

**MINISTERUL EDUCAȚIEI ȘI CERCETĂRII  
UNIVERSITATEA „POLITEHNICA” TIMIȘOARA  
FACULTATEA DE MECANICĂ**

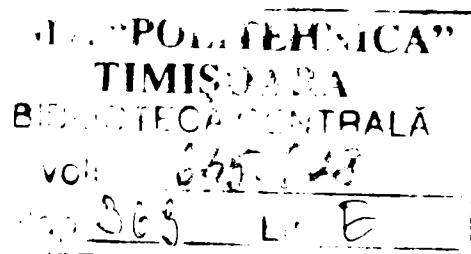
**Ing. Adrian CIPLEU**

**TEZĂ DE DOCTORAT**

**CERCETĂRI PRIVIND RUPEREA LA  
ȘOCURI A UNOR OȚELURI DURIFICATE PRIN  
TRATAMENTE DE SUPRAFAȚĂ**

**Conducător științific:**

**Prof. Dr. Ing. Ion DUMITRU**



**- 2005 -**

## CUVÂNT ÎNAINTE

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

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

De asemenea doresc să mulțumesc tuturor colegilor și colaboratorilor externi care au fost alături de mine și ori de câte ori a fost necesar m-au ajutat. În mod special doresc să îmi exprim recunoștința colaboratorilor cărora le-am cerut sfatul mult mai des decât ar fi fost normal, în simple relații colegiale, și care nu m-au refuzat niciodată, și celor care m-au asistat direct în realizarea experimentală a acestei lucrări, astfel: Prof.dr.ing. Tripa Pavel, Prof.dr.ing. Faur Nicolae, Prof.dr.ing. Babeu Tiberiu, Prof.dr.ing. Neagu Nicolae, Conf.dr.ing. Marșavina Liviu, Conf.dr.ing. Ghita Eugen, Ș.L.dr.ing. Hlușcu Mihai (Catedra de Rezistența Materialelor); Prof.dr.ing. Dănilă Ion, Conf.dr.ing. Iancului Dumitru, Conf.dr.ing. Mocan Marian, Asist.drd.ing. Ursulescu Remus, Asist.drd.ing. Păducel Petre (Catedra de Transporturi și Logistică); Prof.dr.ing. Mitelea Ion, Prof.dr.ing. Udrescu Livius, Conf.dr.ing. Răduță Aurel (Catedra de Studiul Materialelor și Tratamente Termice); Prof.dr.ing. Cărăbaș Iosif, Prof.dr.ing. Nicoară Ioan, Conf.dr.ing. Argeșanu Veronica (Catedra de Organe de Mașini și Mecanisme); Conf.dr. Petrișor Emilia (Departamentul de Matematică); Prof.dr. Opreș Dumitru (Universitatea de Vest Timișoara); ing. Brițcan Florin (U.C.M. Reșița); ing. Teodorescu Nicolae (S.C. Multim S.A. Timișoara); ing. Românu Florin (I.S.I.M. Timișoara) precum și colegilor de la catedra de Mecanică, Universitatea „Szent Istvan” Gödöllő, Ungaria; de asemenea doresc să-mi exprim recunoștința tehnicienilor care m-au ajutat la realizarea probelor, a diferitelor dispozitive necesare precum și celor care m-au asistat direct la realizarea încercărilor experimentale: Zob Vasile, Hărăguș Ionel, Rusanda Galerius, Fabrik Alexandru, Codrea Emil, Soveja Petre și Brediceanu Ioan.

Îmi exprim gratitudinea față de familia mea, le mulțumesc părinților mei, surorii și soției mele pentru că nu au conținut să mă susțină moral ori de câte ori l-i s-a părut necesar.

