la încercarea de încovoiere prin șoc autorul a construit un dispozitiv special (fig.5.3).

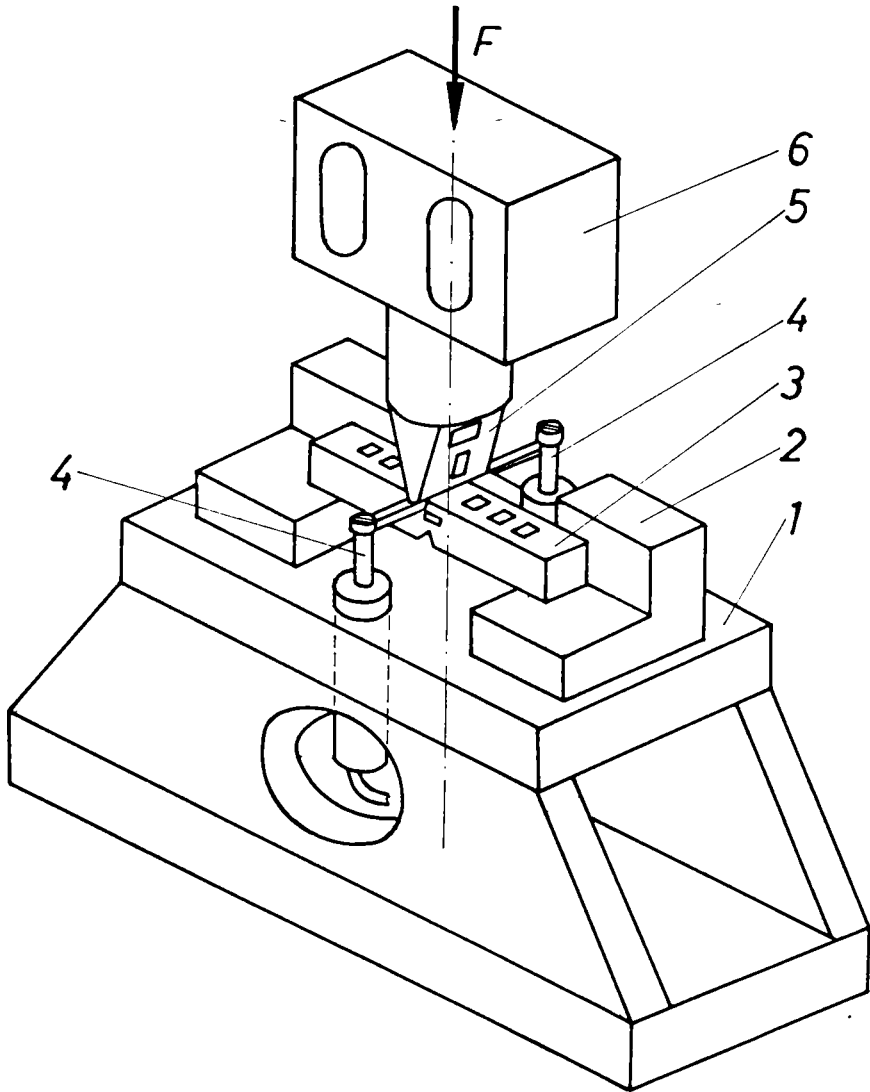


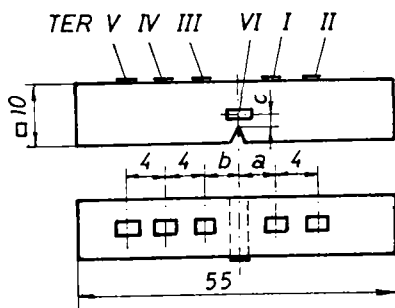
Fig.5.3 Schema dispozitivului pentru încercări la încovoiere statică

Dispozitivul constă dintr-un bloc masiv 1 cu rigiditate mare pentru a nu altera complianța aparentă a epruvetei, pe care au fost dispuse două bacuri de rezemare 2. Pe cele două bacuri de rezemare este așezată liber epruveta 3. Aplicarea statică a sarcinii s-a realizat prin intermediul ciocanului de lovire 6 utilizat la încercarea

prin șocuri repetate. Cuțitul ciocanului 5 echipat cu traductoare extensometrice rezistive a servit în același timp ca traductor de forță.

Săgeata obținută de epruvetă în cursul încovoierii s-a măsurat cu ajutorul a două traductoare de deplasare inductive 4 (unul în domeniul ± 1 mm pentru încercări în domeniul elasto-plastic și unul în domeniul ± 10 mm pentru încercări pînă la rupere).

În vederea analizei variației deformațiilor specifice o parte din epruvete au fost echipate cu traductoare extensometrice rezistive (TER) după cum urmează:



Pentru setul de 6 epruvete

$$a = (5,24 \dots 7,50) \text{ mm}$$

$$b = (4,51 \dots 6,96) \text{ mm}$$

$$c = (1,6 \dots 2,08) \text{ mm}$$

Fig. 5.4 Schema de dispunere a traductoarelor extensometrice rezistive (TER)

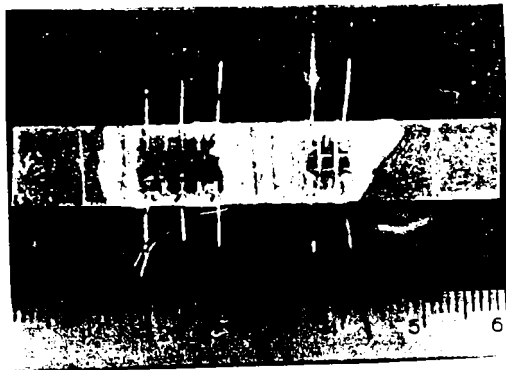


Fig. 5.5 Vedere generală a unei epruvete cu T.E.R. aplicați pe fața opusă creștăturii

- 5 T.E.R. liniari cu baza de măsurare 2 mm au fost aplicați pe fața opusă creștăturii;

- 1 T.E.R. liniar cu baza de măsurare de 0,6 mm a fost aplicat pe fața laterală a epruvetei.

În figura 5.6 este indicată o vedere a dispozitivului de aplicare a sarcinii și modul de amplasare a traductorului inductiv pentru măsurători de săgeți în domeniul ± 1 mm.

Aparatura de măsurare utili-

zată, s-a compus din:

- lanțul de măsurare dinamică cu 3 canale, semnalele de ieși-

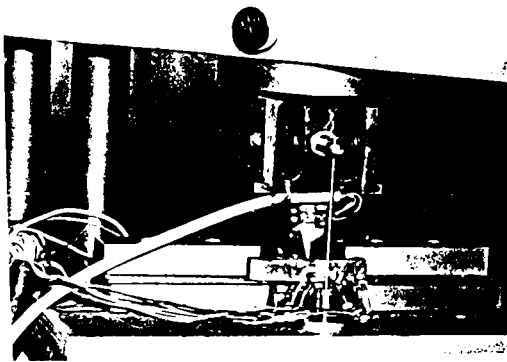


Fig.5.6 Vedere a dispozitivului de aplicare a sarcinii la încercarea de încovoiere statică

re forță și săgeată fiind introduse într-un înregistrator în coordonate X-Y;

- lanțul de măsurare statică format din unitatea de comutație, compensator automat și unitatea de afișare digitală și tipărire.

O vedere de ansamblu a modului de adaptare a dispozitivului p... și... încercat și aparaturii de măsurare folosită este indicată în figura 5.7.

Ciocanele de la fiecare



Fig.5.7 Vedere generală a montajului și a aparaturii de măsurare la încercarea de încovoiere statică

post ale MŞ-5 au fost montate în banchurile mașinii de încercat la tracțiune și s-au aplicat forțe continue crescătoare simultan cu înregistrarea semnalului de la traductorii extensometrici rezistivi aplicați pe cuțitul de lovire.

Programul experimental a cuprins încercări până la rupere cu în-

registrarea automată a diagramelor forță-săgeată și încercări în domeniul comportării elasto-plastice pentru două moduri de încărcare:

- în trepte monoton crescătoare,
- în trepte crescătoare cu descărcări succesive.

5.2.2. Rezultate experimentale și discuții

Pe baza programului experimental s-au făcut înregistrări ale diagramei forță-săgeată pe cîte 10 epruvete cu creștătură în V, pen-

tru fiecare din cele două oțeluri și respectiv pentru fiecare tratament aplicat. La oțelul 40Cr10 s-au făcut încercări la rupere și pentru epruvete cu creștătură în formă de U.

În figura 5.8 sînt indicate comparativ diagramele F-w pentru oțelul 40Cr10 (Varianta T1) pentru o epruvetă cu creștătură în V și pentru o epruvetă cu creștătura în U.

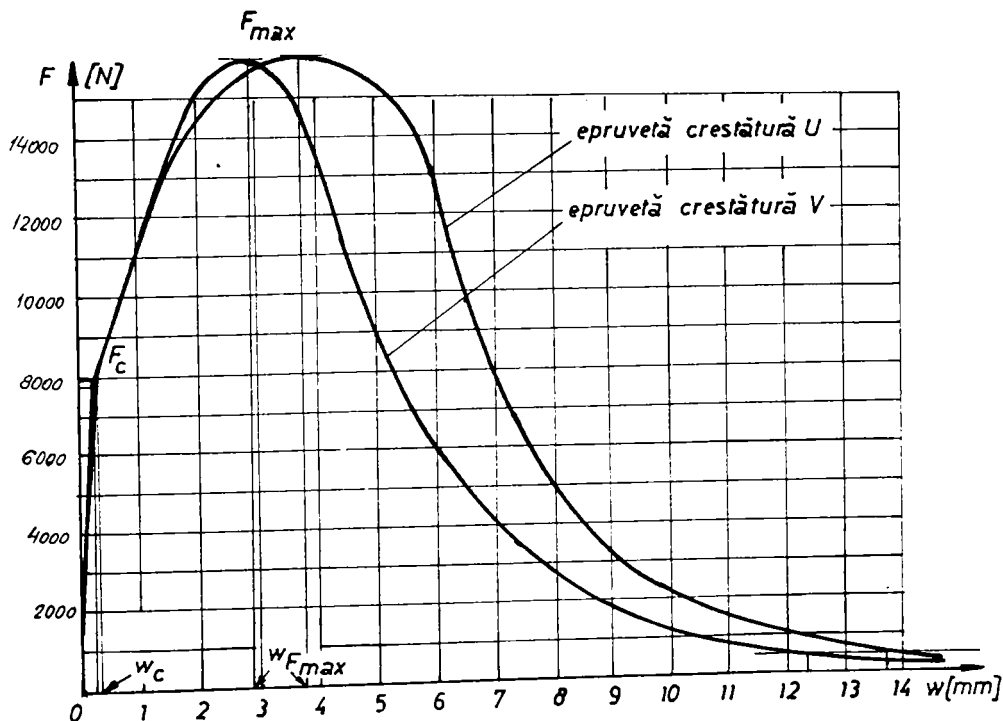


Fig.5.8 Diagramele F-w pentru oțelul 40Cr10 (Varianta T1)

Din aceste diagrame s-au putut determina forțele la curgere F_c , forțele maxime F_{max} , săgețile la curgere w_c , săgețile corespunzătoare forțelor maxime $w_{F_{max}}$, componenta de energie necesară amorțării ruperii w'_{st} , componenta de energie necesară propagării ruperii w''_{st} precum și energia totală $w_{st} = w'_{st} + w''_{st}$. Componenta de energie necesară amorțării ruperii w'_{st} s-a determinat prin planimetrarea diagramei F-w pînă la atingerea forței maxime (fig.5.8).

În lucrarea 48 autorul a prezentat o analiză mai amănunțită a valorilor acestor mărimi pentru oțelul 40Cr10 pentru cele două tratamente aplicate.

În tabelul 5.2 s-au indicat valorile lui W_{st} obținute la încercarea epruvetelor cu creștătură în V pentru fiecare oțel și pentru fiecare tratament termic. Valorile indicate în tabel reprezintă media rezultatelor obținute la încercarea unui număr de 10 epruvete.

Așa după cum s-a arătat programul experimental a cuprins și un studiu al repartiției deformațiilor specifice pe lungimea epruvetelor fapt pentru care un număr de 6 epruvete, 3 cu creștătură în U și 3 cu creștătură în V au fost echipate cu traductori rezistivi ca în figurile 5.4 și 5.5.

În figura 5.9 sînt indicate curbele forță-deformație specifică determinate la încercarea cu încărcări în trepte monotone crescătoare, înregistrate pentru cele 6 T.E.R. la epruvetele cu creștătura în U oțel 40Cr10 (Varianta T1).

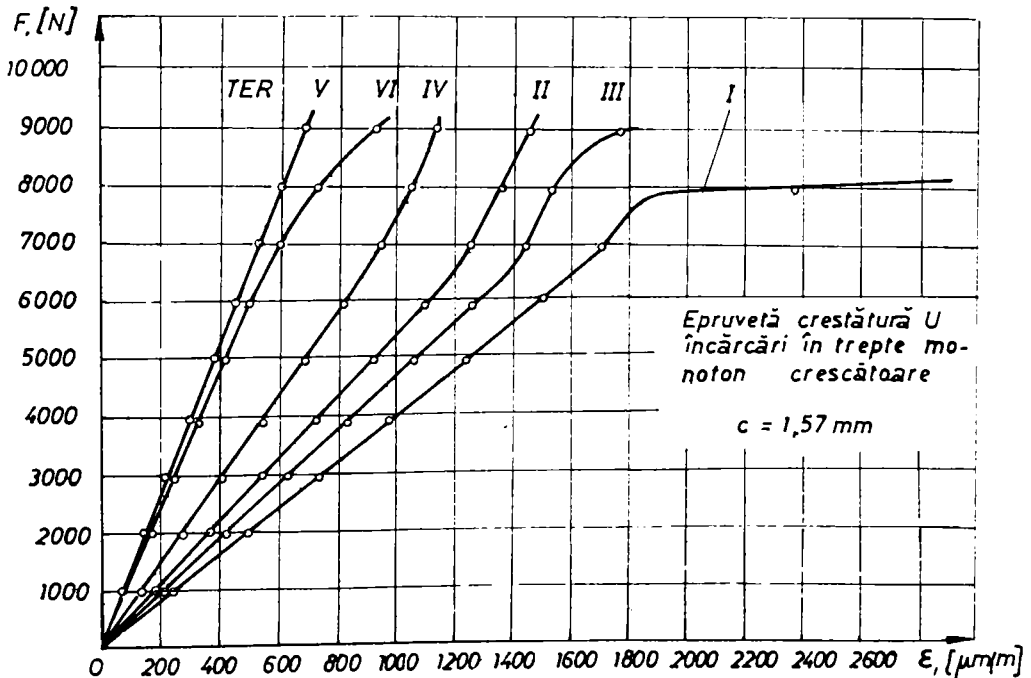


Fig.5.9. Variația deformațiilor specifice E la o epruvetă cu creștătura U oțel 40Cr10 (Varianta T1) la încărcarea în trepte monotone crescătoare

Diagrama $F-E$ corespunzătoare traductorului VI care a fost plasat la vârful creștăturii indică o dependență liniară pînă la

un anumit punct cînd după apariția curgerii plastice, curba nu mai are un caracter liniar (fig.5.9). Apariția curgerii plastice la vîrfurile creștăturii a fost resimțită și pe partea comprimată a epruvetei prin apariția unor puncte de inflexiune, excepție făcînd traductorul V care a fost situat la o distanță mai mare față de secțiunea centrală a epruvetei.

Diagramele din figura 5.10 indică repartitia deformațiilor specifice ϵ pe o jumătate din epruvetă pentru nouă forțe aplicate. Datorită rotirii fibrei medii deformate în dreptul reazemelor curbelor extrapolate la $\epsilon \rightarrow 0$ indică o scurtare a deschiderii epruvetei. Din considerente de simetrie în aceeași diagramă s-au trecut și deformațiile specifice indicate de traductorul II.

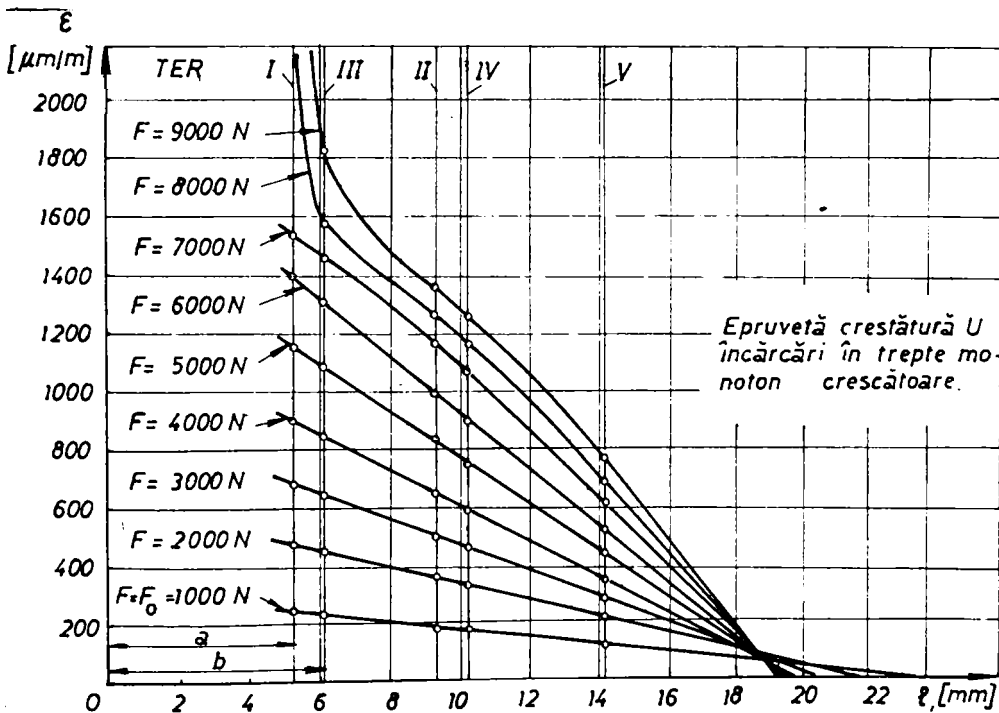


Fig.5.10 Diagramele de variație ale deformațiilor specifice pe o jumătate de epruvetă, cu creștătură U oțel 40Cr10 (Varianta T1) la încărcarea în trepte monoton crescătoare

Partea a doua a programului experimental a cuprins după cum s-a arătat încărcări în trepte cu descărcări succesive.

Cercetările experimentale au dovedit că deformațiile specifice remanente la încărcări crescătoare și descărcări succesive sînt

puternic influențate de intensitatea și extinderea enclavei plastice ecruisate ciclic de la baza creștăturii.

În figura 5.11 sînt indicate diagramele de variație ale deformațiilor specifice remanente pe o jumătate din lungimea epruvetei. Din considerente de simetrie indicațiile traductorilor I și II plasați în partea dreaptă a epruvetei au fost luate în considerare la analiza repartiției deformațiilor specifice pentru jumătatea din stînga a epruvetei.

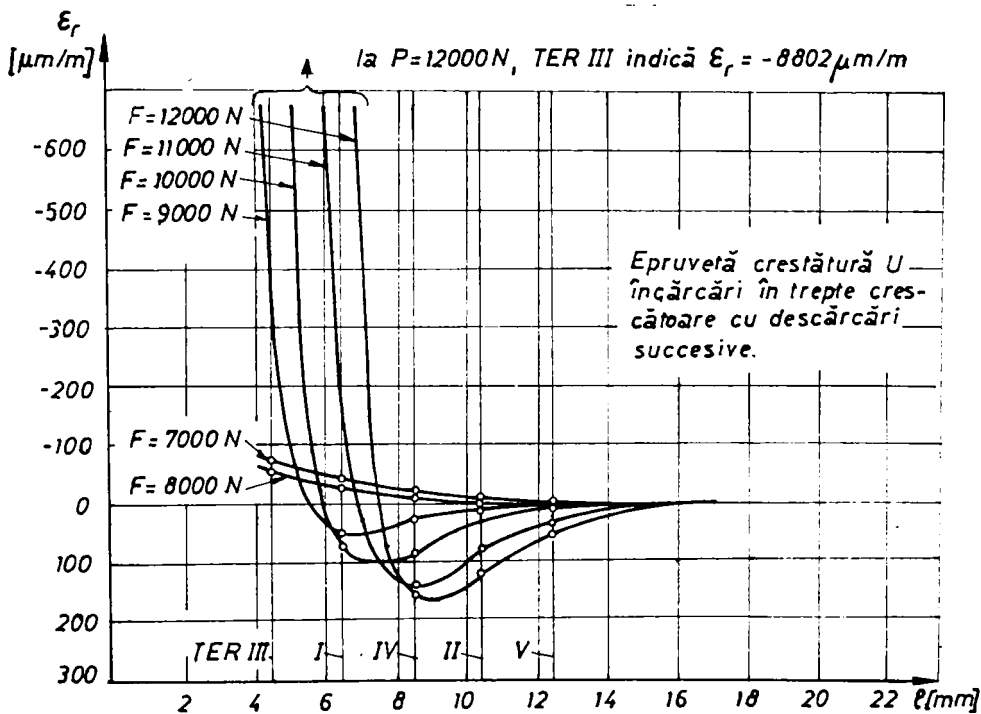


Fig.5.11 Variația deformațiilor specifice remanente măsurate la încărcări în trepte crescătoare cu descărcări succesive pentru o epruvetă cu creștătură U oțel 40Cr10 (Varianta T1)

Analizînd această diagramă se observă că o dată cu creșterea forțelor aplicate, deformațiile specifice remanente în punctele indicate se deplasează spre zona cuprinsă în cîmpul deformațiilor remanente de întindere, zonă care se îndepărtează la rîndul ei de secțiunea centrală a epruvetei, o dată cu creșterea forței (fig.5.11).

La epruveta cu creștătură în V care evidențiază capacitatea materialului de a opri propagarea unei fisuri amorsate s-a analizat

deformația la baza creștăturii în directă dependență de săgeata epruvetei (fig.5.12).

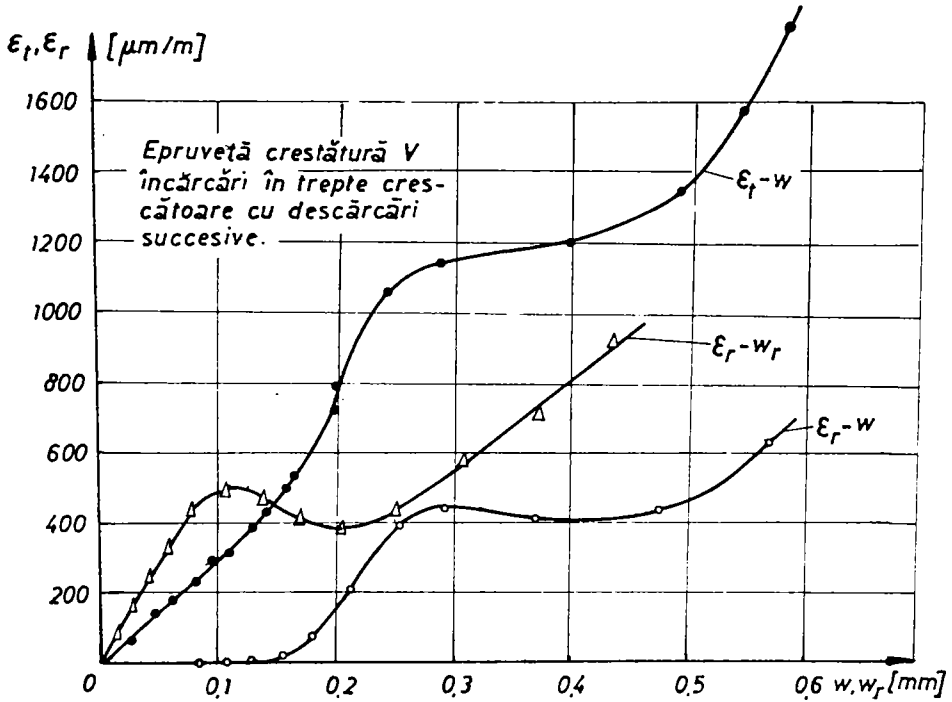


Fig.5.12 Variația deformației specifice totale ϵ_t și a deformației specifice remanente ϵ_r în funcție de săgeata totală w , respectiv săgeata rămanentă w_r , pentru o epruvetă cu creștătură V corespunzător oțelului 40Cr10 (Varianta T1)

Deformația specifică la baza creștăturii în V a epruvetei s-a măsurat cu ajutorul unui T.E.R. linear cu baza de 0,6 mm aplicat la baza creștăturii (fig.5.4).

Variația nemonotonă , $\epsilon_t - w$, $\epsilon_r - w_r$ și $\epsilon_r - w$ se explică prin interacțiunea dintre cele două zone în care se dezvoltă deformații remanente: enclava plastică la vârful fisurii și fibra extremă de pe partea comprimată a epruvetei.

Prin programul de încercări la încovoiere statică a epruvetelor cu creștături se validează metodologia pentru determinarea unor caracteristici ce descriu capacitatea de înmagazinare a energiei de deformație pînă la rupere.

În tabelul 5.2 sînt indicate valorile medii ale energiei consumate pentru rupere, obținute prin planimetrarea diagramelor F-w

la încercarea epruvetelor cu creștătură în V. Pentru ambele oțeluri se evidențiază că pentru o formă dată a concentratorului de tensiune și o caracteristică de curgere și ecrusare cunoscute, săgeata remanentă și deformația specifică la virful creștăturii depind de energia preluată de epruvetă. Detaliile sînt date de autor în lucrarea [48].

5.3. Cercetări privind comportarea epruvetelor Charpy la încovoiere printr-un singur șoc

În cadrul programului experimental privind comportarea epruvetelor Charpy la încovoiere printr-un singur șoc s-a urmărit în primul rînd determinarea energiei consumată pentru rupere folosind epruvete cu creștătură V. Încercările s-au făcut pe un ciocan Charpy tip W.P.M. avînd rezerva de energie maximă $W = 300 \text{ J}$, masa pendulului 30 Kg și care în momentul impactului are viteza $v_0 = 4,5 \text{ m/sec}$.

În tabelul 5.2 sînt indicate pentru fiecare oțel respectiv pentru fiecare tratament termic aplicat valorile K.V. (W_d) și care reprezintă media a cîte 20 de epruvete.

În afară de aceasta s-au făcut și înregistrări ale diagramei $F - t$ folosind un ciocan Charpy tot de tipul W.P.M. cu înregistrare. Semnalul pentru forță a fost obținut de la un traductor piezoelectric amplasat într-unul din reazeme de pe batiul ciocanului. Aspectul tipic al unei diagrame $F - t$ înregistrată la ruperea printr-un singur șoc este indicată în figura 5.13

Se observă că după o creștere cvasi-statică a forței pînă la valoarea F_c care corespunde curgerii generale, extinderea deformației plastice și amorsarea ductilă a ruperii la baza concentratorului sînt însoțite de o variație lentă a forței care trece printr-un maxim F_{max} . În continuare concentrarea locală a tensiunilor determină o schimbare a modului de rupere, astfel încît la o forță F_f se amorsează ruperea fragilă. Propagarea ruperii fragile încețază la o forță F_g de la care ruperea capătă din nou un caracter ductil.

Dacă în locul timpului pe abscisă s-ar fi luat săgeata probei atunci prin integrare se poate determina energia totală la rupere prin șoc. Aspectul diagramei $F - t$ este asemănător cu cel al diagramei $F - w$. Analizînd figura 5.13 se vede că energia tota-

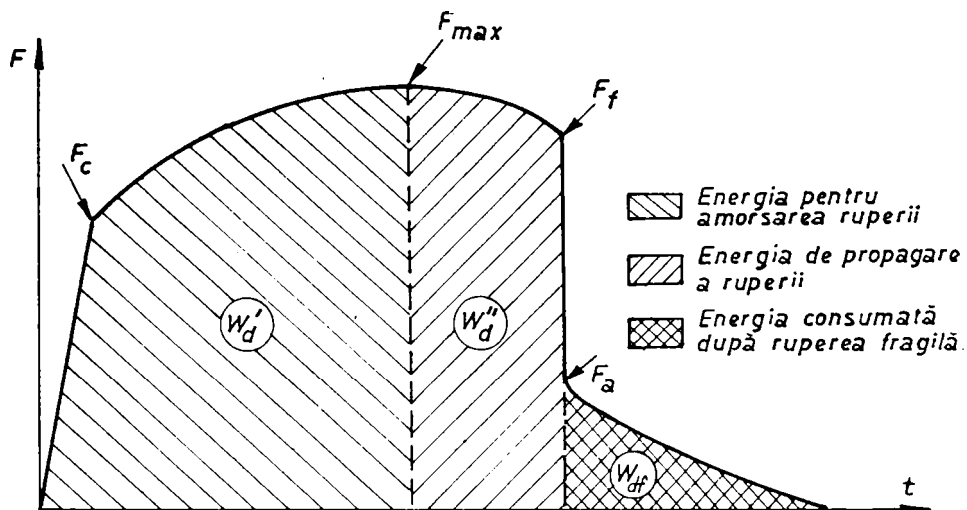


Fig.5.13 Diagrama $F - t$ înregistrată la ruperea printr-un singur șoc W_d este formată din: energia W'_d absorbită pînă la atingerea forței maxime considerată ca fiind energia de amorsare a ruperii; energia W''_d considerată ca energia de propagare a ruperii și W_{df} care este energia consumată după ruperea fragilă.

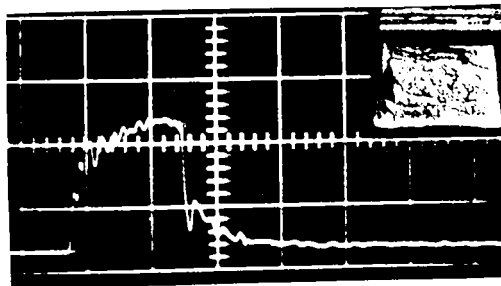


Fig.5.14 Diagrama $F-t$ la ruperea unei epruvete cu creștătură în V - oțel 40Cr10 (Varianta T1)

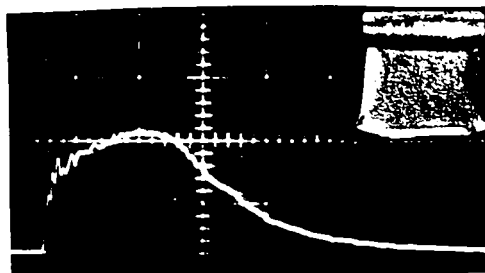


Fig.5.15 Diagrama $F-t$ la ruperea unei epruvete cu creștătură în U - oțel 40Cr10 (Varianta T1)

În figurile 5.14 și 5.15 sînt prezentate diagramele $F-t$ înregistrate la ruperea oțelului 40Cr10 (Varianta T1).

Pentru a urmări repartitia deformațiilor plastice, pe fețele laterale ale unor epruvete cu creștătură V s-a aplicat prin electroliză un strat de Cu pe care s-a imprimat apoi printr-o metodă

optică o rețea formată din pătrate cu latura de 1 mm. Din figurile 5.16 și 5.17 se vede modul în care s-a deformat o astfel de rețea la ruperea printr-un singur șoc și la încovoiere statică a unor epruvete cu creștătură V din oțelul 40Cr10 (Varianta T1).

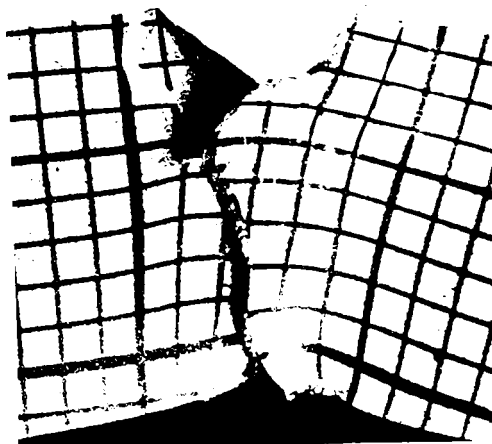


Fig. 5.16 Deformarea unei rețele prin șoc a unei epruvete cu creștătură în V - oțel 40Cr10 (Varianta T1)

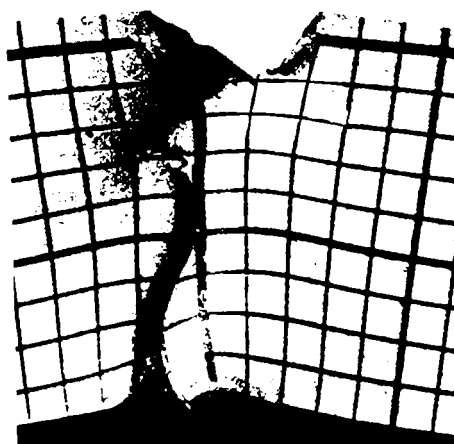


Fig. 5.17 Deformarea unei rețele la ruperea prin încovoiere statică a unei epruvete cu creștătură în V - oțel 40Cr10 (Varianta T1)

5.4. Observații privind influența vitezei de deformare asupra comportării unor oțeluri la temperatura ambiantă

Analizând rezultatele experimentale obținute la încercarea epruvetelor cu creștătură în V la încovoiere statică și prin șoc se desprind următoarele (tabel 5.2):

- La ambele oțeluri raportul $W_d/W_{st} > 1$, ceea ce reflectă schimbarea caracteristicilor mecanice ale oțelurilor la solicitări prin șoc. Rezultatele experimentale sînt în concordanță cu datele obținute de Molcianov pentru patru oțeluri aliate [113].

- Pentru cele două oțeluri analizate s-a constatat că raportul celor două energii nu depinde de tratamentul termic aplicat. Si această observație este în concordanță cu rezultatele experimentale obținute de Hartbower pe oțelul D6AC și pentru aliajul Ti-6Al-4V utilizat în construcția corpului rachetei Minutmen [13].

- Urmărind repartitia deformațiilor plastice pe lungimea epruvetelor cu creștătură în V la ambele oțeluri s-a constatat că la încercările prin șoc apare o localizare mai puternică a defor-

mașinilor plastice la baza creștăturii și în imediata vecinătate a acesteia, spre deosebire de încovoierea statică unde deformările permanente la baza creștăturii sînt mai restrinse (fig.5.16 și 5.17).

S-a evidențiat de asemeni că zonele deformate plastic sînt mai extinse la încovoierea statică în comparație cu încovoierea prin șoc (vezi și paragraful 5.2).

- La oțelul 40Cr10 corespunzător ambelor tratamente forța la curgere în regim dinamic a fost cu (20-25)% mai mare decît forța la curgere la încovoiere statică. Același raport se păstrează aproximativ și în ceea ce privește valorile forțelor maxime la șoc. respectiv la încovoierea statică. Prin aceasta se explică și faptul că raportul $W_d/W_{st} > 1$.

5.5. Contribuții la studiul durabilității unor oțeluri la încovoiere prin șocuri repetate pe epruvete de tip Charpy

În capitolul 2 s-au prezentat unele particularități privind metodologia încercărilor la șocuri repetate precum și modul de apreciere a durabilității la acest tip de încercări. Avînd în vedere că pînă în prezent nu este încă definit rolul factorului dimensional asupra durabilității la șocuri repetate, autorul propune o metodă experimentală bazată pe utilizarea la aceste încercări a epruvetei Charpy V, acceptată în majoritatea standardelor ca epruveta pentru încercarea la încovoiere prin șoc singular.

5.5.1. Tehnica experimentală folosită și interpretarea rezultatelor

5.5.1.1. Instalația experimentală. Încercările la șocuri repetate utilizînd epruveta Charpy în V, s-au făcut pe un ciocan Amaler (MŞ-5) (fig.5.18).

La această instalație arborele principal 4 este antrenat în mișcare de rotație de motorul electric 1 prin angrenajul format din pinionul 2 și coroana dințată 3. Pe arborele principal al mașinii sînt dispuse patru came 5 care ridică ciocanele pendul 6 pînă la o anumită înălțime.

Ciocanele pendul care oscilează în jurul axului 7, pierzînd contactul cu cama, cad liber realizînd impactul pe epruveta montată în bacurile mașinii.

Fiecare din cele patru posturi ale mașinii este prevăzut cu

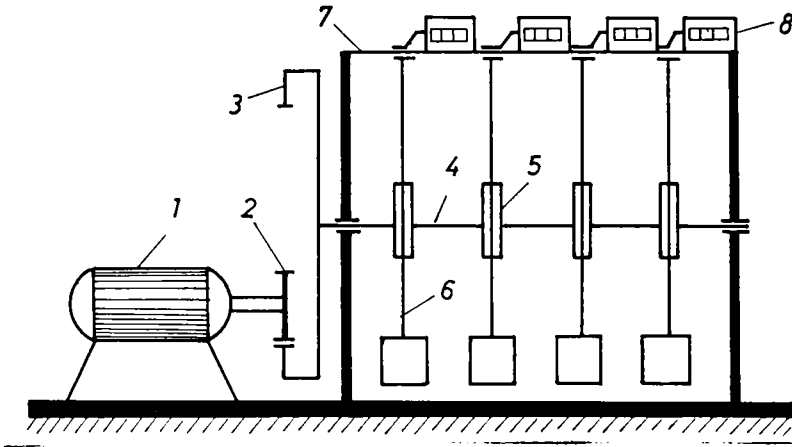


Fig.5.18 Schema cinematică a MŞ-5

două ciocane realizând impactul în două puncte diametral opuse. Contoarele de ture 8 antrenate la fiecare post de către unul din ciocane înregistrează numărul perechilor de lovituri până la rupe-re, când un dispozitiv decuplează automat mișcarea ciocanului.

Cele patru came de pe arborele principal al mașinii sînt astfel decalate încît să comande șocuri succesive. După aplicarea impactului ciocanele sînt reținute de niște glisiere pentru a evita lovituri necontrolate.

Cele patru compartimente ale instalației lucrează absolut individual astfel că se pot schimba epruvetele la un post fără să fie necesară oprirea întregii instalații.

Așa cum s-a arătat în capitolul 3, paragraful 3.3, instalația a fost concepută pentru încercarea la încovoiere a unor bare de secțiune circulară cu deschiderea de 170 mm și cu diametre cuprinse între (16 - 20)mm.

Pentru a putea efectua încercările epruvetelor de reziliență în condiții analoage cu cele de la o încercare Charpy, în primul rînd au fost construite și adoptate de autor noi bacuri pentru fixarea epruvetelor (fig.5.19).

Fiecare bac a fost prevăzut cu un sistem de reținere și de centrare a epruvetei astfel încît loviturile să poată fi aplicate centric pe partea opusă creștăturii. Ciocanele care de fapt nu comandau contoarele de ture au fost blocate, la fiecare compartiment de lucru, cama acționînd numai un singur ciocan.

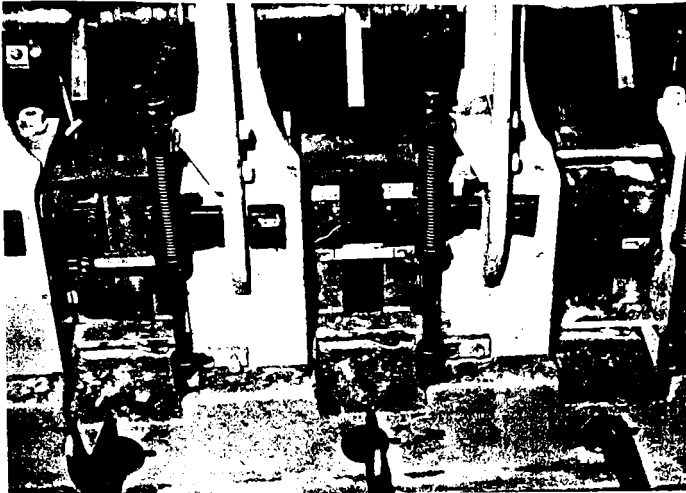


Fig.5.19 Vedere generală a bacurilor de fixare a epruvetelor Charpy pentru încercări la șocuri repetate pe MŞ-5

Avînd în vedere că rigiditatea reazemelor a fost schimbată, glisierile de reținere ale ciocanelor după impact au fost înlocuite de autor printr-un sistem de opritoare comandate de niște re-soarte [47], [49].

5.5.1.2. Etalonarea ștandului. Aparatura și teh-

Intrucît ciocanele pendul au o construcție specială, iar pe parcursul anilor ele au suferit modificări, înainte de a începe etalonarea ștandului s-a făcut o verificare amănunțită a acestora.

Astfel pentru fiecare post s-au determinat: masa pendulului m_1 , momentul de inerție masic față de axa de rotație J_0 , distanța de la axa de rotație la centrul de greutate al pendulului l_0 , poziția centrului de percuție l_p , viteza unghiulară ω , viteza în momentul șocului v_0 , energia potențială a pendulului în poziția inițială W_0 , masa ciocanului redusă în centrul de percuție m_1^* și energia potențială corectată W_0' .

Avînd în vedere că pe MŞ-5, ciocanele nu pot executa oscilații complete din cauza mecanismului care comandă decuplarea ciocanului în momentul ruperii probei, s-a construit un dispozitiv special în care a fost montat fiecare ciocan pendul cu axul și rulmenții săi (fig.5.20).

Poziția centrelor de percuție la fiecare post s-au determinat experimental folosind dispozitivul indicat în figura 5.20, prin cronometrarea perioadei de oscilație T a pendulului pentru unghiuri sub 8° folosind relația:

$$l_p = gT^2/4\pi^2 \quad (5.14)$$



Fig.5.2o Dispozitivul folosit pentru verificarea poziției centrului de percuzie al ciocanelor de la MŞ-5

în care

l_p - lungimea pendulului matematic sincron

g - accelerația gravitațională

T - perioada unei oscilații complete determinată ca valoare medie la cronometrarea timpului necesar, la un număr de 80 oscilații.

Valorile găsite experimental au fost verificate teoretic folosind relația:

$$l_p = J_o / m_1 l_c \quad (5.15)$$

Energia potențială W_o a pendulului în poziția inițială sau energia unui șoc a fost calculată, pentru unghiul de inclinare extrem $\alpha = 30^\circ$ determinat de profilul camei.

În tabelul 5.3 sînt indicate principalele elemente geometrice și mecanice ale ciocanelor de la cele patru posturi ale MŞ-5.

Tabelul 5.3

Elementele geometrice și mecanice pentru cele patru posturi ale MŞ-5

Postul	m_1 [Kg]	m_1^* [Kg]	J_o [Kgf.s ²] [cm]	l_c [cm]	l_p [cm]	ω [rad/sec]	v_o [m/sec]	W_o [J]	W'_o [J]
I	4,36	4,00	5,27	33,5	35,5	2,71	0,96	1,84	1,82
II	3,52	3,04	4,02	31,40	35,5	2,71	0,96	1,44	1,40
III	2,84	2,23	2,95	28,7	35,5	2,75	0,98	1,1	1,00
IV	1,85	1,43	1,92	28,7	35,5	2,75	0,98	0,71	0,60

În tabelul 5.3 a fost trecută pentru fiecare post și masa redusă în centrul de percuzie a pendulului m_1^* , mărime care a stat la baza calculului forțelor și a săgeților (vezi capitolul 3). Programul de etalonare a MŞ-5 a cuprins înregistrarea următoarelor mărimi: forțele de șoc, accelerațiile ciocanelor pendul și deformațiile specifice ale epruvetelor (fig.5.21).

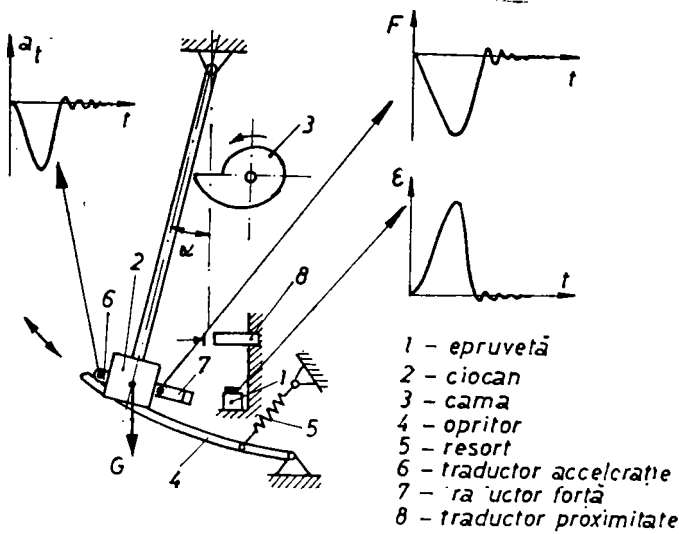


Fig.5.21 Schema unui post cu indicarea principalelor mărimi înregistrate

Epruvetele folosite la etalonarea ştan-
dului sînt indici-
cate în figura
5.22 şi au fost
executate din
oţel 40Cr10 T-1.

Pentru mai
multe unghiuri
de înclinare α ,
ciocanele au
fost lăstate să
cadă liber înre-
gistrîndu-se
oscilogramele
F-t; a_t -t şi

ϵ -t. În tabelul 5.4 sînt
indicate condiţiile care
au stat la baza programu-
lui de etalonare a MŞ-5.
Ca traductori de forţă
la fiecare compartiment
s-au folosit cuţitele cio-
canelor pe care s-au apli-
cat cîte patru T.E.R. —
baza de 0,6 mm conectate
în punte completă
Wheatstone (fig. 5.23).

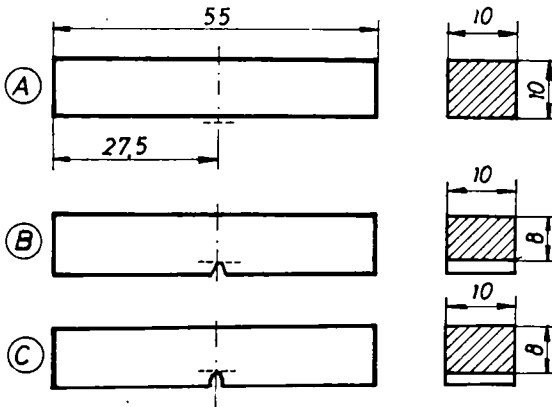


Fig.5.22 Tipuri de epruvete folosite la etalonarea MŞ-5

În figura 5.24 este
indicată o vedere a cio-
canului de la postul I,

la care pe cuţitul de lovire au fost aplicaţi 4 T.E.R. cu baza de
0,6 mm pentru măsurarea forţelor la şoc.

Datorită rigidităţilor mari a lamei cuţitului T.E.R.1 şi 3
s-au aplicat cît mai aproape de muchie pentru a se asigura o sen-
sibilitate corespunzătoare măsurării (fig.5.23).

Caracteristicile de etalonare ale traductorilor de forţă pen-

Tabelul 5.4
Condițiile de etalonare ale MŞ-5

Postul de lucru	Unghiul de înclinare al pendulului α°	Masa ciocanului m_1 [Kg]	Epruveta folosită
I	10	4,36	A
	15		
	20		
	30		
	≠ 30		A, B, C
II	10	3,52	A
	15		
	20		
	30		
	≠ 30		A, B, C
III	10	2,84	A
	20		
	30		
	≠ 30		A, B, C
IV	10	1,85	A
	20		
	30		
	≠ 30		A, B, C

* Corespunde cazului cînd ciocanele au fost acționate prin camă

tru fiecare compartiment de lucru al MŞ-5 s-au ridicat pe o mașină universală Z.D.10/90 fabricație W.P.M.- R.D.G. folosind montajul din figura 5.25.

Între traversa superioară 1 a mașinii și traversa inferioară 2 s-a interpus montajul format dintr-un captor de forță Hottinger 3, o piesă de apăsare 4, epruveta de reziliență 5 și ciocanul 6 la care lama cuțitului a fost echipată cu T.E.R. Pentru fiecare ciocan s-au făcut cîte trei șiruri de încărcări de la 0...5500 N în trepte de cîte 150 N.