# CUPRINS

	Cuvânt înainte	i
	Cuprins	ii
<b>Cap.1.</b>	<b>Introducere, cuprinsul comentat al lucrării</b>	<b>1</b>
<b>Cap.2.</b>	<b>Stadiul actual al cercetărilor privind influența tratamentelor de suprafață asupra caracteristicilor mecanice</b>	<b>4</b>
2.1.	Generalități	4
2.2.	Influența tratamentelor termice de suprafață asupra caracteristicilor mecanice	4
2.3.	Influența tratamentelor termochimice asupra caracteristicilor mecanice	14
2.3.1.	Carburarea	14
2.3.2.	Nitrurarea	23
2.3.3.	Carbonitrurarea	27
2.3.4.	Borurarea	33
2.3.5.	Sulfizarea și Sulfocarbonitrurarea	33
2.4.	Influența tratamentelor mecanice de suprafață asupra caracteristicilor mecanice	34
<b>Cap.3.</b>	<b>Cercetări teoretice privind influența tratamentelor de suprafață asupra stării de tensiune și deformație la solicitări dinamice</b>	<b>36</b>
3.1.	Solicitări statice	36
3.1.1.	Starea de tensiune în piesele tratate superficial	36
3.1.2.	Solicitări de contact	39
3.1.2.1.	Încărcarea semiplanului elastic cu forță concentrată	39
3.1.2.2.	Considerații privind încărcarea semiplanului elastic cu forță distribuită	41
3.1.3.	Aplicații ale metodei elementelor finite	54
3.2.	Calculul la solicitări prin șoc	59
3.2.1.	Propagarea undelor longitudinale	59
3.2.2.	Propagarea undelor de torsiune	66
3.2.3.	Încovoierea cu șoc	68
3.2.4.	Solicitarea de contact la șoc	73
3.3.	Considerații de mecanica ruperii în regim dinamic	75
<b>Cap.4.</b>	<b>Considerații privind achiziția și prelucrarea datelor experimentale la încercările în regim dinamic</b>	<b>82</b>
4.1.	Lanțul de măsură	82
4.2.	Sisteme de amplificare și prelucrare	83
4.3.	Programe de analiză pe calculator	88
4.4.	Încercarea la tracțiune prin șoc	89
4.4.1.	Ciocanul Charpy modificat	89
4.4.2.	Trasarea diagramei $\sigma - \varepsilon$	91

<b>Cap.5.</b>	<b>Contribuții privind influența tratamentelor de suprafață asupra caracteristicilor mecanice a două oțeluri carbon de calitate</b>	<b>.....</b>	<b>93</b>
5.1.	Stabilirea metodicii experimentale		93
5.1.1.	Stabilirea planului de încercări		93
5.1.2.	Metode de analiză matematică a datelor experimentale		95
5.1.2.1.	Analiza statistică		95
5.1.2.2.	Analiza numerică		97
5.2.	Aplicarea tratamentelor termochimice și analiza influenței acestora		97
5.2.1.	Cementarea		97
5.2.1.1.	Diagramele de tratament		97
5.2.1.2.	Analiza adâncimii tratate		98
5.2.1.2.1.	Metoda criterială		98
5.2.1.2.2.	Metoda de duritate		100
5.2.1.3.	Analiza metalografică		101
5.2.1.4.	Concluzii		104
5.2.2.	Nitrurarea		105
5.2.2.1.	Diagramele de tratament		105
5.2.2.2.	Analiza adâncimii tratate		105
5.2.2.3.	Analiza metalografică		107
5.2.2.4.	Concluzii		108
5.3.	Stabilirea caracteristicilor de material		109
5.3.1.	Încercarea la tracțiune		109
5.3.1.1.	Generalități		109
5.3.1.2.	Încercarea la tracțiune a probelor cementate		111
5.3.1.3.	Încercarea la tracțiune a probelor nitrurate		114
5.3.1.4.	Concluzii		116
5.3.2.	Influența tratamentului termochimic asupra tenacității		119
5.3.2.1.	Generalități		119
5.3.2.2.	Reziliența probelor cementate		121
5.3.2.3.	Reziliența probelor nitrurate		124
5.4.	Stabilirea comportamentului la solicitări prin șocuri singulare și repetate		126
5.4.1.	Oboseala la încovoiere cu șocuri repetate		126
5.4.1.1.	Generalități		126
5.4.1.2.	Analiza oboselii la încovoiere cu șocuri repetate		127
5.4.1.3.	Analiza experimentală a contactului cu șoc		132
5.4.1.4.	Analiza experimentală a propagării fisurilor la solicitări prin șoc		143
5.4.1.5.	Concluzii		157
5.4.2.	Încercarea la tracțiune dinamică		157
5.4.2.1.	Generalități		157
5.4.2.2.	Studiul experimental al solicitării de tracțiune dinamică		160
5.4.2.3.	Concluzii		172
<b>Cap.6.</b>	<b>Contribuții privind studiul durabilității roților dințate</b>	<b>.....</b>	<b>176</b>
6.1.	Generalități		176
6.2.	Influența tratamentului termochimic asupra rezistenței la încovoiere		176