Caracteristica de etalonare pentru fiecare compartiment a rezultat ca media aritmetică a valorilor celor trei șiruri de măsurători.

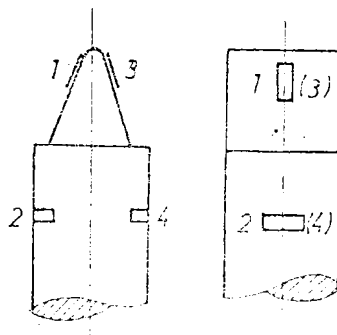


Fig. 5.23 Schema unui cuțit cu amplasarea TER

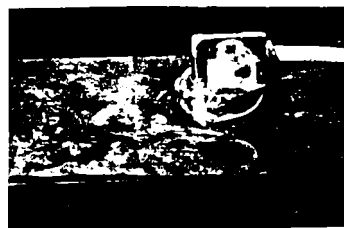


Fig. 5.24 Ciocanul de la postul I cu T.E.R. pentru măsurarea forțelor la șoc

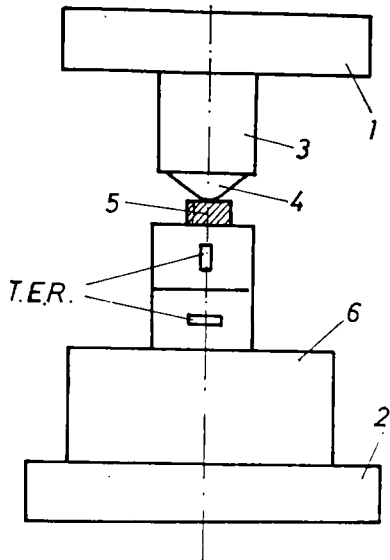


Fig. 5.25 Schema de montaj în mașina universală a unui ciocan echipat cu T.E.R. pentru ridicarea caracteristicii de etalonare

Sensibilitatea raportată a traductorului de forță stabilită în urma acestor etalonări a fost de $0,07935 \mu\text{V/V/N}$ iar erorile cumulate nu au depășit $\pm 1\%$ din semnalul. În figura 5.26 este prezentată o oscilogramă F-t înregistrată la aplicarea unui șoc.

Oscilogramele F-t înregistrate pentru fiecare compartiment au permis în primul rând determinarea forțelor maxime și a duratei șocului.

Accelerația ciocanului a fost înregistrată folosind un traductor de accelerație Hottinger care s-a fixat în spatele acestuia (fig. 5.21).

Traductorul de accelerație a fost de tip inductiv cu frecvența proprie de 2 KHz având domeniul

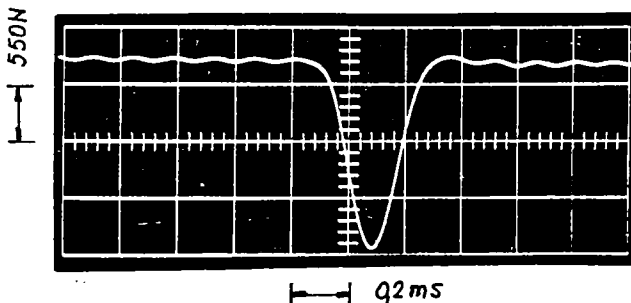


Fig. 5.26 Oscilograma F-t - postul I; $\alpha = 20^\circ$; la aplicarea unui șoc. Epruveta A

0-500 g și după modul în care a fost amplasat pe ciocanul de lovire s-a măsurat componenta tangențială a accelerației ($a_t = dV/dt$)

În figura 5.27 este indicată o oscilogramă $a_t - t$ înregistrată la aplicarea unui șoc.

Pe baza acestor oscilograme s-a recalculat viteza v_0 a ciocanului în momentul impactului și viteza după șoc a ciocanului v'_0 :

$$v_0 = \int_{t_a}^0 a_t dt \quad (5.16) \quad ; \quad v'_0 = \int_{t_a}^T a_t dt \quad (5.17)$$

Viteza după șoc a ciocanului v'_0 astfel determinată pentru fiecare compartiment la acționarea prin came a ciocanelor, a permis reglarea corectă a opritoarelor 4 prin sistemul de resoarte 5, ast-

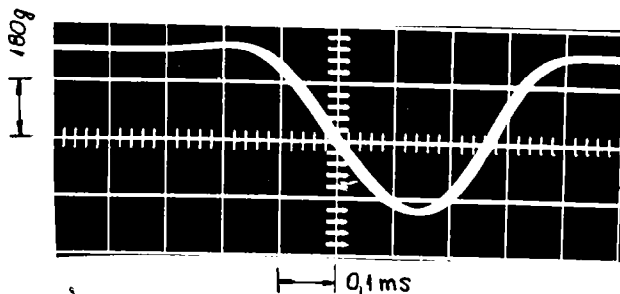


Fig.5.27 Oscilogramă a_t-t - postul II
 $\alpha = 20^\circ$; epruveta A

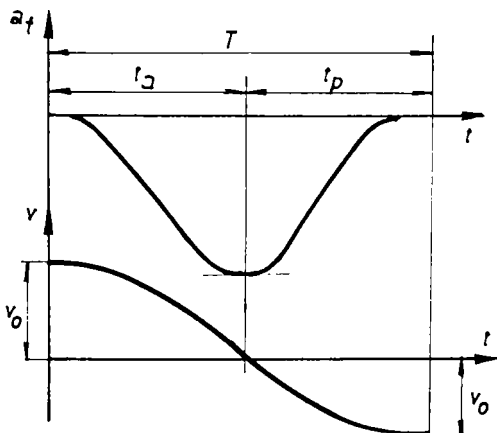


Fig.5.28 Oscilogramă a_t-t și modul de calcul din aceasta a vitezelor v_0 și v_0'

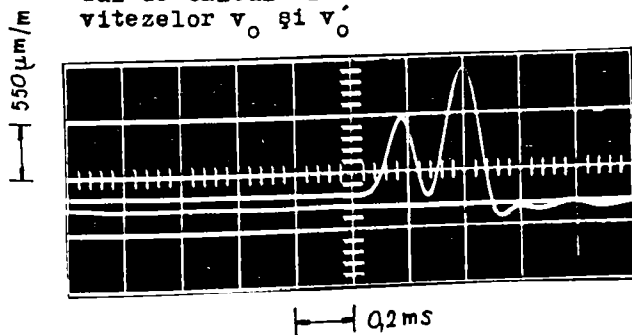


Fig.5.29 Oscilogramă $\epsilon-t$ - postul I
epruveta B

tractor a furnizat semnalul de treaptă în momentul apropierii ciocanului de lovire la o distanță corelată cu timpul mort al declanșării.

fel încît să se evite loviturile suplimentare, necontrolate (fig.5.21).

În figura 5.29 este indicată o oscilogramă $\epsilon-t$ unde datorită reglării incorecte a sistemului de resoarte a opritorului a apărut o lovitură suplimentară.

Din aceeași oscilogramă se vede că la baza creștăturii au apărut deformații remanente.

Deformațiile specifice ale epruvetelor s-au măsurat cu ajutorul T.E.R. Hottinger de tip folie cu baza de măsurare de 0,6 mm dispuse în funcție de tipul epruvetei (fig. 5.22). La epruvetele cu creștături în U și V s-au aplicat T.E.R. pe ambele fețe laterale ale epruvetelor în direcția tensiunii normale principale σ_1 în imediata vecinătate a creștăturii. La epruvetele fără creștătură, T.E.R. s-a aplicat pe fața opusă șocului în planul de simetrie (fig.5.22).

Avînd în vedere că pentru declanșarea bazei de timp a osciloscopului pe care s-au făcut înregistrările era necesar un semnal cu pantă mare, pe batiul MŞ-5 s-a fixat un traductor de proximitate 8 de tip inductiv fără contact (fig.5.21). Acest tra-

Intrucît toate mărimile înregistrate au o variație dinamică s-a utilizat un amplificator de măsurare cu două canale; funcționînd după principiul amplificării unei frecvențe purtătoare modulate în amplitudine cu semnal util, demodulare sensibilă la fază, filtrare și amplificare finală (fig.5.3o).

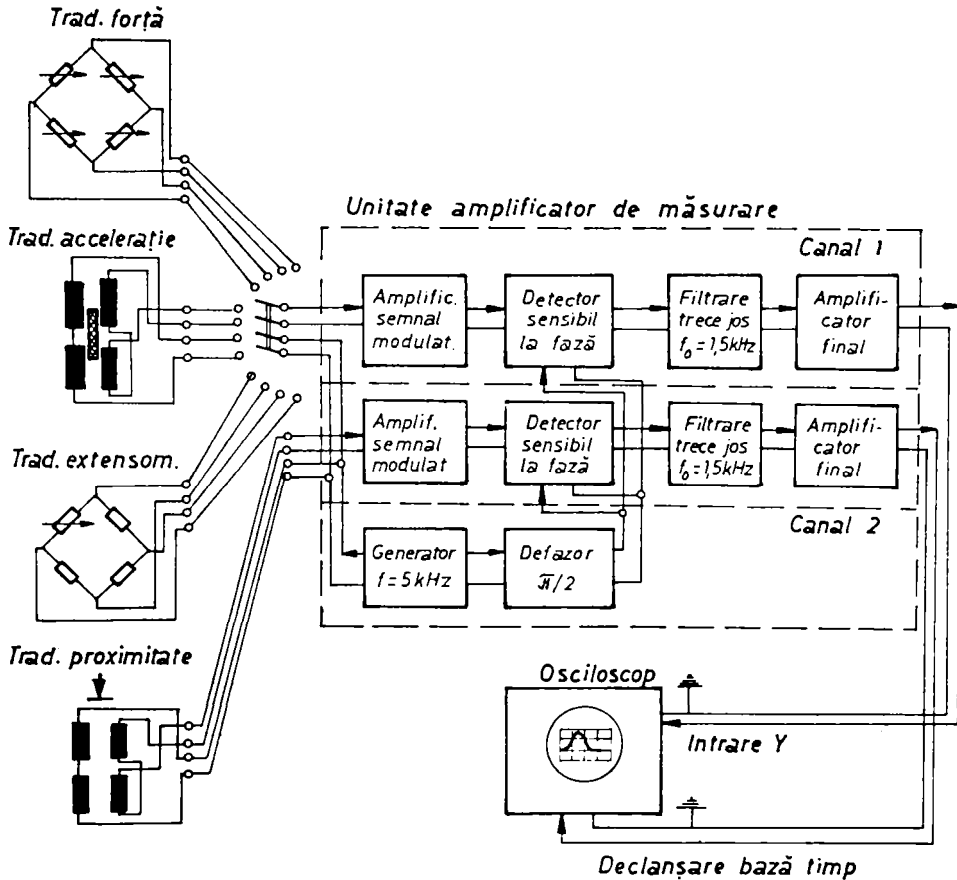


Fig.5.3o Schema bloc a lanțului de măsurare

Variațiile mărimilor înregistrate s-au vizualizat cu ajutorul unui osciloscop cu bază de timp etalonată, iar imaginile au fost fotografiate în vederea prelucrării datelor.

Calibrarea lanțului de măsurare s-a făcut după metoda absolută prin aplicarea la intrare a unui salt etalon cunoscut pentru fiecare mărime în parte și înregistrarea deviației corespunzătoare pe ecranul osciloscopului.

5.5.1.3. Rezultatele experimentale și interpretarea lor

După cum s-a văzut din capitolul 3 calculul la încovoiere prin șoc are o altă particularitate față de calculul la întindere prin

șoc sau răsucire prin șoc, chiar în cazul barelor de secțiune constantă. Prezența pe o bară, pe care se aplică un șoc transversal a unei creștături sau discontinuități, implică complicații mari la calculul tensiunilor și constituie o problemă care nu are încă o rezolvare analitică. În afară de aceasta tensiunea la baza concentratorului nu rămâne aceeași de la un impact la altul. Ca urmare în condițiile acestui studiu s-a acceptat ca parametru în aprecierea durabilității energia unui șoc W_0 care pe durata încercării poate fi menținută constantă.

Etalonarea ștandului a avut ca scop de a stabili în primul rând în ce măsură energia unui șoc W_0 poate fi corelată cu alți parametri ai șocului cum ar fi forțele și deformațiile specifice [49]. Pe de altă parte s-a urmărit dacă la aceeași energie cinetică W_0 a ciocanelor, forțele maxime sînt aceleași pentru fiecare din cele patru compartimente ale MȘ-5.

În figura 5.31 și 5.32 sînt reprezentate în coordonate dublu logaritmice dependențele $F_{\max} - W_0$; $E_{\max} - W_0$ obținute la două din compartimentele de lucru ale MȘ-5, corespunzător condițiilor de încercare indicate în tabelul 5.4.

În aceleași diagrame a fost trecută și săgeata maximă w_{\max} calculată pe baza unei forțe care aplicată static produce aceeași deformație specifică E_{\max} :

$$w_{\max} = \frac{l^2}{6a} E_{\max} \quad (5.18)$$

în care

l - distanța dintre reazeme

a - lungimea laturii secțiunii epruvetei.

Analizînd diagramele din figurile 5.31 și 5.32 precum și cele obținute la celelalte două posturi s-a constatat că în domeniul elastic, corespunzător fiecărui compartiment al MȘ-5, pe domeniile studiate atît forțele maxime cît și deformațiile specifice sînt proporționale cu $\sqrt{W_0}$.

Avînd în vedere că rigiditatea reazemelor a fost aceeași, a rezultat că în domeniul unghiurilor mici de lansare ale ciocanelor pendul, rigiditatea acestora nu a influențat forțele maxime la șoc și nici deformațiile specifice maxime ale epruvetelor fără creștătură. Pentru unghiuri mai mari de lansare ale ciocanelor, rigiditatea acestora devine importantă; însă avînd în vedere că unghiul

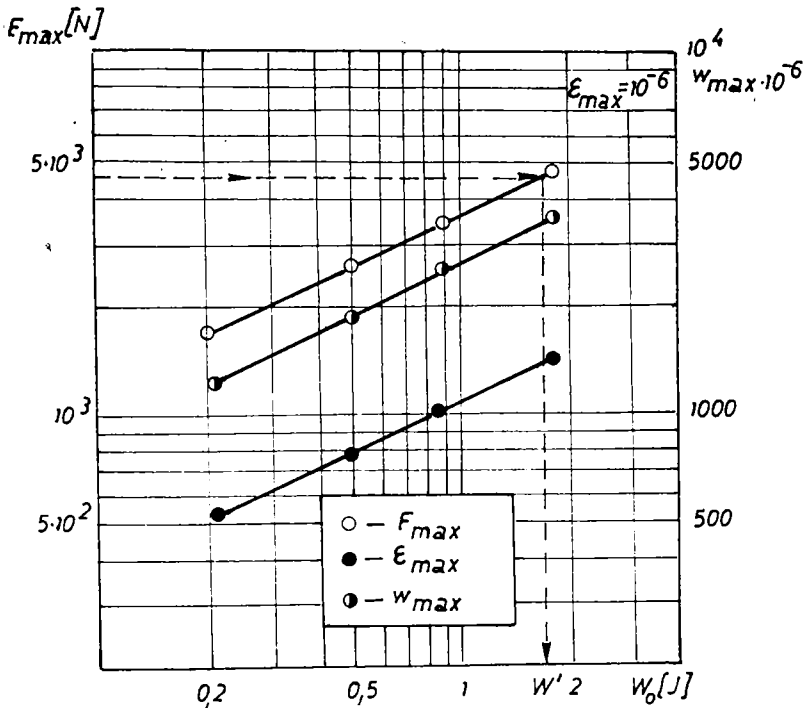


Fig.5.31 Variația forțelor maxime la șoc F_{max} și a deformațiilor specifice maxime ϵ_{max} în funcție de energia unui șoc W_0 . Postul I, epruveta de tip A

de lansare al ciocanului în regim de lucru este de 30° autorul nu a fost interesat în a stabili la fiecare compartiment unghiul de la care rigiditatea ciocanelor începe să influențeze direct forțele maxime și deformațiile specifice maxime.

Faptul că la aceeași energie cinetică, forțele maxime s-au reprodus de

la un post la altul a fost extrem de important și s-a dovedit pentru prima dată în cadrul acestei instalații. Această observație a justificat în și mai mare măsură posibilitatea acceptării energiei unui șoc ca parametru în aprecierea durabilității la încercările prin șocuri repetate pe MŞ-5.

Comparând forțele maxime calculate teoretic în ipoteza unui contact hertzian cu cele obținute prin înregistrări folosind același tip de epruvetă a rezultat următoarele:

- la fiecare post al MŞ-5 forțele maxime calculate au fost mai mari decât forțele maxime înregistrate,
- introducerea primei corecturi și anume luarea în considerare a forfecării și a inerției de rotație a dus la o apropiere dintre datele experimentale și cele teoretice (for-

țele maxime calculate fiind acum în medie cu 19 % mai mari decât cele măsurate),

- introducerea unor corecții suplimentare legate de caracterul contactului precum și de rigiditatea ciocanului pot aduce teoria lui Timoshenko în concordanță bună cu datele experimentale obținute pe MŞ-5.

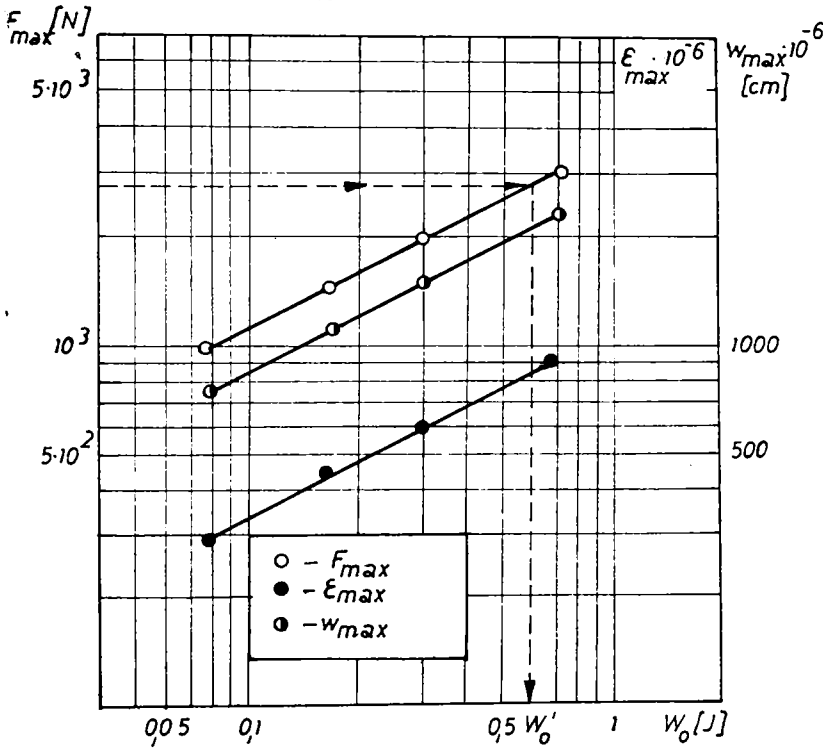


Fig.5.32 Variația forțelor maxime la șoc F_{max} și a deformațiilor specifice maxime ϵ_{max} în funcție de energia unui șoc W_0 . Postul IV, epruveta de tip A

Folosirea epruvetelor cu creștătură U sau V în aceleași condiții de încercare nu au dus la diferențe semnificative în ceea ce privește forțele maxime la șoc față de cele înregistrate la epruvetele fără creștătură și nici asupra duratei șocului. La primele două compartimente după câteva zeci de șocuri la epruvetele cu creștă-

tură în U au început să apară deformațiile plastice.

La epruvetele cu creștătură V cu toate măsurile luate în direcția folosirii unor traductori cu bază foarte mică de măsurare și care au fost plasați cât mai aproape de baza creștăturii, studiul stării de tensiune la șoc nu a fost concludent.

În prezența șocului la aceste epruvete, deformațiile au fost puternic localizate la baza creștăturii și cu toate măsurile lua-

te ele nu au putut fi sesizate integral de T.E.R.

Ca urmare pentru studiul efectului de concentrare la șoc al tensiunilor în prezența unor creștături cu raza mică de racordare, specific epruvetei cu creștătură V ($\rho = 0,25$ mm), nu se poate aplica tensometria întrucât deformațiile au o tendință de localizare la baza creștăturii mult mai accentuată decât la solicitările statice.

În condițiile de lucru ale MŞ-5 energia unui șoc nu poate fi determinată din condiția unei căderi libere având în vedere că în momentul declanșării ciocanului are loc o frecare între bilele de reținere ale acestuia și opritor.

Pentru a determina energia corectată a unui șoc W'_0 atunci când ciocanul este acționat prin came, s-au folosit înregistrările F-t corespunzătoare fiecărui compartiment.

Pe baza forțelor maxime înregistrate la acționarea prin came a ciocanelor și diagramele $F_{\max} - W_0$ trasate pentru fiecare compartiment, s-au stabilit valorile corectate W'_0 ale energiei unui șoc (fig.5.31; 5.32).

Energia W'_0 , determinată astfel pentru fiecare compartiment al MŞ-5 a constituit parametrul de apreciere al durabilității în studiul care urmează.

• 5.5.2. Curbele de degradare la șocuri repetate folosind epruvete de tip Charpy

După etalonarea și reglarea MŞ-5 s-a trecut la efectuarea încercărilor la șocuri repetate corespunzător celor patru nivele energetice ale șocului unitar (tab.5.3).

Ca epruvetă tip de încercare a fost reținută epruveta Charpy normală cu creștătură în V.

În funcție de energia unui șoc W'_0 , încercările s-au extins în domeniul durabilității limitate ($N = 10^3 - 10^5$ șocuri). Pentru fiecare oțel, respectiv pentru fiecare tratament aplicat s-au încercat câte 18 epruvete la fiecare nivel energetic al șocului unitar.

Datele experimentale s-au reprezentat sub forma unor "curbe Wöhler" de coordonate $W'_0 - \log N$.