6.3.	Solicitarea prin șoc a roților dințate	178
6.4.	Analiza durabilității roților dințate din considerente de mecanica ruperii	185
<b>Cap.7</b>	<b>Concluzii. Contribuții ale autorului</b>	<b>..... 192</b>
	<b>Bibliografie</b>	<b>..... 194</b>
	<b>Anexe</b>	
	Anexa 1A	205
	Anexa 1B	206
	Anexa 2A	207
	Anexa 2B	212
	Anexa 2C	216
	Anexa 3A	222
	Anexa 3B	225
	Anexa 4A	228
	Anexa 4B	232
	<b>Thesis resume</b>	

## INTRODUCERE, CUPRINSUL COMENTAT AL LUCRĂRII

Studiul comportării materialelor la solicitări prin șoc a constituit și constituie încă o problemă de actualitate. Șocurile prin natura lor pot fi singulare (accidentale) sau repetate. Sarcinile prin șoc pot fi determinate de condițiile de lucru specifice unor organe de mașini (roți dințate, bolțuri, came etc.) sau pot să apară ca sarcini suplimentare. În acest context se pot aminti șocurile repetate care apar într-o serie de îmbinări montate prin strângere și în care pot să apară jocuri ca urmare a uzurii în timp a acestora. Repetarea șocurilor conduce la apariția unui fenomen de oboseală cu șocuri (impact fatigue), care este foarte puțin studiat la ora actuală.

Calculul la solicitări prin șocuri singulare sau repetate întâmpină o serie de neajunsuri determinate în primul rând de dificultățile asupra evaluării stărilor de tensiunii și deformații care apar în asemenea condiții de solicitare. Pe de altă parte nu se dispune în suficientă măsură nici de o serie de caracteristici de material determinate în asemenea condiții de solicitare.

Prezența unor tratamente de suprafață conduce la apariția unor tensiunii remanente care modifică starea de tensiunii și deformații ce apar în condițiile șocurilor singulare sau repetate. Problema devine și mai complicată atunci când se analizează solicitarea de contact în regim dinamic, când tratamentul de suprafață are un rol esențial. În plus până la ora actuală nu se dispune de informații complete privind influența pe care o au tratamentele de suprafață asupra caracteristicilor de material obținute în urma ruperilor prin șocuri singulare, în general, și șocuri repetate, în particular.

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

1. Prezentarea stadiului actual al cercetărilor privind influența tratamentelor de suprafață asupra caracteristicilor de material la solicitări statice, în general, și solicitări prin șocuri, în particular.
2. Studiul teoretic privind influența tratamentelor superficiale asupra stărilor de tensiune și deformație la solicitări prin șoc.
3. Cercetări teoretice și experimentale privind influența tratamentelor de suprafață asupra comportării unor oțeluri la șocuri singulare și repetate.
4. Implementarea acestor cercetări pentru studiul durabilității unor organe de mașini cu referire la roțile dințate.

Cuprinsul comentat al lucrării:

1. *Stadiul actual al cercetărilor privind influența tratamentelor de suprafață asupra caracteristicilor mecanice* – În acest capitol se prezintă o analiză a cercetărilor în domeniu cu referire directă asupra influenței tratamentelor termochimice de carburare și nitrurare, tratamente luate în studiu în cadrul lucrării. Studiul bibliografic a evidențiat importanța problemei prin faptul că datele existente în literatură sunt în general puține și neconcludente. Autorul abordează pentru prima dată influența tratamentelor termochimice de carburare și nitrurare asupra indicelui de tenacitate dinamică, reprezentat de  $K_{Id}$ , precum și asupra durabilității la impacturi multiple (impacturi cu șocuri).