Pentru aceste rezultate, prin metoda celor mai mici pătrate, acceptând o distribuție normală s-a găsit câte o curbă de oboseală sub forma unei drepte de regresie având ecuația de forma:

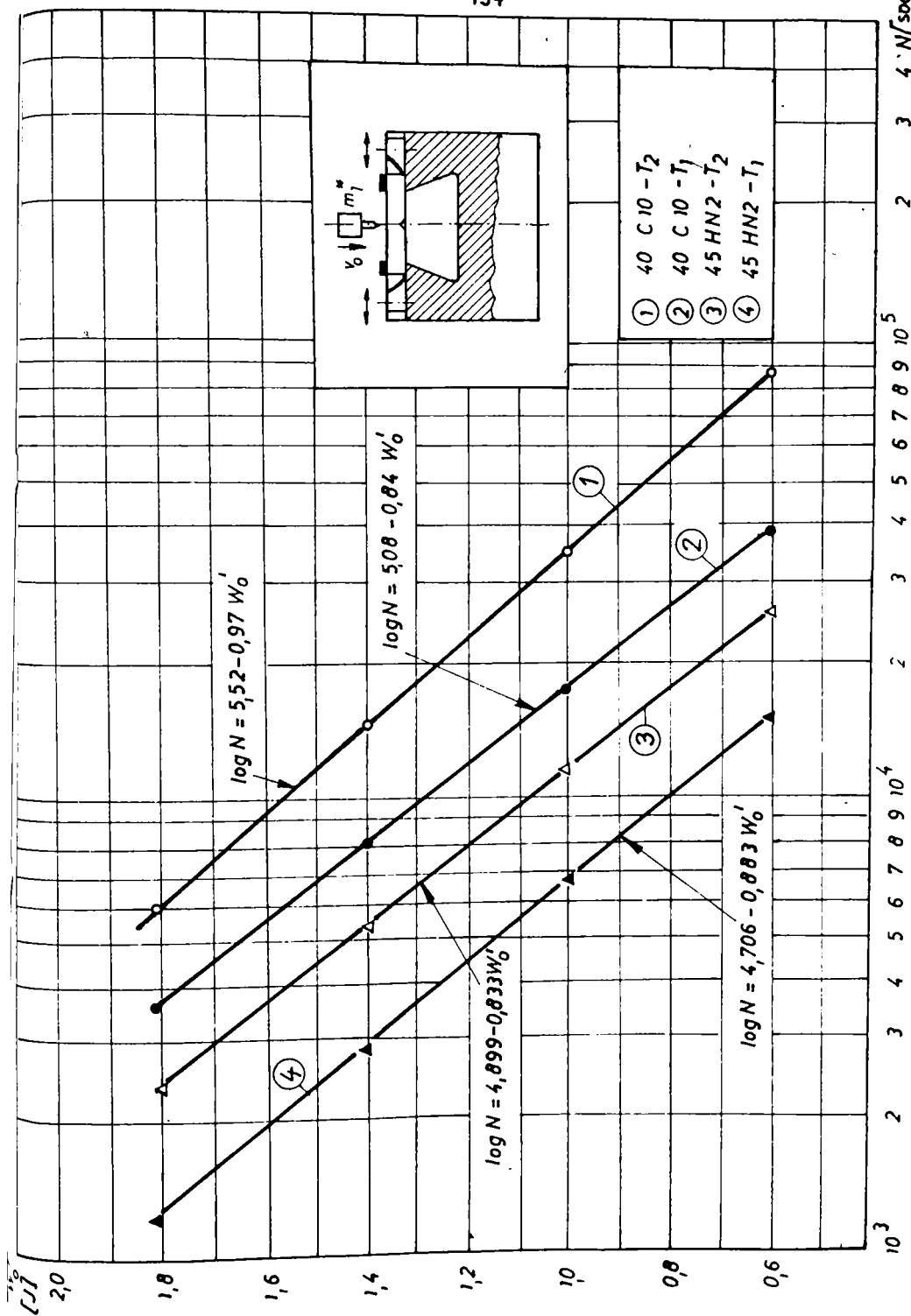


Fig. 5.33. Curbele de durabilitate ale oțelurilor 40Cr10 și 45HN2 la încercările prin șocuri repetate

$$\log N = a - b \cdot W'_0 \quad (5.19)$$

In figura 5.33 sînt indicate dreptele de regresie și ecuațiile acestora pentru fiecare oțel respectiv pentru fiecare tratament aplicat.

Rezultatele experimentale corespunzător domeniului $W'_0 = 0,6 J - 1,8 J$ nu indică prezența unor discontinuități pe curba de durabilitate pentru nici unul din oțelurile studiate.

Discontinuitatea semnalată pînă în prezent numai de Fujimura și explicată prin influența vitezei de solicitare asupra tendinței de fragilizare a materialului nu poate fi exclusă [60]. Acest aspect nu este complet elucidat mai ales că el este semnalat și la încercările de oboseală care nu includ șocul [247].

La toate epruvetele rupte prin șocuri repetate s-au observat două zone caracteristice (fig.5.34; 5.35).

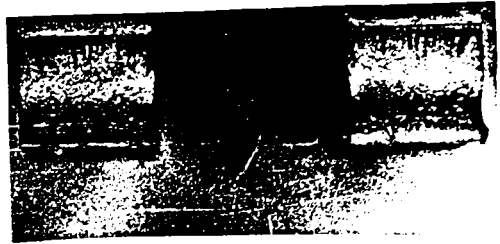


Fig.5.34 Secțiunile de rupere la șocuri repetate - oțel 40Cr10 (Varianta T2) $W'_0 = 1,4 J$
 $N = 16328$ șocuri

Fig.5.35 Secțiunile de rupere la șocuri repetate - oțel 40Cr10 (Varianta T1) $W'_0 = 1,0 J$
 $N = 17820$ șocuri

In zona ruptă prin oboseală se văd la baza creștăturii liniile de relaxare a căror densitate este determinată de energia șocului unitar.

In figura 5.36 se prezintă comparativ secțiunile de rupere printr-un singur șoc și prin șocuri repetate.

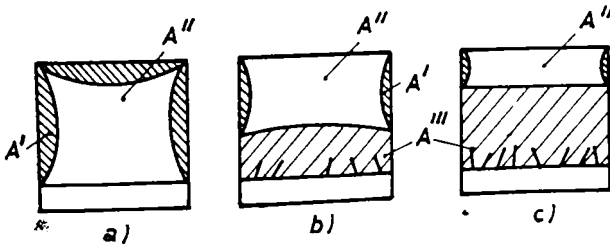


Fig.5.36 Schema secțiunilor de rupere printr-un singur șoc (a) și prin șocuri repetate (b)

Zona _____ a _____
A', inclinate la 45° corespund curgerii plastice iar cele marcate cu A'' corespund ruperii printr-un singur șoc. Extinderea zonei rupte prin oboseală A'' este dependentă de energia

unui șoc.

La oțelul 40Cr10 (Varianta T2) la ruperea printr-un singur șoc s-a remarcat că zona curgerii plastice a pornit din zona creștăturii corespunzător fețelor laterale ale epruvetei și s-a extins pe o porțiune considerabilă din secțiune.

La încercările prin șocuri repetate aceleași zone pornesc de la baza fisurii pe cele două fețe laterale, avînd însă o extindere mult mai mică (fig.5.34; 5.35; 5.36).

Unii autori folosesc ca parametru de apreciere a durabilității raportul W_0/A unde A este aria secțiunii epruvetei [16], [24], [58], [78]. În condițiile acestui studiu folosind epruveta de reziliență standard cu creștătura în V este mai indicat să se lucreze cu W_0 avînd în vedere că și W_d (K.V.) se află fără a se mai raporta energia la aria secțiunii inițiale.

Aprecierea durabilității unui material supus la șocuri repetate numai pe baza curbelor de degradare $W'_0 - N$ nu poate fi totdeauna concludentă.

Autorul propune ca parametru de apreciere a capacității unui material de a absorbi energie de deformație prin șocuri repetate la un nivel energetic W'_0 dat, raportul:

$$\eta = \frac{W_t}{W_d} \quad (5.20)$$

în care:

W_t - energia totală cumulată la aplicarea unor șocuri de aceeași intensitate

$$W_t = N_f \cdot W'_0 \quad (5.21)$$

N_f - numărul de șocuri pînă la rupere

W_d - energia de rupere la un singur șoc (K.V.)

La aceeași energie a șocului unitar W'_0 materialul cel mai rațional să lucreze la șoc repetat va fi acela care în condițiile unui W_d mic poate înmagazina o energie totală W_t cît mai mare.

În figura 5.37 este indicată variația raportului W_t/W_d în funcție de energia unui șoc W'_0 pentru cele două oțeluri în variantele de tratament analizate anterior.

Se observă că pentru toate cele patru energii ale șocului unitar atît oțelul 40Cr10 cît și oțelul 45Hn2 pot înmagazina cea mai mare energie de deformație în condițiile aplicării tratamentului T2,

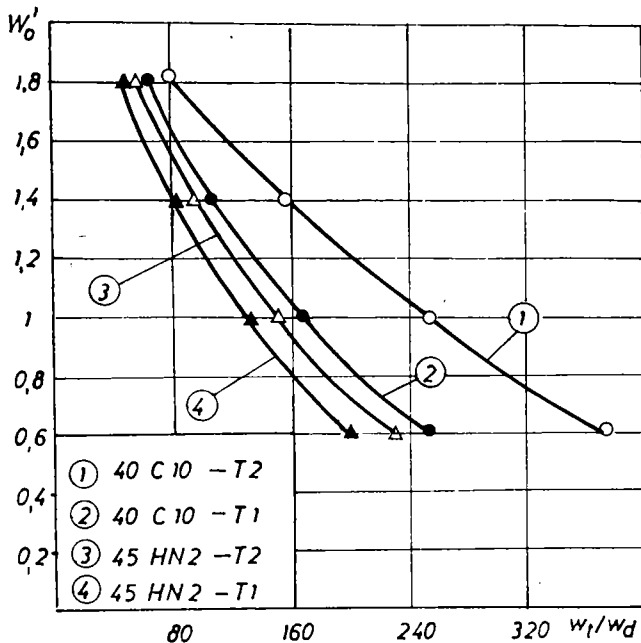


Fig.5.37 Variația energiei unui șoc W'_0 în funcție de raportul W_t/W_d

ou toate că în aceleași condiții de tratament W_d a avut cele mai mari valori.

Deci în acest caz creșterea lui W_t compensează creșterea lui W_d .

Din acest prim studiu, res-
trîns numai pe două oțeluri în două variante de tratare termică a rezultat în primul rînd varianta de trata-

ment care trebuie aplicat pentru fiecare oțel astfel încît să se obțină o durabilitate cît mai ridicată.

Extinderea acestui studiu pe mai multe mărci de oțeluri în diferite moduri de tratare termică, poate permite o clasificare și o departajare a acestora privind capacitatea de absorbție a energiei de deformații prin șocuri repetate. Determinarea raportului η pentru fiecare material într-o gamă mai largă a energiei șocului unitar W'_0 , poate clarifica comportarea la șoc a materialelor prin prisma înmagazinării de energie prin șocuri repetate, domeniu în care cercetările se află în faza de început.

Pentru a elucidă alte aspecte particulare ale fenomenului de oboseală prin șocuri repetate, studiul a fost în continuare axat pe oțelul 40Cr10 (Varianta T2) pentru care la toate nivelele energetice, η a avut cele mai mari valori.

Acest studiu a cuprins în prima etapă o analiză a procesului de inițiere a fisurii de oboseală la șocuri repetate folosind metoda difracției cu raze X.

5.5.3. Studiul inițierii microfisurilor de oboseală prin metoda difracției cu raze X

5.5.3.1. Pregătirea epruvetelor

După trasarea curbelor de degradare la șocuri repetate, un număr de 12 epruvete cu creștături U, V și fără creștătură, din oțelul 40Cr10 netratat și tratat termic (T2) au fost supuse unor analize microscopice și difracției cu raze X.

Zonele explorate cu raze X pentru fiecare tip de epruvetă examinată sînt indicate în figura 5.38.

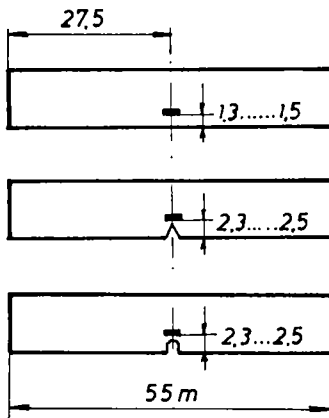


Fig.5.38 Zonele explorate prin difracția cu raze X

Avînd în vedere că suprafața expusă fluxului cu raze X trebuie să fie perfect netedă s-a recurs la procedeul electrolic de lustruire. Condițiile în care s-a făcut lustruirea au fost determinate prin încercări preliminare. Electroliul folosit a avut următoarea compoziție

- acid acetic (glacial) 940 ml
- acid percloric (60%) 60 ml

Corespunzător oțelului 40Cr10, lustruirea adecvată a fost realizată pentru următoarele valori ale parametrilor tensiune, curent, timp

- tensiune 20 - 30 V
- curent 180 mA
- timp 3 min.

În acest fel s-a obținut aproximativ 1 cm² de suprafață lustruită și care a fost situată între baza creștăturii și fața pe care se aplică impactul (fig.5.38).

5.5.3.2. Determinarea tensiunilor remanente de ordinul I cu ajutorul razelor X

Dacă se notează cu σ_1 , σ_2 și σ_3 tensiunile principale, atunci în baza legii lui Hooke se poate scrie:

$$\begin{aligned} \epsilon_1 &= \frac{1}{E} [\sigma_1 - \mu(\sigma_2 + \sigma_3)] ; & \epsilon_2 &= \frac{1}{E} [\sigma_2 - \mu(\sigma_1 + \sigma_3)] ; \\ \epsilon_3 &= \frac{1}{E} [\sigma_3 - \mu(\sigma_1 + \sigma_2)] \end{aligned} \quad (5.22)$$

O primă mărime care poate fi determinată prin metodele analizei structurate este suma tensiunilor principale localizate pe suprafața epruvetei. În acest caz $\epsilon_3 = 0$ și deci

$$\sigma_1 + \sigma_2 = \frac{E(\epsilon_1 + \epsilon_2)}{1 - \mu} \quad (5.23)$$

Notînd cu $\epsilon_1 + \epsilon_2 = \epsilon_p$ și $\sigma_1 + \sigma_2 = \sigma_p$ se obține:

$$\sigma_p = \frac{E}{1 - \mu} \epsilon_p \quad (5.24)$$

Interpretînd pe ϵ_p din variația relativă a distanței interplanare a rețelei cristaline:

$$\epsilon_p = \frac{\Delta d}{d} \quad (5.25)$$

și avînd în vedere relația lui Bragg [246], [248]:

$$2d \sin \theta = n \lambda \quad (5.26)$$

prin diferențiere se obține:

$$\frac{\Delta d}{d} = - \Delta \theta \operatorname{ctg} \theta \quad (5.27)$$

unde

θ - este unghiul Bragg de difracție corespunzător stării nedeformate a rețelei cristaline

$\Delta \theta$ - variația aceluiași unghi datorită modificării distanței interplanare prin deformare.

În final se obține:

$$\sigma_p = - \frac{E}{1 - \mu} \Delta \theta \operatorname{ctg} \theta \quad (5.27)$$

în care constantele elastice $E = 2,05 \cdot 10^5 \text{ N/mm}^2$ și $\mu = 0,3$.

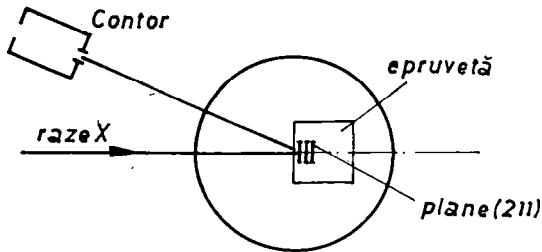
Radiația X folosită a fost dată de un tub cu anticatoda de Cr care are $\lambda = 2,2909 \text{ \AA}$.

Cu această radiație imaginile de difracție sînt realizate de plane de tipul (211) din rețeaua cubică a fierului la unghiul $\theta = 77^\circ 54'$.

Experimental s-a determinat valoarea lui θ' a unghiului Bragg corespunzător planelor de tip (211) avînd distanța dintre ele modificată de deformațiile suferite de rețeaua cristalină. Instalația cu raze X folosită a fost de tipul DRON O2. Capul difractometrului a fost construit special și adaptat corespunzător dimensiunilor e-

pruvetelor încercate.

Schema montajului folosit este indicată în figura 5.39.



Maximele de difracție au fost bine realizate prin aranjament corespunzător al caracteristicilor înșălțării fapt ce a permis limitarea erorilor (fig.5.40).

Fig.5.39 Montajul experimental pentru determinarea unghiului de difracție θ'

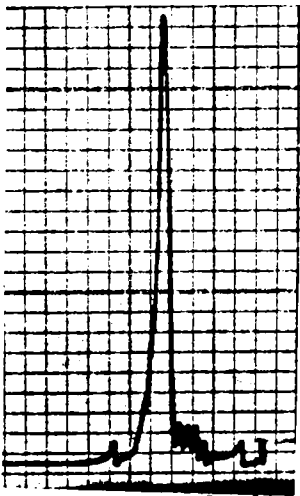


Fig.5.40 Maximul de difracție obținut pe un oțel 40Cr10 cu radiația K_{α} a cromului

5.5.3.3. Rezultate experimentale și analiza lor

Prin acest studiu s-a făcut de fapt o analiză indirectă a ceea ce se întâmplă la baza creștăturii unor epruvete Charpy U sau V după aplicarea unui anumit număr de șocuri. Intrucât fluxul de radiație nu a putut fi localizat chiar la baza creștăturii, tensiunile remanente au fost măsurate într-o zonă situată la (0,2-0,3)mm de baza creștăturii pe baza unghiului maxim de difracție al rețelei cristaline.

Având în vedere că instalația pe care s-au făcut măsurătorile nu era în aceeași încăpere cu ștandul pentru încercări la șocuri, studiul a început inițial prin analiza influenței relaxării asupra

tensiunilor remanente.

Influența relaxării a fost studiată folosind epruvete din oțelul 40Cr10 (Varianta T2) cu creștătură în U și V la care s-au aplicat același număr de șocuri $N = 1150$ corespunzător lui $W_0 = 1,4$ J.

Fiecare epruvetă a fost menținută în instalație timp de 3 zile efectuându-se măsurători la diferite intervale de timp [95].

Măsurătorile efectuate pe ambele epruvete nu au evidențiat modificări ale tensiunilor remanente prin relaxare.

Această observație trebuie corelată cu faptul că pauzele între momentul întreruperii încercării la șocuri repetate și momentul determinării tensiunilor remanente nu au depășit o jumătate de oră.

Variația tensiunilor remanente, calculate pe baza modificării unghiului de difracție Bragg în funcție de numărul de șocuri aplicat este indicată în figura 5.41.

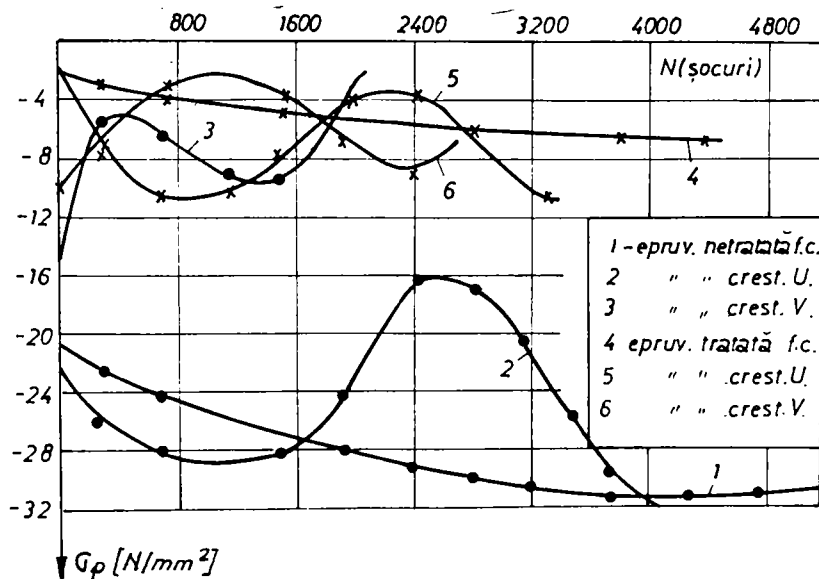


Fig.5.41 Variația tensiunilor remanente în funcție de numărul de șocuri ($W_0 = 1,8 J$)

Semnificațiile fiecărei diagrame sînt indicate în figura 5.41. Analizînd aceste diagrame de variație ale tensiunilor remanente se constată următoarele:

a) Starea inițială cu totul diferită a epruvetelor tratate față de epruvetele netratate.

b) Atît la epruvetele tratate cît și la epruvetele netratate termic caracterul variației tensiunilor remanente o dată cu creșterea numărului de șocuri aplicat este același.

c) La epruvetele cu crestătură în U se constată inițial o creștere a tensiunilor remanente urmată de o scădere a acestora (fig. 5.41 curbele 2 și 5). În continuare tensiunile remanente manifestă din nou o tendință de creștere o dată cu mărirea numărului șocurilor aplicate. Creșterea tensiunilor remanente pe prima porțiune, sesiza-

tă în zona în care a fost concentrat fluxul de radiație X se explică prin concentrarea deformațiilor plastice care au apărut la baza creștăturii ca urmare a șocurilor aplicate. Analiza la microscop a bazei creștăturii epruvetei pe toată lățimea ei, imediat după atingerea valorii maxime a tensiunilor remanente, a evidențiat apariția primelor microfisuri discontinue (fig.5.42).



Fig.5.42 x 50 Repartiția microfisurilor la baza creștăturii unei epruvete Charpy U, oțel 40Cr10; $W'_0 = 1,8 \text{ J}$; $N = 1200$ șocuri

tăturii, formarea fisurii magistrale fiind reținută în anumite zone unde la limita grăunților materialul are caracteristici mecanice mai ridicate. Apar astfel niște punți care rețin contopirea fisurilor discontinue dispuse pe lățimea epruvetei, deși acestea s-au propagat în material fiind vizibile chiar și pe părțile laterale ale epruvetei.

După un anumit număr de șocuri ca urmare a slăbirii secțiunii epruvetei prin propagarea fisurilor discontinue pe o anumită lungime, punțile sînt forfecate, iar fisura apare acum extinsă pe toată lățimea epruvetei (fig.5.43).



Fig.5.43 x 25 Formarea fisurii magistrale extinsă pe toată lățimea epruvetei cu creștătură în U, oțel 40Cr10; $W'_0 = 1,8 \text{ J}$; $N = 2100$ șocuri

pendente de energia șocului unitar W'_0 .

d) În cazul epruvetelor cu creștătură în V se constată o scădere a tensiunilor remanente începînd cu primele șocuri aplicate, după care acestea prezintă o ușoară creștere urmată de o nouă scă-

Apariția acestor microfisuri se explică prin concentrarea tensiunilor remanente în zona de bază a următoare ca urmare a descărcării care se produce în fibrele examinate.

La mărirea numărului de șocuri aceste microfisuri se extind pe toată lățimea creș-

Punțile de legătură care rețin formarea fisurii magistrale apar în secțiunile de rupere ca niște linii care pornesc din creștătură, denumite de autor linii de relaxare (fig.5.34; 5.35; 5.36). Așa după cum s-a văzut numărul acestora precum și distanța dintre ele sînt de-

dere. Micșorarea tensiunilor remanente pe prima porțiune pentru acest tip de epruvetă se justifică prin forma specifică a concentratorului, unde primele microfisuri discontinue apar încă de la primele șocuri aplicate.

Analiza la microscopul optic cu mărire de 50 ori a evidențiat același caracter de propagare a lor ca și pentru epruveta cu creștătură U.

Macrofisurile se extind în lungime și în adâncime fără a se contopi, fisura magistrală formându-se și aici numai după ce punțile de legătură, au fost rupte printr-un singur șoc. Pe baza acestui prim studiu s-a evidențiat cel puțin la nivel calitativ că variația tensiunilor remanente de ordinul I la încercările cu șocuri repetate poate fi pusă în corespondență directă cu procesul de inițiere și propagare a fisurilor de oboseală.

5.5.4. Contribuții la stabilirea unor legi de propagare a fisurilor de oboseală la încercările de încovoiere cu șocuri repetate

După analiza procesului de inițiere a fisurilor care apar la baza creștăturii epruvetelor de reziliență supuse la șocuri repetate, s-a trecut la un studiu mai amănunțit al propagării fisurilor macroscopice. Studiul a fost concentrat asupra celor două oțeluri în condițiile de tratament pentru care s-au obținut cele mai mari durabilități la încercarea prin șocuri repetate (variante T2).

Corespunzător celor patru nivele energetice W'_0 ale șocului unitar au fost reținute câte 20 de epruvete cu creștătura în V. Fiecărei epruvete i s-a făcut o analiză riguroasă a stării creștăturii pe toată lățimea ei și s-a măsurat raza la baza acestora.

Pe una din fețele laterale epruvetele au avut trasat și un carolaj format dintr-o rețea de linii situate la distanța de 0,5 mm.

Pentru a măsura lungimea fisurii care a apărut la baza concentratorului la o anumită energie a șocului unitar, încercarea a fost oprită după ce diferitelor epruvete din lotul considerat li s-au aplicat diverse numere de șocuri mai mici decât numărul de șocuri la rupere N_f .

Măsurarea lungimii fisurii s-a făcut prin metoda oxidării care deși este o metodă complicată necesitând un număr mare de epruvete și un volum mai mare de lucru este totuși una din metodele cele mai precise. Autorul a aplicat această metodă în lucrările [22], [73].

Astfel după aplicarea unui anumit număr de șocuri epruvetele au fost introduse imediat într-un cuptor și menținute la temperatura de 300-400°C timp de o oră, interval în care zona ruptă prin oboseală se colorează prin oxidare.

Continuarea încercării pe o astfel de epruvetă nu mai are sens întrucât în urma menținerii în cuptor timp de o oră se schimbă caracteristicile mecanice ale materialului studiat. Deci o probă cu zona ruptă prin oboseală oxidată nu mai poate fi folosită decât pentru măsurarea și stabilirea lungimii pe care s-a propagat fisura de oboseală corespunzător numărului de șocuri aplicat. Pentru a delimita cât mai clar zona oxidată, epruvetele au fost supuse unei noi încercări la oboseală corespunzător nivelului energetic cel mai redus $W'_0 = 0,6 \text{ J}$ unde au fost menținute pînă cînd fisura s-a extins cu circa 2-3 mm. Epruvetele cu zona ruptă prin oboseală, oxidate și la care s-a continuat extinderea fisurii cu încă 2-3 mm au fost rupte apoi printr-un singur șoc pe un ciocan Charpy cu rezerva de energie maximă de 300 J.

În aceste condiții secțiunea de rupere a unei astfel de epruvete se prezintă ca în figura 5.44.

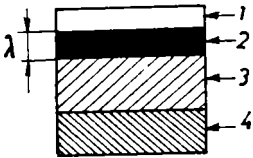


Fig.5.44 Repartiția zonelor marcate pe secțiunea transversală a unei epruvete ruptă cu șocuri repetate

Analizînd secțiunea transversală a unei astfel de probă se pot marca următoarele zone: 1 - creștătura; 2 - zona oxidată pe care s-a propagat fisura de oboseală; 3 - zona de extindere a fisurii de oboseală și 4 - zona rămasă în urmă.

Cercetările făcute anterior de autor prin care epruvetele oxidate au fost rupte direct printr-un singur șoc, deci etapa de continuare a extinderii fisurii a fost înălțurată, nu au dat rezultate satisfăcătoare.

Secțiunile epruvetelor la care s-au aplicat diferite numere de șocuri și pe care fisura de oboseală s-a propagat pe o anumită lungime au fost analizate la un microscop cu mărire de 50 de ori și au fost fotografiate la un microscop cu mărire de 10 ori.

În figurile 5.45 - 5.53 sînt prezentate cîteva etape în evoluția fisurii la încercarea oțelului 40Cr10 (variante T2) corespunzător lui $W'_0 = 1,4 \text{ J}$

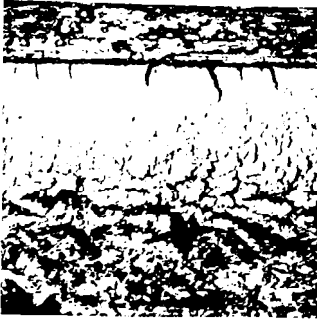


Fig.5.45xlo Secțiunea de rupere $W'_0 = 1,4 J$; $N = 1230$ șocuri (epruveta C.2-11)



Fig.5.46xlo Secțiunea de rupere $W'_0 = 1,4 J$; $N = 3218$ șocuri (epruveta C.2-15)



Fig.5.47xlo Secțiunea de rupere $W'_0 = 1,4 J$; $N = 3620$ șocuri (epruveta C.2-17)



Fig.5.48xlo Secțiunea de rupere $W'_0 = 1,4 J$; $N = 5780$ șocuri (epruveta C.2-7)



Fig.5.49xlo Secțiunea de rupere $W'_0 = 1,4 J$; $N = 8050$ șocuri (epruveta C.2-9)



Fig.5.50xlo Secțiunea de rupere $W'_0 = 1,4 J$; $N = 8760$ șocuri (epruveta C.2-6)



Fig.5.51xlo Secțiunea de rupere $W'_0 = 1,4 J$; $N = 9230$ șocuri (epruveta C.2-4)



Fig.5.52xlo Secțiunea de rupere $W'_0 = 1,4 J$; $N = 10127$ șocuri (epruveta C.2-1)



Fig.5.53xlo Secțiunea de rupere $W'_0 = 1,4 J$; $N = 12347$ șocuri (epruveta C.2-2)

Lungimea fisurii λ s-a măsurat pe baza adâncimii zonei oxidate, la un microscop cu mărire de 50 de ori. Lungimea fisurii în acest studiu a fost reprezentată prin distanța de la baza concentratorului la vârful acestuia (fig.5.54).

Simultan fisura a fost analizată, studiind la microscop și fețele laterale ale epruvetelor dintre care una a avut trasat un carciaj (fig.5.54; 5.55).



Fig.5.54x10 Schema carciajului și evoluția fisurii pe una din fețele laterale ale epruvetei
 $W_0' = 1,4 \text{ J}$; $N = 8760$ șocuri
(epruveta C.2-6)



Fig.5.55x10 Extinderea fisurii pentru $W_0' = 1,8 \text{ J}$;
 $N = 2260$ șocuri (epruveta C.1-3)

Analizând secțiunile epruvetelor la primele numere de șocuri aplicate se constată că fisura de oboseală extinsă pe lățimea epruvetei are convexitatea în spre creștătură și nu se extinde uniform pe toată lățimea epruvetei. Ca urmare studiul avînd la bază numai urmărirea fețelor laterale ale epruvetei poate duce la erori mari.

Această formă a fisurii de oboseală este condiționată de faptul că la periferia secțiunii epruvetei, caracteristicile mecanice ale straturilor de suprafață sînt mai ridicate ca urmare a deformațiilor plastice suferite în procesul de prelucrare mecanică. Crescînd numărul de șocuri aplicat, fisura capătă un caracter stabil extinzîndu-se uniform pe toată lățimea secțiunii epruvetelor.

Pornind de la aceste observații experimentale și asigurînd pe parcursul încercărilor o reglare și o centrare cît mai corectă a instalației s-a studiat propagarea fisurii avînd o lungime $\lambda_0 = 0,1 \text{ mm}$ și care a reprezentat lungimea de la care extinderea

acesteia pe lățimea secțiunii a devenit uniformă.

Pentru cele patru nivele energetice ale șocului unitar, variația lungimii fisurii λ în funcție de numărul de șocuri aplicat, pentru oțelul 40Cr10 (Varianta T2) este reprezentată în figura 5.56.

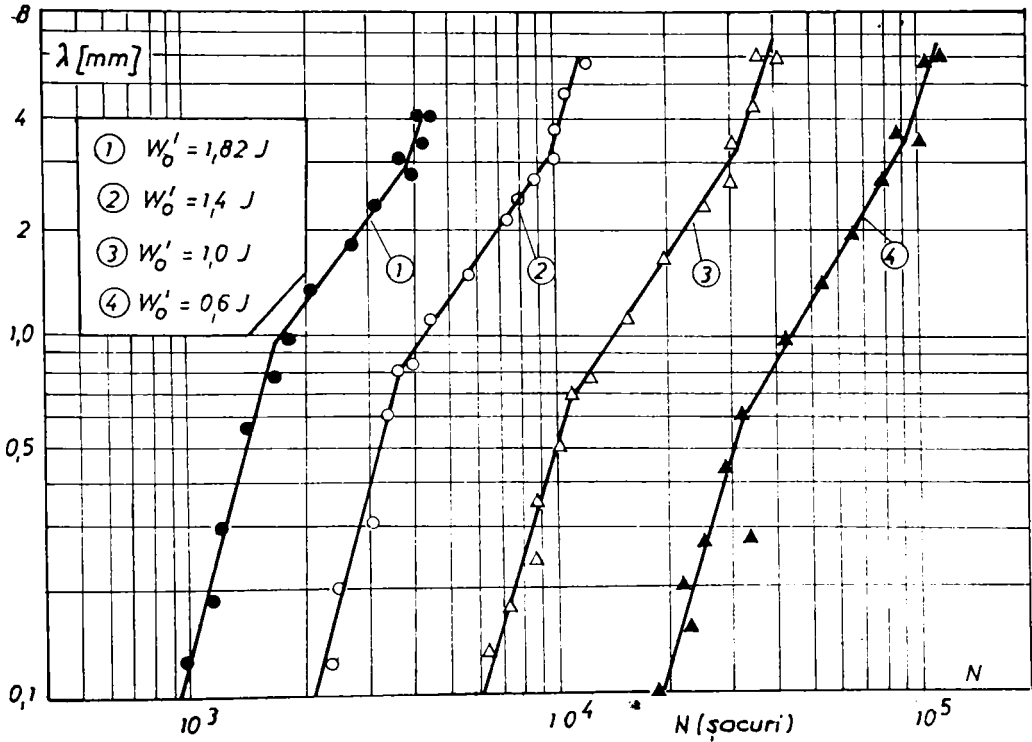


Fig.5.56 Variația lungimii fisurii λ în funcție de numărul de șocuri aplicat pentru oțelul 40Cr10 (Varianta T2)

Analizând diagramele din figura 5.56 se constată că oțelul 40Cr10 (Varianta T2) prezintă pe intervalul analizat trei stadii distincte în propagarea fisurii.

Inițial, corespunzător primului stadiu fisura amorțată după un anumit număr de șocuri se propagă cu o viteză mare. În stadiul al doilea, propagarea devine mai lentă pentru ca viteza să crească din nou în stadiul al treilea.

Între mărimile care intervin în acest proces se poate scrie o ecuație de forma:

$$\lambda^m = A(W'_0) \cdot N \quad (5.29)$$

unde $A(W_0)$ este o funcție care depinde de material și de energia șocului unitar de forma:

$$A(W_0) = B \cdot W_0^n \quad (5.30)$$

În acest mod lungimea fisurii devine:

$$\lambda^m = B \cdot W_0^n \cdot N \quad (5.31)$$

Viteza de propagare a fisurii poate fi scrisă sub forma:

$$\frac{d\lambda}{dN} = \sqrt[m]{B \cdot W_0^n \cdot \frac{1}{m} \cdot N^{1-m}} = C \cdot W_0^n \cdot \lambda^k \quad (5.32)$$

unde $C = \frac{B}{m}$ și $K = 1 - m$.

Ecuatia (5.31) poate fi pusă în concordanță cu viteza de propagare a fisurii de la solicitările variabile care nu includ șocul [26], [29], [30], [96]:

$$\frac{d\sigma}{dN} = C \cdot \sigma^n \cdot \lambda^a \quad (5.33)$$

În care C , n , a - sînt constante de material
 σ - tensiunea aplicată.

Valorile coeficienților care intervin în ecuația (5.29) corespunzător fiecărui stadiu de propagare a fisurii de oboseală pentru oțelul 40Cr10 (Varianta T2) sînt indicate în tabelul 5.5.

Tabelul 5.5

Valorile coeficienților m și A din ecuația (5.29)

Energia unui șoc W_0 [J]	Oțelul 40Cr10 T-2					
	Stadiul I		Stadiul II		Stadiul III	
	m	A	m	A	m	A
1,82	0,26	$5,7 \cdot 10^{-4}$	0,72	$5,59 \cdot 10^{-4}$	0,22	$3,03 \cdot 10^{-4}$
1,40	0,27	$2,53 \cdot 10^{-4}$	0,74	$2,29 \cdot 10^{-4}$	0,21	$1,26 \cdot 10^{-4}$
1,00	0,28	$4,67 \cdot 10^{-5}$	0,73	$3,12 \cdot 10^{-5}$	0,20	$1,83 \cdot 10^{-5}$
0,60	0,26	$1,86 \cdot 10^{-5}$	0,74	$2,55 \cdot 10^{-5}$	0,21	$6,7 \cdot 10^{-6}$

Pe baza constantelor m și A s-au calculat și valorile constantelor C și K care intervin în ecuația 5.32 (tabelul 5.6).

Procedînd la un studiu analog și pentru oțelul 45 HN 2 (Varianta T2) s-au evidențiat doar două stadii distincte în propagarea fisurii de oboseală (fig.5.57). S-a dovedit astfel că la încercări-

Tabelul 5.6

Valorile coeficienților din ecuațiile 5.31 și 5.32

Stadiul de propagare	40 Cr 10 T-2				
	m	n	B	K	C
Stadiul I	0,27	2,23	$8,91 \cdot 10^{-5}$	0,73	$3,3 \cdot 10^{-4}$
Stadiul II	0,73	2,27	$6,91 \cdot 10^{-5}$	0,27	$9,46 \cdot 10^{-5}$
Stadiul III	0,21	2,48	$3,9 \cdot 10^{-5}$	0,79	$1,8 \cdot 10^{-4}$

le prin șocuri repetate a oțelurilor de înaltă rezistență și care au o tenacitate redusă poate să lipsească stadiul al doilea, stadiu în care propagarea fisurii este mult inhibată.

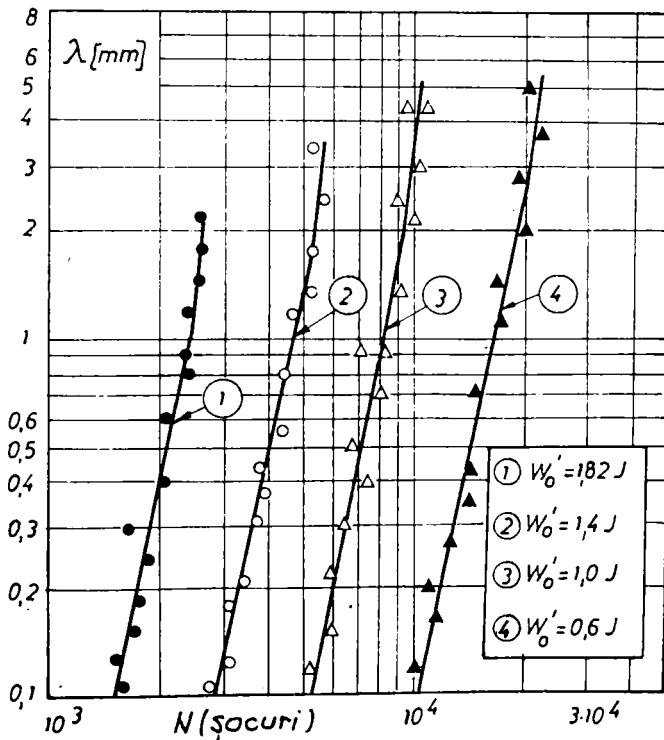


Fig.5.57 Variația lungimii fisurii λ în funcție de numărul de șocuri aplicat pentru oțelul 45 HN 2 (Varianta T2)

rii a fost cu mult mai mare decât viteza fisurii de oboseală corespunzător stadiului I și II ale oțelului 40 Cr 10.

Cercetările efectuate de autor pe unele oțeluri de înaltă tenacitate utilizate în construcția conductelor de abur viu, au dovedit că acest stadiu corespunzător perioadei de inhibare a fisurii la șocuri repetate se extinde pe aproximativ 30 % din durata totală de viață, la toate din cele patru nivele energetice [50], [51], [52].

Pentru fiecare din cele două stadii, la oțelul 45 HN 2 viteza de propagare a fisurii

În tabelele 5.7 și 5.8 sînt indicate valorile coeficienților care intervin în ecuațiile 5.29, 5.31 și 5.32 corespunzător oțelului 45 HN 2 (Varianta T2).

Tabelul 5.7
Valorile coeficienților m și A din ecuația (5.29)

Energia unui șoc W_0 [J]	45 HN 2 T-2			
	Stadiul I		Stadiul II	
	m	A	m	A
1,82	0,19	$4,265 \cdot 10^{-4}$	0,13	$3,55 \cdot 10^{-4}$
1,40	0,207	$2,17 \cdot 10^{-4}$	0,135	$2,07 \cdot 10^{-4}$
1,0	0,196	$1,22 \cdot 10^{-4}$	0,12	$1,164 \cdot 10^{-4}$
0,60	0,206	$5,93 \cdot 10^{-5}$	0,11	$5,54 \cdot 10^{-4}$

Tabelul 5.3
Valorile coeficienților din ecuațiile (5.31) și (5.32)

Stadiul de propagare	45 HN 2 T-2				
	m	n	B	K	C
Stadiul I	0,20	2,38	$9,12 \cdot 10^{-4}$	0,80	$4,56 \cdot 10^{-3}$
Stadiul II	0,13	2,48	$1,007 \cdot 10^{-4}$	0,87	$7,75 \cdot 10^{-4}$

Din studiul efectuat se desprind următoarele concluzii:

- Corespunzător oțelului 40Cr10 (Varianta T2) fisura vizibilă cu lungimea de 0,1 mm a putut fi observată la aproximativ 14% din durata totală de viață la toate nivelele energetice.

La oțelul 45 HN 2 (Varianta T2) numărul de șocuri la care fisura a fost de 0,1 mm a reprezentat aproximativ 50% din durata totală de viață.

Deci oțelul 45 HN 2 fiind un oțel de înaltă rezistență are o capacitate mare de a reține fisura de oboseală la șocuri repetate însă o dată apărută aceasta se propagă cu viteză mare ca urmare a tenacității scăzute a materialului.

În schimb la oțelul 40Cr10 (Varianta T2) propagarea fisurii este inhibată ca urmare a tenacității mai ridicate a acestui material.

- Din acest prim studiu pe două materiale reiese că prin energia de rupere la un singur șoc W_0 (K.V.) se poate aprecia și capacitatea unui material de a reține o fisură de oboseală în prezența șocurilor repetate.

- Cercetările experimentale pe două oțeluri au dovedit că atât lungimea fisurii de oboseală la șocuri repetate cât și viteza de propagare a acesteia pot fi corelate cu energia unui șoc W_0 sub forma unor ecuații analoge cu cele de la încercări la solicitări variabile care nu includ șocul.

- Extinderea acestui studiu pe mai multe oțeluri și într-o gamă mai largă a energiilor șocului poate clarifica și alte aspecte și anume în ce măsură parametrii care intervin în ecuațiile (5.29), (5.31) și (5.32) depind de material, respectiv de viteza de deformare.

Pentru a evidenția în ce măsură energia șocului unitar influențează aspectul ruperilor prin șocuri repetate, precum și pentru a urmări anumite aspecte particulare ale caracterului ruperii la încovoiere prin șoc și încovoierea statică, autorul a întreprins în continuare un studiu microfractografic al secțiunilor de rupere.

5.5.5. Investigații metalografice și microfractografice

5.5.5.1. Morfologia striatiunilor de oboseală

După cum este cunoscut la solicitări variabile ruperea se produce la tensiuni ale căror amplitudini sînt inferioare rezistenței la rupere și uneori chiar limitei de curgere. Generarea microfisurii de oboseală pe suprafața unei piese sau în straturile adiacente suprafeței este precedată de o durificare prin ecrusare a zonelor cu concentratori de tensiune (defecte de prelucrare prin turnare, așchiere, sudare etc.).

Aceste deformații plastice locale provoacă o creștere puternică a densității de dislocații de-a lungul planelor de alunecare și conduc la formarea unor intruziuni și extruziuni de suprafață care pot fi evidențiate ușor prin microscopie optică electronică (fig. 5.58) [109].

În timpul fazei de întindere pe suprafața grăunților iau naștere liniile de alunecare T_1 și T_2 (fig.5.58,a) iar în faza de compresiune, liniile T_3 și T_4 (fig.5.58,b). După un anumit număr de cicluri de deformare plastică, în aceste linii de alunecare se formează o serie de asperități care constituie nuclee de germinare a microfisurii (fig.5.58,c). Odată apărută microfisura se dezvoltă cu o viteză mică dînd naștere unei macrofisuri (fig.5.59) [109].

În timpul fiecărei încălcări periodice, ca urmare a deschide-

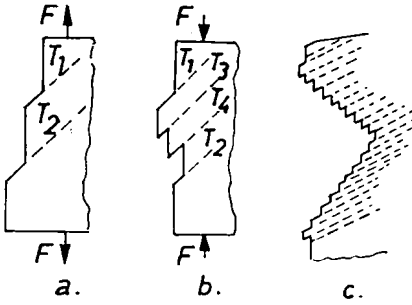


Fig.5.58 Reprezentarea schematică a generării microfisurii de oboseală

rii și închiderii macrofisurii, se dezvoltă fenomenul de deformare plastică la vârful acesteia. Stadiul de propagare al fisurii de oboseală se extinde pe o distanță relativ mare (fig. 5.59,a) iar suprafața de rupere este caracterizată prin prezența unor striațiuni mai mult sau mai puțin rectilinii (fig.5.59,b)

Aspectele morfologice ale acestor striațiuni sînt dependente în special de natura materialului (compoziția chimică, struc-

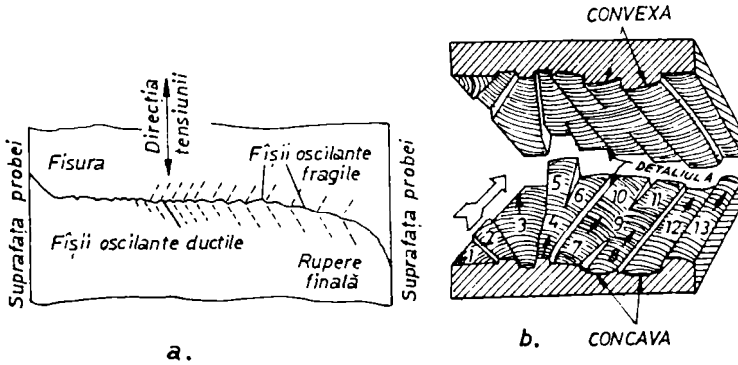


Fig.5.59 Propagarea fisurii de oboseală

tura cristalină, structura microscopică) și de condițiile de exploatare (natura și amplitudinea solicitării, temperatură, mediul de lucru etc.)

Principalele modele imaginate în vederea justificării dezvoltării fisurii de oboseală sînt arătate în figurile 5.60 și 5.61 [109].

Conform figurii 5.60, creșterea fisurii are loc prin alunecări la intersecția planelor de alunecare situate la vârful acesteia. Pe de altă parte în timpul alunecării în direcția opusă, fisura neputîndu-se suda datorită oxidării suprafețelor, se produce o "reascuțire" a vârfului acesteia.

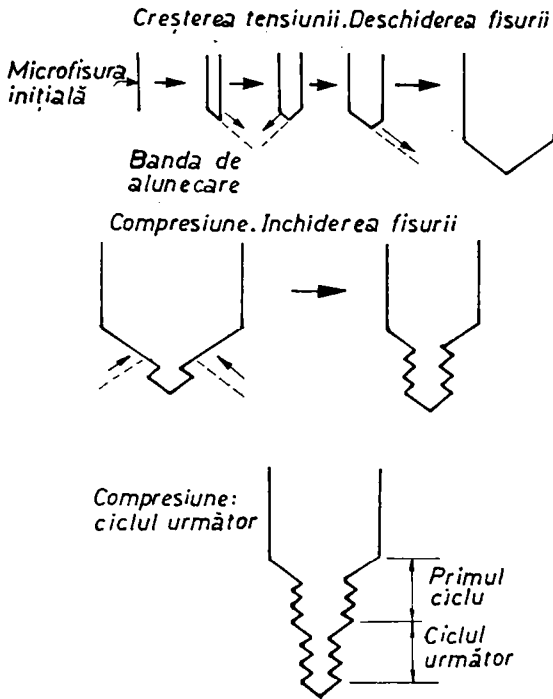


Fig.5.60 Modelele de alunecare de-a lungul planelor situate la vârful microfisurii

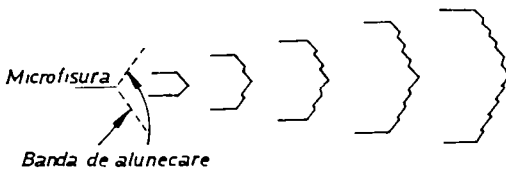


Fig.5.61 Modelul de alunecare de-a lungul planelor multiple

Deci pe suprafața de rupere apar o serie de alunecări fine în trepte, iar la fiecare ciclu complet apare o treaptă mare de striiații.

Modelul re prezentat în figura 5.61 permite explicarea mării varietăți de striiațiuni observate în practică pe baza planelor active de alunecare înainte și înapoi.

Formarea fisurii de-a lungul unei benzi de alunecare este în general greu de observat deoarece particulele mari de carburi sau alte faze secundare care se opun alunecării inverse.

5.5.5.2. Examinări microfractografice pe microscopul electronic cu baleiaj (M.E.B.) efectuate de autor

Pentru evidențierea unor particularități ale mecanismului de rupere la încovoiere prin șocuri repetate, s-au efectuat investigații microfractografice pe un microscop electronic cu baleiaj (M.E.B.).

Analiza caracterelor suprafețelor de rupere s-a făcut asu-

pra epruvetelor cu creștătură în V supuse următoarelor condiții de solicitare: încercări de rupere la un singur șoc, la șocuri repetate și la încovoiere statică.

Examinările microfractografice s-au concentrat asupra celor două oțeluri aliate pentru îmbunătățire supuse tratamentului de călire martensitică urmată de o revenire înaltă (varianta T2) pentru obținerea structurii sorbitice de revenire și pentru care s-au obținut durabilitățile la șocuri cele mai ridicate.

Rezultatele analizelor microfractografice pe epruvetele supuse celor trei tipuri de solicitări sînt prezentate în figurile 5.62...5.71.

Pentru trei nivele energetice ale șocului unitar se remarcă prezența striștiunilor paralele și mai puțin rectilinii, datorită blocării fenomenelor de alunecare, fie de către incluziuni, fie de către particulele de faze secundare (fig.5.62,a; 5.63,a; 5.64,a - oțelul 40Cr10) și (fig.5.65,a; 5.66,a; 5.67,a - oțelul 45 HN 2).

Aceste striștiuni reliefează caracterul progresiv al fisurii de oboseală la încercările de încovoiere prin șocuri repetate.

Alături de prezența striștiunilor topografia suprafeței de rupere prin oboseală cu șoc mai scoate în evidență mici regiuni plane, corespunzătoare zonelor de decoeziune de-a lungul planelor de alunecare cu orientare preferențială. Fenomenele de deformare plastică locală și deci de durificare a materialului cu implicații în schimbarea regimului de solicitare, justifică pe de o parte concentrarea striștiunilor doar în anumite porțiuni de material, iar pe de altă parte, schimbarea de direcție a acestor striștiuni.

Prezența șocurilor repetate provoacă o deviere a alunecărilor permițînd trecerea ușoară a unei benzi de deformare dintr-un cristal în altul cu orientări diferite; acest fapt justifică, la nivelele energetice considerate propagarea fisurii prin interiorul cristalelor (rupere transcristalină).

Zonele de rupere finală (printr-un singur șoc) au un aspect fibros, semnăindu-se caracterul generalizat al fenomenelor de precipitare a carburilor (fig.5.62,b; 5.63,b; 5.64,b - pentru oțelul 40Cr10) și (fig.5.65,b; 5.66,b; 5.67,b - pentru oțelul 45HN2).

Suprafața de rupere obținută în urma încercărilor la rupere cu un singur șoc este tipică de alunecare și are la microscop un aspect fibros (fig.5.68 oțel 40Cr10) iar la oțelul 45 HN 2 cu o re-



Fig.5.62,a x 500 Oțel 40 Cr 10
Zona de oboseală $W' = 1,0 J$
 $N = 30.100$ șocuri



Fig.5.62,b x 500 Oțel 40 Cr 10
Zona de rupere finală $W' =$
 $= 1,0 J, N = 30.100$ șocuri



Fig.5.63,a x 500 Oțel 40 Cr 10
Zona de oboseală $W' = 1,4 J$
 $N = 13.200$ șocuri



Fig.5.63,b x 500 Oțel 40 Cr 10
Zona de rupere finală $W' =$
 $= 1,4 J, N = 13.200$ șocuri



Fig.5.64,a x 500 Oțel 40 Cr 10
Zona de oboseală $W'_0 = 1,8 J$
 $N = 7.428$ șocuri



Fig.5.64,b x 500 Oțel 40 Cr 10
Zona de rupere finală $W'_0 =$
 $= 1,8 J$; $N = 7.428$ șocuri



Fig.5.65,a x 500 Oțel 45 HN 2.
Zona de oboseală $W'_0 = 1,0 J$
 $N = 11.380$ șocuri



Fig.5.65,b x 500 Oțel 45 HN 2
Zona finală $W'_0 = 1,0 J$



Fig.5.66,a x 500 Oțel 45 HN 2
Zona de oboseală $W'_0 = 1,4 J$
 $N = 5280$ șocuri

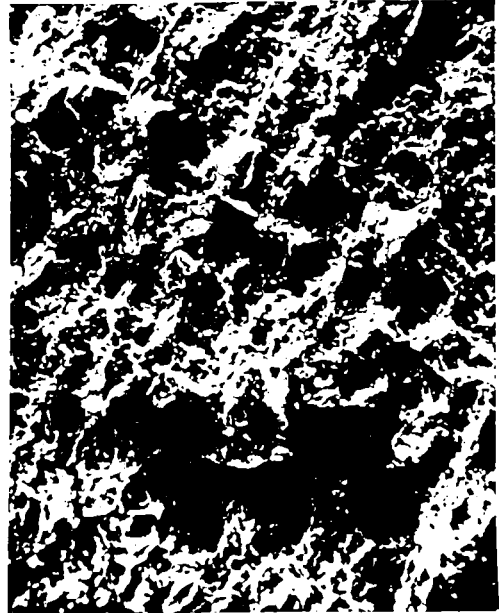


Fig.5.66,b x 500 Oțel 45 HN 2
Zona finală $W'_0 = 1,4 J$



Fig.5.67,a x 500 Oțel 45 HN 2
Zona de oboseală $W'_0 = 1,8 J$
 $N = 2316$ șocuri



Fig.5.67,b x 500 Oțel 45 HN 2
Zona finală $W'_0 = 1,8 J$

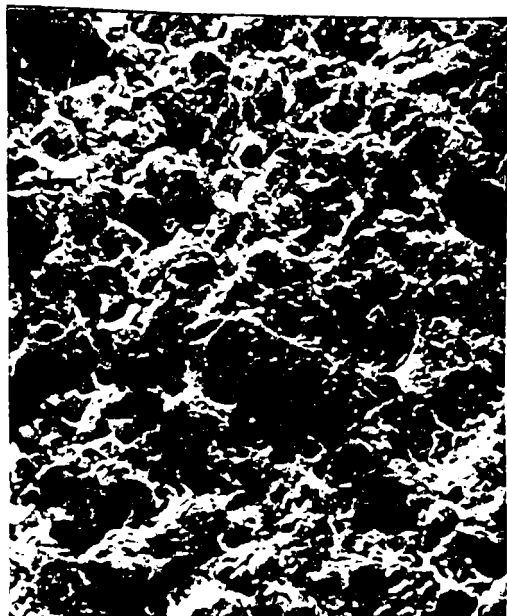


Fig.5.68 x 500 Topografia suprafeței de rupere la un singur șoc a oțelului 40Cr10



Fig.5.69 x 500 Topografia suprafeței de rupere la un singur șoc a oțelului 45Hn2

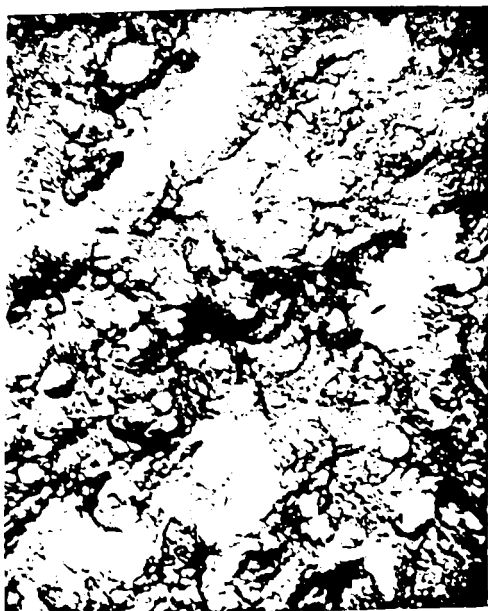


Fig.5.70 x 500 Topografia suprafeței de rupere a oțelului 40Cr10 la încovoiere statică

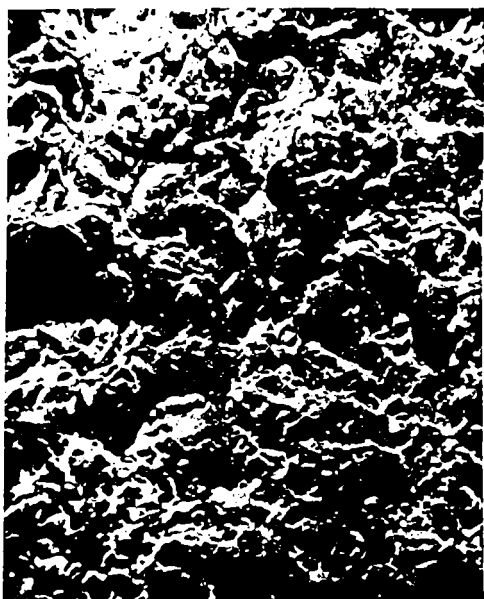


Fig.5.71 x 500 Topografia suprafeței de rupere a oțelului 45Hn2 la încovoiere statică

zervă de plasticitate mai redusă, aceasta este tipică de clivaj și în aceleași condiții de examinare microscopică are un aspect cristalin strălucitor (fig.5.69).

Fotografia suprafețelor de rupere la încovoiere statică are în general aceleași trăsături caracteristice cu zona de rupere finală a epruvetelor supuse la șocuri repetate (fig.5.70; 5.71).

Ea este o rupere tipică de alunecare și are la microscop un aspect mat închis.

Nu se remarcă prezența striatiunilor pe suprafețele de rupere obținute în urma solicitărilor la un singur șoc și nici la încovoiere statică.

5.5.5.3. Observații și concluzii privind rezultatele investigațiilor metalografice și microfractografice

Analizând rezultatele investigațiilor metalografice și microfractografice pentru oțelurile 40 Cr 10 și 45 HV 2 se desprind următoarele concluzii:

- Examinarea microfractografică a zonelor rupte prin șocuri repetate evidențiază prezența striatiunilor paralele, mai mult sau mai puțin rectilinii. Morfologia acestor striatiuni este dependentă de energia șocului aplicat W_0' .

- La aplicarea unui șoc, fisura se deschide, se alungește și apoi se reînchide parțial. La șocul următor, ea se deschide din nou și se alungește suferind o mică deviație explicabilă prin prezența materialului deformat și ecruisat la șocul precedent. În acest mod se justifică formarea striatiunilor succesive care scot în relief caracterul progresiv al fisurii de oboseală cu șocuri repetate.

+ În funcție de energia unui șoc, pe suprafețele de rupere prin oboseală apar și zone de decoeziune (clivaj), datorită alunecării de-a lungul planelor cristalografice cu orientare preferențială.

- Striațiunile de oboseală au fost observate numai pe suprafețele de rupere ale epruvetelor solicitate la șocuri repetate.

- Se evidențiază astfel că mecanismul ruperii prin șocuri repetate este asemănător cu cel al ruperii la solicitări variabile morfologia striatiunilor justificând stabilirea unor corelații între viteza de propagare a fisurii și energia unui șoc.

Cap.6 PRINCIPALELE CONTRIBUTII ALE AUTORULUI.
PERSPECTIVE. APLICATII ALE REZULTATELOR
OBTINUTE

6.1. Principalele contribuții ale autorului

6.1.1. Sistematizarea cercetărilor efectuate pe plan mon-
dial în direcția studiului comportării materialelor
la șocuri repetate

Autorul prezintă o analiză amănunțită a cercetărilor în do-
meniul comportării materialelor la șocuri repetate pe baza unui
material bibliografic care conține practic tot ce s-a publicat pî-
nă în prezent în acest domeniu. Definind conceptul de "șoc repe-
tat" în cadrul general al solicitărilor variabile, autorul intro-
duce pentru prima dată o clasificare a încercărilor ^{la șocuri} repetate, pe
baza căreia au fost sistematizate atât rezultatele publicate în
literatură, cât și cele obținute de autor.

6.1.2. Modernizarea calculului la încovoiere prin șoc și
definirea pe această bază a principalilor parametri
specifci încercărilor la șocuri repetate

Pomind de la un studiu riguros al metodelor de calcul la în-
covoiere prin șoc, autorul a realizat trei programe de calcul la
încovoiere prin șoc și anume:

- un program de calcul complet avînd la bază ipotezele lui
Saint-Venant ;
- un program de calcul aplicînd teoria lui Timoshenko fără
a lua în considerare influența forfecării și a inerției de rota-
ție;
- un program de calcul complet avînd la bază teoria lui Ti-
moshenko cu luarea în considerare a forfecării și a inerției de
 rotație.

Toate aceste programe au fost optimizate în direcția obține-
rii unui timp minim de rulare.

Utilizarea acestor programe a permis:

- definirea spectrului la un șoc de încovoiere pentru ansam-
blul ciocan-epruvetă specific instalației pe care au fost efectua-
te încercările la șocuri repetate (MS-5).

S-a evidențiat că în cadrul unui șoc apar o serie de ciocniri
repetate, ceea ce duce la mari complicații în studiul fenomenului
de oboseală prin șocuri repetate.

- efectuarea unui studiu amănunțit al influenței inerției de rotație și al forfecării asupra principalilor parametri ai șocului în cazul barelor utilizate ca epruvete la încercările de încovoiere prin șoc;

- o comparație între cele două metode de calcul în condițiile însumării unui număr mare de armonici și utilizând intervale de timp foarte scurte.

Pe baza acestor rezultate s-au putut trage concluzii privind limitele în care pot fi aplicate cele două teorii la calculul principalelor mărimi care definesc șocul de încovoiere în condițiile specifice instalației Amsler (MS-5) pe care au fost efectuate încercările la șocuri repetate.

6.1.3. Studiul și realizarea unor instalații și echipamente pentru încercările la șocuri repetate pe materiale și structuri de rezistență

Pentru rezolvarea unor probleme solicitate de producție, cît și pentru o serie de cercetări cu caracter fundamental în domeniul comportării la șocuri repetate, autorul a fost preocupat de realizarea unei baze materiale prin conceperea unor mașini noi, respectiv readaptarea unor instalații mai vechi.

În această direcție contribuțiile autorului se pot grupa în:

- studiul și realizarea unei mașini de șocuri pentru încercări la tracțiune cu energii mici ale impactului (MS-1). Instalația a fost propusă de autor ca inovație (certificat Nr.251);

- Studiul și realizarea unei instalații pentru încercări la șocuri repetate, care să permită examinarea fenomenului de oboseală în directă dependență cu propagarea undelor longitudinale în bare drepte (MS-2). Instalația constituie brevetul de invenție al autorului nr.92032/24.02.1987;

- conceperea unei instalații pentru studiul fenomenului de oboseală la șocuri repetate cu deformații impuse și la care se poate modifica forma și durata undelor reflectate (MS-3) - propunere de inovație;

- studiul și realizarea unui nou sistem de generare a șocului de la MS-4 și adaptarea specială a acestei instalații pentru încercări la răsucire și încovoiere cu răsucire prin șocuri repetate - propunere de inovație;

- adaptarea specială a MS-5 pentru încercări la încovoiere cu șocuri repetate folosind epruvete de reziliență, precum și realizarea unui dispozitiv pentru determinarea poziției centrelor de percuție ale ciocanelor pendul de la aceeași instalație;

- studiul și realizarea unui dispozitiv special utilizat pentru încercarea la încovoiere statică cu încărcare în trei puncte a epruvetelor Charpy în vederea determinării energiei consumate pentru ruperea statică.

Utilizarea acestor instalații a permis:

- stabilirea unei corelații între viteza de propagare a fisurii la șocuri repetate și factorul de intensitate a tensiunii K_I . S-a demonstrat astfel că în cazul solicitării la tracțiune prin șocuri repetate viteza de propagare a fisurii de oboseală poate fi corelată cu factorul de intensitate a tensiunii sub forma unei funcții de forma: $dl/dN = CK^n$;

- efectuarea uneia dintre primele analize comparative, între durabilitatea la șocuri repetate și durabilitatea la cicluri pulsante pentru un oțel de înaltă rezistență. S-a dovedit astfel că și în cazul solicitării de răsucire, durabilitatea la șocuri repetate obținută pe epruvete fără concentratori de tensiune este mai mare decât cea obținută la solicitări variabile cu cicluri pulsante;

- efectuarea unui studiu asupra durabilității limitate la încercarea de încovoiere cu răsucire la șoc pe un element de rezistență de tipul unui microarbore care în exploatare este solicitat la șocuri repetate.

6.1.4. Elaborarea unei metodici pentru studiul durabilității la șocuri repetate folosind epruvete de tip Charpy

Deoarece pînă în etapa actuală nu este definit rolul factorului dimensional asupra durabilității la încercările prin șocuri repetate și întrucît încercările efectuate pe diferite tipuri de epruvete fac dificilă compararea rezultatelor, autorul propune acceptarea ca epruvetă tip pentru studiul durabilității la șocuri repetate - epruveta Charpy V.

Această propunere este justificată de faptul că epruveta Charpy V este menținută în toate standardele de încercări de materiale ca epruvetă tip pentru încercarea la un singur șoc.

Acceptarea acestei epruvete ca epruvetă tip pentru încercări la șocuri repetate va permite în primul rând o comparație a materialelor privind durabilitatea la șocuri repetate în prezența unui concentrator de tensiune dat. În al doilea rând se poate clarifica în ce măsură energia de rupere la un singur șoc K.V sau energia de rupere la încovoiere statică poate reflecta sau nu comportarea la șocuri repetate a unui material dat, iar în al treilea rând, durabilitatea la șocuri repetate poate fi pusă în corespondență directă cu indicii de tenacitate dinamică.

Pornind de la aceste aspecte și utilizând în cercetări două oțeluri aliate în două moduri de tratare termică autorul și-a adus următoarele contribuții prin:

- realizarea unui studiu experimental privind starea de tensiune și deformație la încovoierea statică utilizând epruvete de tip Charpy;

- realizarea unuia dintre puținele studii experimentale privind stabilirea unor corelații între energia de rupere la încovoiere prin șoc și energia de rupere la încovoiere statică. S-a dovedit că raportul dintre energia de rupere la încovoiere prin șoc și energia de rupere la încovoiere statică este o mărime supraunitară și care pare a fi constantă de material;

- studiul posibilității validării ca parametru de apreciere a durabilității la șocuri repetate pe MS-5 a energiei unui șoc. Faptul că la aceeași energie a șocului unitar, parametrii șocului s-au reprodus la fiecare post, reprezintă o primă analiză detaliată a acestei instalații și o confirmare a faptului că instalația cu toate criticile aduse cu ani în urmă poate fi folosită pentru studiul durabilității la șocuri repetate.

Pe această bază autorul a putut introduce un factor pentru aprecierea capacității unui material de a absorbi energie de deformație prin șocuri repetate definit prin raportul dintre energia totală cumulată la un nivel energetic dat și energia de rupere printr-un singur șoc ($\sum W'_0/W_d$);

- elaborarea unui studiu privind analiza procesului de inițiere și extindere a microfisurilor la șocuri repetate utilizând metoda difracției cu raze X;

- stabilirea unei legi de propagare a fisurilor de oboseală la șocuri repetate în directă dependență de energia unui șoc, lege ce a fost confirmată și prin analizele microfractografice, utilizând analiza pe microscopul electronic cu baleiaj.

6.2. Cercetări de perspectivă pe baza studiilor efectuate de autor

- Pe baza programelor de calcul întocmite de autor se vor efectua o serie de cercetări teoretice asupra șocului privind: studiul influenței numărului de armonici, a mărimii intervalului de timp, prin care se discretizează, durata totală a șocului și a altor legi de contact asupra principalilor parametrii care definesc șocul de încovoiere; introducerea unor funcții care să ia în considerare fenomenul de amortizare.

- Utilizând baza materială realizată de autor se vor întreprinde o serie de cercetări cu caracter fundamental și aplicativ în următoarele direcții: studiul durabilității la tracțiune prin șocuri repetate și determinarea coeficienților efectivi de concentrare ai tensiunilor; studiul influenței duratei șocului în direcția dependență cu propagarea undelor longitudinale asupra durabilității la tracțiune prin șocuri repetate; extinderea cercetărilor în direcția stabilirii unor corelații între indicii de tenacitate dinamică și viteza de propagare a fisurilor de oboseală; studiul durabilității la răsucire prin șocuri repetate în cazul unor încercări cu program; studiul durabilității la șocuri repetate cu menținerea constantă a deformației și în direcția dependență de forma și durata undei de șoc reflectate utilizând MS-3.

- Pornind de la propunerea autorului de a accepta în prima fază ca epruveta tip pentru încercări la șocuri repetate, epruveta Charpy, cercetările vor fi continuate în următoarele direcții: elucidarea observației făcute de autor și de Hartbower că raportul W_d/W_t nu depinde de tratamentul termic și determinarea experimentală a acestui raport pentru materialele utilizate în construcția unor elemente sau structuri de rezistență supuse la șocuri repetate; determinarea raportului $\sum W'_0/W_d$ pentru mai multe oțeluri într-o gamă largă a energiei șocului unitar, poate clarifica comportarea la șoc a materialelor din punctul de vedere al înmagazinării de energie prin șocuri repetate, obținând astfel un criteriu de alegere a materialelor utilizate în construcția unor elemente de rezistență supuse la șocuri repetate

Cercetările teoretice și experimentale efectuate pînă în prezent de autor s-au materializat prin 3 contracte de cercetare științifică, 17 lucrări publicate, 1 invenție brevetată și 5 inovații.

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

1. Aberson, J.A., Anderson, J.M., King, W.W., A Finite-Element Analysis of an Impact Test. Fracture 1977, Vol.3, Waterloo, pag.85-89
2. Akizono, K., On the Stress of Beams by Impact Load. Bulletin of the Japan Institute of Metals, Vol.24, No.12, 1960, pag. 822-825
3. Akizono, K., S-N Curves of the Impact Fatigue. Bulletin of the Japan Institute of Metals, Vol.24, No.12, 1960, pag.826-829
4. Akizono, K., Experimental Study on the Stress of Beams Couesd by Impact Loads. Trans. Japan. Soc.Mech.Engrs. Vol.30, No.215 1964, pag.800-807
5. Akizono, K., Atagi, K., A Study of the Impact. Fatigue of Carbon Steels. Journal of the Society of Materials Science Japan, Vol.21, No.226, 1972, pag.660-664
6. Akizono, K., Murakami Ri-ichi, Influence of Grain Size on Impact Fatigue Behaviour in Low Carbon Steel. Scientific Papers of Faculty of Engineering Tokushima University, Vol.23, 1986, pag. 129-137
7. Akizono, K., Murakami Ri-ichi, On the Impact Fatigue Crack Growth Behaviour in Butt Welded Joint of Mild Steel (Report 1). Journal of Japan Welding Society, Vol.48, No.11, 1979, pag. 971-979
8. Andreev, A.S., Molcianov, L.N., Suşkin, Iu.G., Vlianie drobestruiunogo uproccenia na dolgovecinosti zakalennih visokoprocinih leghirovannih stalei pri povtornih udarah na izghib. Problemi procinosti 1978, No.1, pag.116-120
9. Anucin, M.A., Volkov, Iu.A., Vlianie poverhnosnogo naklepa drobiu na organicensnuiu dolgovecinosti obraztov pri povtornom udare. Vestnik maşinostroenie, No.8, 1954, pag.55-58
10. Amedik, E., Bussmann, K.H., Prüfmaschinen für stossartige Beanspruchungen. Handbuch der Werkstoffprüfung, Ed.2, Vol.I, Springer Verlag, 1955
11. Arii, M., Preprint of Japan Soc.Mech.Engrs. No.730-1 (1973) p.9-12
12. Arii, M., Preprint of Japan Soc.Mech,Engrs. No.730-12 (1973) p.193-196

13. A.S.T.M. Special Technical Publication 466/1969
14. Babeu, T., Boleanțu, L., Dumitru, I., Studiul durabilității lanțurilor 18 x 64. Contract cercetare 1981
15. Basko, E.M., Mahutev, N.A., K metodika oțenko treščinostoikosti stălei priu dinamiceskem nagrujenii. Zav.Lab. No.6/1980, pag. 542-545
16. Briskén, H., Bruchmechanische Untersuchung Mittels Kerbschlagproben. Dissertation Zuerich, 1983
17. Bernath, M., Hrelescu, T., Iovițiu, E., Considerațiuni practice asupra tehnicii măsurătorilor electrotensometrice dinamice la vagoane de cale ferată. Studii și cercetări științe tehnice. Tom VII, nr.1-2, ian.-iunie 1960, pag.109-116
18. Bistrov, Iu.G., Opredelenie energhii udara pri ispitanii na dolgovecinosti. Zavodskaja Laboratoria, No.6, 1964, pag. 739-741
19. Bistrov, Iu.G., Topofov, G.V., Udarnaia ustalosti stali pri menialuščinsia amplitudah napriajenii. Zavodskaja Laboratoria, No.12, 1965, pg.1504-1505
20. Boleanțu, L., Dobre, I., Aplicații ale mecanicii solidului deformabil în construcția de mașini. Editura Facla, Timișoara, 1978
21. Boleanțu, L., Dobre, I., Dumitru, I., Cercetarea comportării la șocuri repetate de încovoiere cu torsiune a unui subansamblu. Contract de cercetare științifică, 1979, 113 pag.
22. Boleanțu, L., Dobre, I., Dumitru, I., Unele aspecte privind propagarea fisurilor de oboseală la șocuri repetate de încovoiere. Lucr.Simpoz.Național de Fizică Timișoara 1982, Vol.CI, pag. XI 27 - XI 28
23. Boleanțu, L., Dobre, I., Dumitru, I., Analiza propagării fisurilor de oboseală la șocuri repetate. Revista Transp.și Telecomunicațiilor, No.7-8/1983, pag.75-77
24. Botvina, L.P., Maloletnev, A.Ia., Kineticeskie zakonomernosti razrusenia uglerodistih stălei pri udarno-țiliceskom nagrujenii. Problemi procinosti, No.9/1986, pag.11-16
25. Buzdugan, Gh., Mașini pentru încercările mecanice ale materialelor. Editura Academiei R.P.R., București, 1953, pag.77-81
26. Buzdugan Gh., Blumenfeld, M., Calculul de rezistență al pieselor de mașini. Editura tehnică, București, 1979

27. Chatani, A., On the Strength in Brittle Fracture Region under Repeated Impact Tensile Load. Preprint of J.S.M.E. No.737-1 pag.33-36
28. Chatani, A., The Strength of Materials Subjected to Repeated Impact Tensile Stress. J.S.M.E. Semi-Internat.Sympos.Papers Tokyo 1967 Exptl.Mech. Vol.I, pag.17-25
29. Cioclov, D., Rezistență și fiabilitate la solicitări variabile. Editura Facla - 1975
30. Cioclov, D., Mecanica ruperii materialelor. Editura Academiei R.S.R., București, 1977
31. Davidenkov, N.N., Beleaev, E.I., Issledovanie udarnoi ustalosti. Metallovidenie i obrabotka metallov. 1956, No.11, pag.4-10
32. De Paul, R.A., Impact Fatigue Resistance of Carburized Gear Steels - Development of a Testing Machine and Evaluation of Initial Test Results. Materials Research And Standards. March, 1970, pag.15-20
33. De Paul, R.A., High Cycle and Impact Fatigue Behaviour of Some Carburized Gear Steels. Metals Eng. Quart 1970, 10, No.4, pag.25-29
34. Deja, J., Cswiecinski, W., Kumulacja uszkodzeri w przypadki wybranych widm naprezen zmeczeniowych. Prace Naukowe Instytutu Materialoznawstwa i Mechaniki Technicznej Politechniki Wroctawskiej, Wroctaw, 31, No.20, 1976, pag.3-35
35. Diesburg, D.E., Smith, Y.E., Fracture Resistance in Carburizing Steels. Part.III, Impact Fatigue. Metal Progress, May, June and July 1979, pag.12-16
36. Diesburg, D.E., High-Cycle and Impact Fatigue of Carburized Steels. SAE Publication 780 771, April 1979, 15 pag.
37. Dobre, I., Dumitru, I., Comportarea la șocuri repetate de încoviere cu torsiune a unui microarbore. Lucr.celși de a III-a Conf.de.Vibrații în Construcția de mașini, 1980, vol.I, pag.209
38. Dobre, I., Chelu, P., Dumitru, I., Asupra unui caz particular de propagare a undelor elasto-plastice într-un mediu neelastic. Lucr. celși de a III-a Conf.de vibr.în constr.de maș., 1980, Vol.I, pag.203
39. Dobre, I., Dumitru, I., Cercetări asupra comportării la oboseală a oțelului 45 HN-2. Contract cercetare 1981

40. Döttinger, K., Aufnahme von Kraft/Weg-Diagrammen im Kerbschlagbiegeversuch. Messtechnische Briefe 2/1969, pag.45-50
41. Drozd, M.S., Kramarev, E.S., Nekotorie zakonomernosti plasticeskoi deformații stalnogo brusa pri povtorno udarnom izghibe. Trudi.Volgog.Polit.int. 1969, pag.77-83
42. Drozd, M.S., Kramarev, E.S., Seglov, N.D., O kinetike plasticeskoi deformații pri povtornom-udarnom izghibe brusa kruglogo poperecinogo secenia. Zavodskaia Laboratoriia, 1971, No.5, pag. 586-590
43. Drozdovskii, B.A., Fridman, Ia.B., Vlianie treščin na mehanicheskie svoistva konstrukcionnîh stalei. Metallurghii Moskva, 1960 pag.166-174
44. Dumitru, I., Boleanțu, L., Unele particularități ale șocului de încovoiere. Lucr.sesiunii "Cîntarea României", vol.II, 1978 pag.231-236
45. Dumitru, I., Boleanțu, L., Unele aspecte privind comportarea oțelurilor la șocuri repetate. Lucr.celeia de a III-a Conf.de Vibrații în Construcția de mașini, 1980, Vol.I, pag.175
46. Dumitru, I., Laichici, P., Studiul comportării la șocuri repetate a unui oțel 40 Cr 10 prin metoda difracției cu raze X. Lucr.celeia de a IV-a Conf.de Vibrații în Construcția de Mașini, Timișoara 26-27 nov.1982, vol.III, pag.135-141
47. Dumitru, I., Boleanțu, L., Schulz, T., Considerații privind metoda de înregistrare a unor mărimi mecanice în cazul unor încercări la șocuri. Lucr.celeia de a IV-a Conf.de Vibrații în Construcția de mașini, 1982, Vol.III, pag.51-56
48. Dumitru, I., Boleanțu, L., Schulz, T., Unele aspecte privind încercarea la încovoiere statică a epruvetelor de rezistență. Lucr.celeia de a IV-a Conf.de Vibrații în Construcția de Mașini, Timișoara 26-27 nov.1982, Vol.III, pag.43-49
49. Dumitru, I., Boleanțu, L., Schulz, T., Scociu, L., Unele corelații între forțe, deformații și energia unui șoc. Lucr. celui de-al III-lea Simpozion Național de Tensometrie, Vol.II, pag. 253-258, 1984
50. Dumitru, I., Cristuinea, C., Laichici, P., Some Aspects Regarding Impact Behaviour of Steel For Live-Steam Pipes. Bul.I.P.T. 31(45), 1986

51. Dumitru, I., Cristuinea, C., Laichici, P., Studiul comportării la șoc a unui oțel folosit în construcția conductelor de abur viu. Metalurgia (38) nr.7, 1986, pag.346-348
52. Dumitru, I., Cristuinea, C., Laichici, P., Studiul tenacității dinamice a unui oțel termorezistent. Simpozionul Național de Tensometrie, Brașov, 1986, Vol.IV, pag.101-106
53. Endo, T., Strength of Steels Under Repeated Impulsive Load. Proceed. of the Third Japan Congress on Testing Materials. Kyoto Japan 1960, pag.20-23
54. Endo, T., On the Spread of Fatigue Crack in Mild. Steel Under Repeated Impulsive Load. Proceed. 4th Japan Congress on Testing Materials. Kyoto Japan 1961, pag.71-73
55. Endo, K., Nagai, K., On the Brittle Fracture of a Mild Steel Under Repeated Impacts. Proceed, 2th Japan Congress on Testing Materials. Kyoto Japan 1959, pag.44-46
56. Ermakov, S.S., Udarnaia vīnoslivosti stali 30HGS. Metalovidenie i term. obrabotka metallov, 1959, No.2, pag.34-36
57. Ermolaev, V.V., Morjakov, A.V., Topkaev, A.V., Issledovanie stoikosti stali 55S2 pri udarno-țiklicieskom nagruženii v prisutstvii jidkih sred. Problemi procinosti, 1973, No.5, pag. 99-102
58. Fink, K., Rohrbach, Chr., Festigkeitsprüfung bei Schlagbeanspruchung. Handbuch der Werkstoffprüfung Springer-Verlag, 1955
59. Fujimura, Y., Saito, S., Studies of the Impact Fatigue. Journal Japan Soc. Testing Materials, 12, 1968, pag.594-598
60. Fujimura, Y., Saito, S., The Impact Fatigue, Journal Japan Soc. Testing Materials, 8(1959), pag.673-677
61. Galin, M.P., Poperecinie kolebania balok i plit za predelom uprugosti pod dlistviem vzrīvnih i udarnih nagruzok. Prik. Matem. i Meh., XVII, No.4, 1953
62. Ghosh, T.P., Effect of Fatigue Stressing on the Impact Strength of Notched Mild Steel. J. Inst. Eng. (India) Mech. Eng. Div., 1973 54, No.1-2, pag.22-24
63. Goldsmith, W., Impact. The Theory and Physical Behaviour of Colliding Solids. Edward Arnold Ltd., London 1960
64. Grigoriev, K.M., Dobrovolakii, V.I., Malin, R.A., Lebedev, N.Z., K voprosu izucenia udarnociclicieskoi procinosti obraztov. Sb. Voprosi procinosti uprugih elementov mašin. Ijevsk, 1966, pag. 118-124



65. Groșanu, I., Mecanică, Vol.I,II, I.P.Timișoara, 1986
66. Habara, H., Kosai, M., On the Theoretical Analysis of Shore-Hardness. Proc.of Osaka Prefectural Ind. Research.Inst.Dep.of Mech.Eng., 1987, p.9-17
67. Habara, H., Minowa, A., The Optimum Gauge Location on Stree Bar Measuring Concentrated Impulsive Load. Proc.of Osaka Prefectural Industrial Research Institute Dep.of Mechanics, 1987, No.5, pag.15-24
68. Habara, H., On the Shape and Fixing Method of a Test Piece for the Impulsive Fatigue Test. Proc.of Osaka Prefectural Industrial Research Institute, Dep. of Mech.Eng., 1987, No.5, p.25-34
69. Habara, H., Nishiyama, U., A Theoretical Study on Growth of Indentation Under Repeating Blow - Fundamental Study on Impact Fatigue - p.IV. Trans.Jap.Soc.Mech.Engrs., 1983, Vol.24, no.268 p.493-498
70. Hrelescu, T., Despre regimul real de solicitare la o mașină pentru încercarea la oboseală prin încovoiere rotativă, cu șocuri adiționale. Comunicările celei de a V-a Conferințe de sudură și încercări de metale Timișoara, 1965
71. Iagovkin, V.M., Vliania strukturi leghirovannogo ciuguna na soprotivlenie razrușeniu pri Ńikliceskikh i udarno Ńikliceskikh nagruzkah. Sbornik naucinŃh trudov, XV, 1969, Tomsk, pag.75-85
72. Iguchi, H., Tanaka, K., Taira, S., Failure Mechanisms in Impact Fatigue of Metals. Seminar of I.C.M.-3 Sheffield University, England U.K. 27-29 Aug.1979
73. Ionov, V.N., Oghibalov, P.M., Dinamika i volni nagrujenii, Moskva 1980
74. Ipatov, N.K., Ugolinikov, V.F., Kinetica ustalostnogo razrușenia stali pri mnogokratnom udarnom izghibe. Izv.vŃŃs.uceb,zavedenii Mașinostroenie 1975, No.3, pag.9-13
75. Johnson, W., Impact Strength of Materials. London Arnold, 1972 361 pag.
76. Karasev, N.A., Vlianie naklepa drobiu na udarno-Ńikliceskaja procinosti stali. Vestnik mașinostroenie, 1954, No.1, pag.66-68
77. Kačnelison, M.O., Maloletnev, A.Ia., VišoŃkaia, I.M., Udarnaja ustalosti nekotorŃh konstrukcionnih stali. Vestnik mașinostroenie, 1962, No.4, pag.7-13

78. Kawamoto, M., Shibata, T., Tatsuno, K., Niwa, T., Effects of Statical Strength and Deformability of Steels on Tensile Impact Fatigue Strengths. Bull.J.S.M.E. vol.11, No.47, 1968, pag.798-804
79. Kikukawa, M., Chji, K., Ogura, K., On the Relation of the Frequency Effect on Fatigue Limit to the Deformation Characteristics at High Rates of Strain. Proceed. of the Ninth Japan Congress on Testing Materials Kyoto Japan, 1966, pag.29-32
80. Kikukawa, M., Speed Effect on Yielding, Plastic Flow and Fatigue Strength and Impact Fatigue of Metals. Jour.Japan Soc.Mech. Engrs. No.575, 1966, pag.62-70
81. King, W.W., Malluck, J.F., Wave Diffraction by a Crack Finite Element Simulations. J.of the Eng.Mechanics Division, Aug.1977 E.M.4, pag.601-609
82. Klevčov, G.V., Rentghenostruktturnfi analiz izlom ipolucennih pri udarno țiklicescom nagrujenii. Problemi procinosti No.7, 1985, pag.32-34
83. Knott, J.F., Proc.Roy.Soc.A 285, 83, 1965, pag.318-321
84. Kolodezdnfi, L.A., Toporov, G.V., Ustanovka dlia ispitatii materialov pri udarno țikliceskaia ustalosti pri otriyatelinih temperaturah. Sbornik naucinih trudov, XV, 1986, Tomsk,pg.44-49
85. Kolski, H., Unde de tensiune in corpurii solide, I.D.T. București 1956
86. Kondo, S., Iguchi, H., Some Observations of Crack Initiation and Propagation Under Repeated Bending. Impact Tests. Proceed.15th Japan Congress on Materials Research Kyoto Japan 1972, pag.13-16
87. Kondo, S., Iguchi, H., Sato, T., The Effect of Grain Size on Impact Fatigue Crack Propagation in 0,16 % C Steel. Proceed.17th Japan Congress on Materials Research. Kyoto Japan 1974, pg.79-83
88. Kondo, S., Iguchi, H., Honda, H., Fractography of Carbon Steel in Impact Tensile Fatigue Fracture. Reprint from Journal of the Society of Materials Science Japan, vol.25, No.268, pg.106-111, 1976
89. Kondo, S., Iguchi, H., Sata, T., The Effect of Grain Size on Fractographic Fratures of Impact Bending Fatigue. Proceed.19th Japan Congress on Materials Research Kyoto Japan 1979, pg.39-42
90. Kozirev, G.V., Toporiv, G.V., Opredeleenie ciuvstiitelinosti țementovannoi stali k nadrezu pri udarnom țikliceskom nagrujenii: Zavodskaiia Laboratoriia, No.5, 1974, pag.595-598

91. Kozirev, G.V., Toporov, G.V., Osobennosti razvitiia ustalostnoi trescin v tementovannih obraztsov pri udarnom nagrujenii. Zavodskaia Laboratoriia, No.12, 1974, pag.1514-1516
92. Kozirev, G.V., Toporov, G.V., Otenka soprotivlenia udarno ustalostnomu razrušeniu poverhnostno uproenennih stalei. Prob. procinosti, 1981, pg.27-31
93. Krasovskii, A.Ia., Krasiko, V.N., K metodika opredelenia dinamoeskoi viazkosti razrušenii stalei. Problemi procinosti, No.8/1987, pag.41-46
94. Kulkarni, S.V., Singh Sadu, Effect of Prestressing on Impact Strength. J.Inst.Eng.(India) Mech.Eng.Div., 1977, 58; nr.2-3 pag.70-74
95. Laichici, P., Dumitru, I., The Study of remanent stresses of 1st order of a 40Cr Stal constrained to repeated shocks by X-ray diffraction. Analele Universității din Timișoara, Seria Fizică, vol.XX, 1982, pag.27-35
96. Liu, H.W., Trans.A.S.M.E. Ser.D, 85 (1963), pag.116-1212
97. Levandovskii, M.Ia., Toporov, G.V., Metodika issledovania soprotivlenia ostatocinnoi deformații i kontaktnomu razrušenii stalei pri udarnih tikhliceskikh nagruzkah. Zavodskaia Laboratoriia, 1968, No.12, pag.1498-1501
98. Maekawa, I., Damage Produced by Pulsating Impact Contact Load. Proceed 12th Symposium on Fatigue J.S.M.S. Oct.1963, pag.84-88
99. Maekawa, I., Higuchi, K., The Effect of the Shock Absorption on the Tensile Impact Fatigue Strength. Preprint of Japan Soc. Mech.Engrs. No.720-1, 1972, pag.57-60
100. Maekawa, I., Effect of Axial Length of a Rod Specimen on the Fatigue Life under Pulsating Impact Torsion. Preprint of Japan Soc.Mech.Engrs. No.790-2, 1979, pag.119-121
101. Maekawa, I., Hida, J., Damage Produced by Pulsating Impact Contact Load. Journal of the Society of Materials Science Japan, Vol.29, No.320, 1980, pag.486-491.
102. Maekawa, I., Andou, M., Takasu, N., Size Effect of Dynamic Strain Concentration. Journal of Japan Society for Strength and Fracture of Materials. Vol.14, No.4, 1980, pag.185-186
103. Maekawa, I., Tanabe, Y., Nou, Y., Size Effect in Impact Torsional Fatigue Strength. Proc.of.the Twentyfifth Japan Congress of Materials Research Kyoto, 1982, pag.124-127

104. Maekawa, I., Tanabe, Y., Jin, Z., Size Effect in Impact Tensile Fatigue. Proceedings of I.C.F. International Symposium on Fracture Mechanics. Beijing China 1983, pag.757-762
105. Maekawa, I., Tanabe, Y., Watanabe, H., Jin, Z., Ogawara, Y., Growth of Crack in Steel by Impact Tension. Bull. of J.S.M.E. vol.29, No.255, 1986, pag.2823-2829
106. Mailander, R., Dauerschlagbiegeversuche. Handbuch der Werkstoffprüfung. Springer Verlag, 1955
107. Maloletnev, A.Ia., Udarnaia ustalosti stali pri mnogostupeniatom nagrujenii. Vestnik maşinostroenie, 1964, No.6, pag.29-31
108. Mihailov, S.I., Denisov, Ia.A., Izlomi pri udarno ustalostnoi nagruzke. Zavodskaja Laboratoriia, 1961, No.2, pag.188-191
109. Mitelea, I., Dumitru, I., Fractografia oţelului 40Cr10 la ruperea prin oboseală cu şoc. Metalurgia (35) 1983, nr.9, pag.145-147
110. Medveev, S.F., Ţikliceskaia procinosti metallov. Maşghiz, Moskva, 1961, pag.272-279
111. Mocanu, D.R., Incercarea materialelor, Vol.I. Editura tehnică Bucureşti, 1982
112. Molcianov, L.N., Issledovanie dolgovecinosti nekotorykh legirovannykh stali pri povtornom udarnom izghibe. Izv.vuzov. maşinostroenie, No.4, 1975, pag.10-13
113. Molcianov, L.N., Issledovanie izlomov i zatrat energii na razruşenie obrazţov iz legirovannykh stali pri staticheskom, udarnom i povtornogo-udarnom izghibe. Problemy procinosti, No.6, 1976, pag.26-30
114. Molcianov, L.N., Vliania radiusa koncentratora napriajenii na dolgovecinosti obrazţov iz zakalennoi stalizohnza pri povtornom izghibaiuşcem udare. Izv.vuzov.maşinostroenie, No.10, 1977, pag.16-19
115. Molcianov, L.N., Klimov, K.V., Barişenikov, P.A., Pristavka k kopru povtornogo udara dlia ispitanii izghibaiuşcim udarom i metodika polucenia asimmetričnogo ţikla. Problemy procinosti, 1979, No.2, pag.89-93
116. Mori, T., Okabe, N., Yano, T., Study on Impact Fatigue Strength of Structural Materials. Heavy Apparatus Engineering Laboratory, Toshiba Corporation Japan 11 p., 1984

117. Murakami, R., Akizono, K., The Influence of Test Temperature on Impact Fatigue Crack Growth Behavior in Quenched and Tempered Cr-Mo Alloy Steels with Different Prior Austenite Grain Size. Rep.of Dep.of Precision Mechanics, Tokushima University 1986
118. Murakami, R., Akizono, K., A Study on the Impact Fatigue Crack Propagation in to the Welding Residual Stresses Field. Rep.of Dep.of Precision Mechanics Tokushima Univ. 1987
119. Murakami, R., Akizono, K., The onfluence of Test Temperature or Impact Fatigue Crack Growth Behavior in Quenched and Tempered Cr-Mo Alloy Steels with Different Prior Austenite Grain Size. Fatigue of Engineering Materials and Structures, vol.3, No.4, 1980, p.357-366
120. Murakami, R., Akizono, K., A Study on the Impact Fatigue Crack Propagation in the welding Residual Stresses Field. Int.Journ. of Fracture 23 (1983) R151-R154
121. Murakami, R., Akizono, K., The Influence of Cyclic Loading and Stress Ratio of Fatigue Crack Gowth Rate in Aluminum Alloy. Int.Xonf.Fract.Mech.and Tech. (1977-3) Hong-Kang
122. Nagai, K., Jour.Japan Soc.Testing Materials, 10(1976), pag-604-610
123. Nakayama, H., Kanayama, Y., Shikida, M., Studies on Fatigue Damage Caused by Varying Load Involving Impact Load, Part.I. Journal of Osaka Industrial University, No.50, 1977, pag.21-27
124. Nakayama, H., Kanayama, Y., Shikida, M., Studies on Fatigue Damage Caused by Varying Load Involving Impact Load, Part.II. Journal of Osaka Industrial University, No.57-58, 1979,pg.37-45
125. Nakayama, H., On Fatigue Strength and Fatigue Crack Propagation Behavior Under Impact. Program.Load.Condition. Private comunication 1987
126. Nakayama, H., Kanayama, Y., Shikida, M., Fatigue Strength and Fatigue Crack Propagation Under Two Stepp. Program, Load.Condition Involving. Impact Load. Proceed. 22th Japan Congress on Materials. Research-Metallic Materials. Kyoto Japan 1979, pag.187-192
127. Nakayama, H., Tanaka, T., Impact Fatigue Growth Behaviors of High Strength low Alloy Steel. International Journal of Fracture 26(1984), R19-R24

128. Nădășan, St., Rezistența dinamică a fontei. Teză de doctorat. Timișoara, 1939, 105 pag.
129. Nădășan, St., Incercări și analize de metale. Editura tehnică, București, 1965
130. Nădășan, St., Hajdu, I., Un aspect nou al rezistenței la oboseală. Influența șocurilor adiționale repetate asupra rezistenței la oboseală. Studii și cercetări științe tehnice. Tom III, 1965, No.1-2
131. Nădășan, St., Hajdu, I., Influența variației raportului dintre frecvența șocurilor adiționale și a solicitării ciclice asupra durabilității oțelurilor. Studii și cercetări științe tehnice, Tom V., 1968, No.3-4
132. Nădășan, St., Hajdu, I., Hrelescu, T., Cioclov, D., Dependența solicitării dinamice adiționale de energia șocurilor și încărcarea statică la probe de oboseală. Studii și cercetări de metalurgie, Tom XIII, No.2, 1968
133. NASA CR-273, 1975, 145 pag.
134. Nemeč, J., Rezistența dinamică a pieselor de material rulant supuse la solicitări accidentale complexe. Strojirenostvi, 1957, No.12, pag.883-888
135. Nemeč, J., Tuhost a pevnost ocelovych casti. Praha 1963, pag. 733-738
136. Nishiyama, V., Tanimura, S., Strain Distributions under Impulsive Loading. Proceed 10th Japan Congress on Testing Materials Metallic Materials, 1967, pag.83-87
137. Nishiyama, U., Habara, H., Mitsanzo, S., Takehara, J., Yoshinori H., Studies on Impact Fatigue, Part I. Trans.Jap.Soc.Mech.Engrs. 1973, 39, No.318, pag.487-496
138. Nishiyama, U., Habara, H., Katayama, T., Studies on Impact Fatigue, Part.II, Trans.Jap.Soc.Mech.Engrs., 1974, 40, No.337 pag.2474-2481
139. Nishiyama, U., Habara, H., Katayama, T., Studies on Impact Fatigue, Part.III, Trans.Jap.Soc.Mech.Engrs., 1977, 43, No.374, pag.3613-3620
140. Novikov, I.I., Botvina, L.P., Mikrofractograficeskii analiz izlomov, polucennih pri udarno-țikliceskom nagrujenii. Tez. dokl.resp.naucin.-tehn.Konf.-Frunze. Frunze politeh.int., 1984 pag.86-88

141. Novikov, I.I., Botvina, L.P., Kinetika malořtkloвого razruřenia pri udarno-řtkliceskom nagruženii. Mařinostroenie, 1985 C. 50 - 51
142. Oswiecimski, W., Porebski, T., Wplyw powtok z tworzyw sztucznych na ograniczona wytrzymałosc udarowo-zmeczeniowa stali 40. Prace Naukowe Instytutu Materialoznawstwa i Mechaniki Technicznej Politechniki Wroctawskiej, Wroctaw, 19, No.11, 1973, pag.3-30
143. Oswiecimski, W., Porebski, T., Wplyw kata obrotu probki na wytrzymałosc zmeczeniowa stali 40 pezy udariwym zginaniu. Prace Naukowe Instytutu Materialoznawstwa Technicznej Politechniki Wroctawskiej, Wroclaw, 19, No.11, 1973, pag.31-41
144. Oswiecimski, W., Porebski, T., Wplyw wielostopniowego okresowo zmiennego widma udarowych naprezen zginajacych na wytrzymałosc zmeczeniowa stali 40. Prace Naukowe Instytutu Materialoznawstwa i Mechaniki Technicznej Politechniki Wroclawskiej Wroclaw, 18, No.6, 1974, pag.3-52
145. Oswiecimski, W., Damage cumulation in the case of multi-stage impact bending stress spectrum. Proceed.of the Fifth Conference on Dimensioning and Strength Calculations and the Sixth Congress on Material Testing. Budapest 1974, Vol.II,p.83-96
146. Papiřin, I.F., Poviřenie soprotivlenia stali povtornomu udaru. Tr.Kurganskii masinostroitelinfi institut, 1969, vip 11, pag. 56-63
147. Patrusevivi, P.M., Reřetov, D.N., Litvak, A.S., Udarno-ustalost naia procinosti zakalennih zubciatfh koles. Tr.Kurganskii masinostroitelinfi inst.1982, pag.65-67
148. Penikov, A.M., Slobodianiak, V.Ia., Issledovannie zakonomehostei nakoplenia ustalostnih povrejdenni v usloviah povtornogo udarnogo nagruženia pri nestacionarnih rejimah. Samoletostroenie i tehniko vozduřnogo flota, Vip 14, 1969, pag.44-51
149. Perřin, V.P., Ustanovka dlia ispitanii obrazřov na udarnuiu ustalosti pri mestnoi visokoskorostnoi deformařii. Fiz.tehn. probl.razrabotki polezn.iskopaeimfh, No.3, 1977, pag.149-152
150. Perřin, B.P., Toporov, C.V., Kamenskii, V.V., Kovalenki, O.F., Ispitania materialov na udarnuiu ustalosti pri volnorom haraktere raspredelenia nagruzki. Fiz.tehn.probl.razrabotki polezn.iskopaeimfh, No.1, 1977, pag.91-95

151. Perşin, V.P., Karandăşev, K.K., Toporov, G.V., Kozirev, G.V., Soprotivlenie titanovih splavov udarno-ustalostnomu razruşeniu pri mestnoi deformaţii. Fiz.tehn.probl.razrabotki polezn.iskopaemih, No.1, 1977, pag.100-105
152. Perşin, V.P., Toporov, G.V., Kamenskii, V.V., Kovalenko, O.F., Raşcet udarnoi sistemî pri ispitaniah materialov na ustalosti. Fiz.tehn.probl. razrabotki polezn. iskopaemih. No.5, 1978, pag.44-51
153. Pironneau, Y., Contribution a l'étude de la deformation des metaux par chocs répétés. Theses présentées a la Faculté des Sciences de l'Université de Paris, 1975
154. Plenard, E., Karamara, A., Effet des chocs répétés sur la fonte Detection au moyen des propriétés magnetiques et elastiques. Fonderie 1964, No.220, pag.191-202
155. Plenard, E., Chapontihier, F., Divers procesus d'absorption d'énergie d'un métal soumis a des sollicitations dynamiques. Groupement pour l'Avancement Mec.Ind.nr.3, 1966, pag.15-24
156. Pogodin-Alekseev, G.I., Dinamiceskaia procinosti i hrupkosti metallov. Maşinostroenie Moskvam 1966
157. Pogodin-Alekseev, G.I., Svoistva metallov pri udarnov nagrujenii, Moskva, 1983
158. Ponomarev, P.V., Polatii, A.D., K raşcetu ustalostnogo razruşenia pri dinamiceskih vozdustviah. Prikladnaia mehanika, Tom VIII, v.6, 1980, p.14-21
159. Ponomariov, S.D., Calculul modern de rezistenţă în construcţia de maşini, Vol.I, Editura tehnică, Bucureşti, 1956
160. Popescu, V., Brăiloiu, M., Cercetări experimentale cu privire la stabilirea intervalului optim de deformare plastică la cald a oţelului 40Cr10. Metalurgia, 1978, 30, No.4, pag.215-219
161. Radhakrishnan, V.M., Prasad, R.C., On Impact Fatigue Testing Machine. Int.Journ.of Fracture 10 (1974)
162. Raduţkaia, G.P., Toporov, G.V., Vlianie obezuglerojennogo sloia na soprotivlenie udarnom ustalosti stali 45. Sbornik naucnih trudov, XV, 1969, Tpmk, pag.92-97
163. Rahmatulin, H.A., Demianov, Iu.A., Procinosti pri intensivnih kratkovremennih nagruzkah, Moskva, 1961
164. Rancu, N., Tövissi, L., Statistica matematică cu aplicaţii în producţie, Ed.Academiei R.S.R., 1963

165. Razikov, M.J., Radin, A.N., Ilin, V.I., Metodika opredelenia stoikosti naplavlennogo metalla pri mnogokratnih udarah i povyšennih temperaturah. Sb.Tehnolog.proiz-va svarn. i palannih konstrukcii, vfp.1, Saratov, Saratov in-t. 1973, pag.90-95
166. Reed, R.P., Durcholz, R.L., Schramm, R.E., Patrician, T.J., Study of Cryogenic Storage tank Fatigue Life. N.B.S. Technical Note 609, 1986, 78 pag.
167. Romanov, A.N., Energheticheskie kriterii razrušeniü pri tikičeskoj nagruzke. Problemy procinosti, No.3, 1971
168. Rudnev, V.D., Toporov, G.V., Teterin, N.A., Mašina dlia udarno-ustalostnih ispitanii s fiksirujušcim ustroistvom. Sbornik naučinih trudov, XV, 1969, Tomsk, pag.27-44
169. Rudnev, V.D., Toporov, G.V., Vlianie galvaniceskogo hromirovania na soprotivlenie tazrušeniü pri tikičeskom i udarno-tikičeskom nagruženii. Sbornik naučinih trudov, XV, 1969, Tomsk, pag.86-91
170. Sašin, M.Ia., Uvelicenie soprotivliacnosti razrušeniü pri povtornih udarah v slučae primenienia uprociniajušcih obrabotok. Vestnik mašinostroenie, 1963, No.9, pag.12-14
171. Schramm, R.E., Durcholz, R.L., Reed, R.P., Apparatus for Impact-Fatigue Testing. Journal of Research of the National Bureau of Standards - C.Engineering and Instrumentation, Vol.75 C., No.2 1981, pag.95-98
172. Schlonski, A., Dynamische Spannungsoptische Modelluntersuchungen als Beitrag zur Bruchmechanik. Dissertation Technische Universität, Clausthal 1985
173. Sharpe, W.N., Martin, D.R., Optical Measurement of in Plane Strain Displacement Near Crack Tops. V.D.T.-Berichte Nr.313, 1978, pag.195-201
174. Shigeyoshi, O., Miura, S., A Study of the Behaviour of Prefatigue Notched Carbon Steel Specimens During the Processes of their Impulsive Bending Fracture. Bull.J.S.M.E., 1986, 29, No.253, pag.2002-2006
175. Sidney, V.I., Troščenko, V.I., Pisarenko, G.S., Metodika issledovania nauprugih deformačii v metallah v pročese povtorno-peremennogo udarnogo nagruženia. Zavodskaja Laboratoria, No.4, 1968, pag.469-471

176. Sidnev, V.I., Troščenko, V.T., Metodika približennogo postroenia diagramm deformirovania v usloviah neodnorodnogo naproajenogo sostoiania. Zavodskaia Laboratoria No.7, 1968, pag.859-862
177. Sidnev, V.I., Metodika issledovania rasseiania energhii v metallah pri povtornom udarnom nagruženii. Zavodskaia Laboratoria No.12, 1968, pag.1237-1239
178. Sidnev, V.I., Troščenko, V.T., Issledovanie rasseiania energhii v stali 45 v proťese povtorno-peremennogo udarnogo nagruženia. Sbornik rasseianie energhii pri koleban mehan.sistem.Kiev, 1966 pag.251-258
179. Sidnev, V.I., O oisle ťiklov do razrušenja pri udarnom nagruženii. Zavodskaia Laboratoria, No.8, 1969, pag.981-982
180. Silaș, Gh., Groșanu, I., Mecanica, E.D.P., București, 1981
181. Silaș, Gh., Brîndeu, L., Sisteme vibropercutante. Ed.tehnică București, 1986
182. Silkin, A.E., Zasova, A.F., Ob ispîťaniiah na udarnuiu vînoslivosti. Zavodskaia Laboratoria, No.12, 1961, pag.1514-1519
183. Silkin, E.A., Udarno ťiklicheskaia procinosti stalei primeniamih v seliskohoziaestvennom mașinostroienii, Moskva 1964, 90 pag.
184. Skliar, V.A., Filippov, A.P., Kolebania strejinei i plit pri udare. Dinamika i procinosti mașin. No.6/1967, pag.42-47
185. Slobodianiuk, V.Ia., Istanovka dlja programnih ispîťanii na dolgovecinosti povtornimi udarnimi nagruzkami. Zavodskaia Laboratoria, No.5, 1967, pag.644-645
186. Slobodianiuk, V.Ia., Issledovanie vliania odnostupenciatih odno kratnih peregruzok na udarnuiu doldovecinosti diuraliuminia. Zavodskaia Laboratoria, No.7, 1969, pag.868-869
187. Snitko, N.K., Dinamica construcțiilor, Editura tehnică, București, 1962
188. Srinivasan, P., Rau, I.S., Repeated-shock loading machine. Ebgineering 1968, 206, No.5339, pag.268-269
189. Srinivasan, P., Rai, I.S., Criteria of Failure for a Cantilever subjected to repeated Shock Loading. Journal of Strain Analysis Vol.3, No.4, 1968, pag.245-253
190. Stone, D.E.W., Turner, C.E., Proc.Roy,Soc., A 285, 83, 1965, pag.324-327

191. Sulighinov, V.S., Dudin, A.I., Vlianie nizkoi temperaturi na dolgovecinosti svarnih soedinenii pri povtornih udarnih ngruzkah. Problemi procinosti, No.6, 1976, pag.31-33
192. Sulighinov, V.S., Vlianie udarnogo nagrujenia na vinoslivosti svarnogo soedinenia stali 14 X.2GMR. Prob.procinosti, 1981 pag.31-34
193. Taira, S., Iguchu, H., Tanaka, K., Effect of Loading Wave Shape on Deformation and Failure in Impact Tensile Fatigue of Smooth Specimen of Carbon Steel. Journal of the Society of Materials Science Japan, Vol.27, No.301, 1978, pag.942-947
194. Taira, S., Iguchi, H., Tanaka, K., Development of Impact Fatigue Testing Machine and Some Tests Results. Proceed.22th Japan Congress of Materials Research, Kyoto Japan, 1979, pag. 181-186
195. Takashi, I., An Analysis of Impact Energy at Tensile Impact Test of Material Res.Repts.Numazu. Techn.Coll., 1986, No.8, pag.21-25
196. Takashi, I., About the Impact Fatigue Strength of General Steel Res.Repts.Numazu. Techn.Coll., 1987, No.9, pag.31-34
197. Tanaka, S., On Cumulative Damage in Impulse Fatigue Tests. Trans.ASME, Ser.D, 84(1963), pag.535-538
198. Tanaka, T., Nakayama, H., Studies on Impact Fatigue, Part.I, Bull.J.S.M.E., Vol.16, No.102, 1973, p.1814-1828
199. Tanaka, T., Nakayama, H., Studies on Impact Fatigue, Part.II, Bull.J.S.M.E., Vol.13, No.113, 1974, p.1379-1388
200. Tanaka, T., Nakayama, H., Studies on Impact Fatigue, Part.III, Bull.J.S.M.E., Vol.18, No.126, 1975, p.1365-1374
201. Tanaka, T., Nakayama, H., Studies on Impact Fatigue, Part.IV, Bull.J.S.M.E., Vol.19, No.138, 1976, p.1391-1400
202. Tanaka, T., Nakayama, H., Studies on Impact Fatigue, Part.V, Bull.J.S.M.E., Vol.19, No.138, 1976, p.1401-1408
203. Tanaka, T., Nakayama, H., On the Impact Strength of Metallic Materials. Reprint from Journal of the Society of Materials Science Japan, 1974, Vol.23, No.252, pag.678-685
204. Tanaka, T., Nakayama, H., Low Cycle Impact Fatigue on Pure Aluminium. Proceed.of the Seventeenth Japan Congress on Materials Research, Kyoto Japan, 1974, pag.161-

205. Tanaka, T., Nakayama, H., Kimura, K., On the Impact Fatigue Crack Growth Behaviour of Metallic Materials. Fatigue Fract. Engng.Mater.Struct. Vol.8, No.1, 1985, pag.13-22
206. Tanimura, S., Nishiyama, U., Deformation Mechanism and Strength of Metals under Impulsive Loading. Proc.of the Int.Conf.on Mech.Behaviour of Metals, 1981, Vol.I, pag.195-205
207. Tetelman, A.S., Evily, Mc., Fracture of Structural Materials Wiley, N.Y., 1967, pag.173
208. Teterin, N.A., Toporov, G.V., Bistrov, Iu.G., O rabote ispitatelnykh mashin udarnogo deistvia. Zavodskaya Laboratoriya, No.10 1966, pag.1275-1277
209. Teterin, N.A., Opređenje napriajenii v obrazže pri udare. Sbornik naucinykh trudov XV, 1969, Tomsk, pag.5-18
210. Tolkačnik, S.V., Ob udarnoi ustalosti v usloviah koncentracii napriajenii. Izvestia A.N., SSSR, O.T.N., 1958, No.5, pag.106-111
211. Tolkačnik, S.V., Vlianie mnogokratnykh udarov na soprotivlenie stali malim plasticeskom deformatiam. Izvestia A.N., SSSR, O.T.N., 1958, No.5, pag.110-116
212. Tomenko, Iu.S., Navroškil, I.V., Volček, F.R., Rasčet energhii udara pri ispitaniiah na povtornii udar. Zav.Lab., 1958, No.9 p.1122-1125
213. Toporov, G.V., Morozova, V.V., Soprotivlenie udarno-ustalostnomu razrušeniu stali s gheteroghennoi strukturoi. Zavodskaya Laboratoriya, No.2, 1965, pag.357-360
214. Toporov, G.V., Iagovkin, V.M., Vlianie strukturii visokoprocinykh ciugunov na soprotivlenie razrušeniu pri tikliceskikh i udarno-tikliceskikh nagruzkah. Sbornik naucinykh trudov, XV, 1979, Tomsk pag.54-74
215. Toporov, G.V., Teterin, N.A., O ciuvstvitelinosti k nadrezu stali 45 pri udarnom i pri plavnom tikliceskikh nagrujeniah. Sbornik naucinykh trudov XV, 1979, Tomsk, pag.18-27
216. Toporov, G.V., Kozirev, G.V., Ustanovka dlie ustalostnykh ispitaniia na pulisiruiušciu nagruzku po zadannim usiliu o proghibu. Zavodskaya Laboratoriya, No.4, 1972, pag.494-495
217. Toporov, G.V., Skorosti deformačii pri udare. Fiz.tehn.probl. razrabotki polezn.iskopaemykh, No.1, 1979, pag.49-56
218. Toth, L., Primenenie konceptei udelinnoi raboti razrusenia dlia oțemki tikliceskoi treščinostoikosti stalei. Problemy procinosti, No.1/1986, pag.11-16

219. Troščenko, V.T., Prokobskii, V.V., Metodika issledovania vīno-slivosti stalei, v usloviah kombinirovannogo vāzdeistivīa gar-maniceskīh i udarnīh nagruzkah. Sb.Materialf. Naucin. Konf. povīašci loo-letiu sodnia rajd. V.I.Lenina, Tomsk, 1980, pag.7-8
220. Troščenko, V.T., Bakuli, V.N., Lošak, M.G., O sootnosenii dol-govebinostei tverdih splavov pri ispītanii v usloviah udarnogo i garmoniceskogo povtornih nagruženii. Problemi procinosti, No.1, 1971, pag.41-44
221. Troščenko, V.T., Ustalosti i neuprugosti metallov. Kiev, Nau-kova dumka, 1971, pag.151-154
222. Troščenko, V.T., Kilcevskii, V.V., Sidnev, V.I., Udarno tīkli-ceskaia procinosti nekotorih konstrukcionnih stalei. Vest.Kiev politehn.in-ta. Ser.mašinostr. 1985, No.12, pag.161-165
223. Troščenko, V.T., Deformirovanie i razruženie metallov pri mnogočiklovom nagruženii. Kiev Naukova Dumka 1981
224. Tumanskii, E.F., Šerstiuk, A.A., Stavisiuk, S.L., Kudin, V.T., Ustanovka dlīa ispītania na udarnuiu ustalosti. Zavodskaia La-boratoria, No.6, 1977, pag.748-750
225. Uetz, H., Breckel, H., Stossverschleissversuche an Stahl. Ma-terialprüfung 8(1966) 10, pag.361-367
226. Vandelli, G., Prove orientative sul comportamento di un acciaio comune a fatica ed agli urti ripetuti. Alluminio e nuova metal-lurgia 1970, vol.23, No.6, pag.297-299
227. Wilshaw, T.R., Prott, P.D., The Effect of Temperature and Str-ain Rate on the Deformation and Fracture of Mild-Steel Charpy Specimens. Proc.First Inter.Conf.on Fracture, Sendai, Japan 1965, Vol.2, pag.973-976
228. Viaznikov, N.F., Ermakov, S.S., Metodika issledovania stali na udarnuiu ustalosti. Zavodskaia Laboratoria, 1957, No.9, pag. 1095-1097
229. Wellinger, K., Breckel, H., Kenngrößen und Verschleiss beim Stoss Metallischer Werkstoffe. Wear, 10, 1960, pag.257-281
230. Wellinger, K., Blind, D., Spannungszustand und Verformungsver-halten von gekerbten Biegeproben. Materialprüfung 15(1968), No.9, pag.303-310
231. Weltzin, R.D., Koves, G., Impact Fatigue Testing of Titanium Alloys. Journal of Materials, 1968, 3, No.3, pag.469-482

232. Yokoyama, T., Kisheda, K., Finite Element Analysis of Flexural Wave Propagation in Elastic Beams. Technology Reports of the Osaka University, Vol.32, 1986, No.1642, pag.103-112
233. Belkin, L.M., Vlianie mikrostrukturii visokoprocino ciuguna na ego trescinostoikosti i udarno ustalostnuiu dolgovecinosti. Prob.procinoshti 9, 1987, pag.42-47
234. Habara, H., Nishiyama, U., Kobayashi, K., Mori, A., On the Growth of Indentation by Impact. Proc.of Osaka Prefectural Industrial Research Inst. Dep.of Mech.Eng.1986, pag.9-18
235. Krasovskii, A.Ia., K metodike opredelenie dinamiceskoi viazkosti raztuzhenia stalei. Problemi procinoshti 8, 1987, pag. 41-46
236. Krasovskii, A.Ia., Uchet inertionnih effectov pri udarnih ispitaniiah. Problemi procinoshti 9, 1987, pag.61-66
237. Maekawa, I., Tanabe, Y., The Influence of Corrosive Environment on Impact Fatigue of Structural Steel. Fatigue of Engineering Materials and Structures. Vol.I, March E 1986 - 9, pag.347-352
238. Maekawa, I., Xiangyuan, M., Dynamic Stress Intensity Factor of an Edge Crack of a Disk in the Accelerating Period of Rotation. Proceed of the 34th Japan National Congress for Applied Mechanics University of Tokyo Press, Vol.34, 1986 pag.167-173
239. Kobayashi, T., Yamamoto, I., Mitsuo, N., On the Accuracy of Measurement of Dynamic Elastic-Plastic Fracture Toughness Parametrs by the Instrumented Charpy Test. Eng.Fract.Mech.1987, 26, No.1, pag.83-94
240. Ionov, V.N., Selivanov, V.V., Dinamika razrusenia deformirue-mogo tela, pag.147-159, Masinostroenie 1987, 271 pag.
241. Timoshenko, S.P., Teoria uprugosti. Moskva "Nauka" 1979
242. Qiuttner, P., Problems Programs Processing Results. Akademiai Kiado, Budapest 1980
243. Pobedria, B.E., Cislennie metodi v teorii uprugosti i plasticinoshti. Izdatelstvo Moskovskogo Universitete 1981
244. Dumitru, I., Boleanțu, L., Some Aspects of the Bending Shocks in Saint-Venant and Timoshenko Theories. Lucr.celei de a V-a Conf.de Vibrații în Construcția de Mașini, Timișoara 1985, Vol.II, pag.79-82

245. Wullaert, R.A., The Effect of Nickel on the Microstructure and Mechanical Properties of Low Carbon Ferritic Steels, disertație, California University 1969
246. Bally, D., Difrakția razelor X și a neutronilor. Ed. tehnică, București, 1970
247. Williams, T., Symposion an Experimental Techniques in Applied Mechanics, Bucharest, 1972, pag. 109
248. Dieter, G., Mechanical Metallurgy. Mc Graw Hill Book Co-Inc 1961
249. Osiamkov, I., Zavodskaja Laboratoria 11, 1975, pag. 1380-1382
250. Laichici, P., Dumitru, I., The Study of Internal Stresses of a Thermoresistant Steel Constrained to Repeated Shocks. Lucr. Conf. Vibrații în Construcția de Mașini, Vol. I, 1985, pag. 53-56