2. *Cercetări teoretice privind influența tratamentelor de suprafață asupra stării de tensiune și deformație la solicitări dinamice* – În acest capitol se prezintă o analiză teoretică completă privind influența tratamentelor superficiale asupra stării de tensiunii și deformații la solicitări statice, în general, și la solicitări prin șoc, în particular. Capitolul cuprinde contribuțiile teoretice ale autorului privind analiza solicitărilor de contact pentru care tratamentul de suprafață este deosebit de important. O pondere deosebită în acest capitol o are analiza teoretică a influenței tratamentelor de suprafață asupra stării de tensiunii la solicitării prin șoc. În acest context se înscriu: analiza solicitării de contact cu o sarcină distribuită semieliptic, întocmirea unui program original pentru analiza propagării undelor de șoc la un impact longitudinal precum și o analiză a stării de tensiunii la roțile dințate. Autorul prezintă și o abordare a problemei din punct de vedere a mecanicii ruperii evidențind rolul deosebit pe care îl au tratamentele de suprafață asupra inițierii propagării fisurii, precum și inițierea fisurilor de oboseală la impacturi multiple. Tenacitatea la rupere a fost luată în considerare prin factorul dinamic critic de intensitate a tensiunii  $K_{Idc}$  determinat experimental prin două metode concepute de autor.
3. *Considerații privind achiziția și prelucrarea datelor experimentale la încercările în regim dinamic* – Stabilirea caracteristicilor de material impune folosirea unor sisteme performante de achiziție și prelucrare a datelor experimentale. Autorul prezintă pe baza unei adaptări a celui mai mare ciocan Charpy din țară o metodă pentru determinarea lui  $K_{Idc}$  utilizând unul din cele mai noi și performante sisteme de achiziție și prelucrare a datelor experimentale în regim dinamic (sistemul Spider8 cu softul Catman). Folosind același aranjament experimental s-au determinat și alte caracteristici de material, influențate direct de tratamentele de suprafață, cum ar fi: limita de curgere, rezistența la rupere, timpul de întârziere a curgerii etc. Momentul inițierii ruperii, influențat direct de tensiunile remanente induse de tratamentele superficiale, a fost evaluat pe baza diagramelor forță – timp înregistrate la diferite viteze de impact.
4. *Contribuții privind influența tratamentelor de suprafață asupra caracteristicilor mecanice a două oțeluri carbon de calitate* – În acest capitol s-a analizat influența tratamentelor de carburare și nitruare asupra caracteristicilor mecanice ale oțelurilor carbon OLC15 și respectiv OLC45. În această ordine de idei s-au efectuat 3 tratamente de carburare și 2 de nitruare. Influența tratamentelor de mai sus a fost evidențiată prin comparația cu comportamentul materialului netratat. Caracteristicile urmărite, precum și influența tratamentelor superficiale asupra acestora, sunt corespunzătoare încercărilor efectuate:
  - a. *Încercarea de duritate*: variația HV, adâncimea de tratament;
  - b. *Analiza metalografică*: structura diferențiată pe zonele de influență;
  - c. *Încercarea la tracțiune statică*: modulul de elasticitate, limita de proporționalitate, limita de elasticitate, limita de curgere, rezistența la rupere, alungirea, gătuirea, analiza suprafețelor de rupere;
  - d. *Încercarea de reziliență*: reziliența KV, reziliența KCU, contracția transversală, cristalinitatea, fibrozitatea, analiza suprafețelor de rupere;
  - e. *Încercarea la încovoiere cu șocuri repetate*: numărul de lovituri până la rupere, analiza petei de contact, analiza volumului de material corespunzător deformației plastice ca urmare a contactului cu șoc, analiza energiei de deformație plastică la solicitarea de contact, analiza timpului de impact, analiza inițierii și propagării fisurii, analiza frontului fisurii, determinarea variației factorului dinamic de intensitate a tensiunii, lungimea critică a fisurii, stabilirea variației razei enclavei plastice la vârful fisurii;
  - f. *Încercarea la tracțiune dinamică*: timpul de întârziere a curgerii, limita de curgere dinamică, rezistența la rupere dinamică, energia de rupere, alungirea și gătuirea

dinamică, viteza de deformație, amortizarea undei de șoc, factorul de intensitate a tensiunii precum și variația acestuia.

5. *Contribuții privind studiul durabilității roților dințate* – În acest capitol se prezintă un mod de abordare a calculului roților dințate atunci când se ia în considerare influența tratamentelor de suprafață. Calculul în regim dinamic se bazează pe ecuația mișcării oscilatorii a dintelui, pe masa redusă a acestuia în condițiile unui contact prin șoc. Este expus de asemeni un mod nou de abordare a durabilității dintelui pe baza conceptelor mecanicii ruperii luând în considerare ecuațiile de propagare a fisurii propuse de Paris și Colliepriest. Acest studiu, care reprezintă o contribuție a autorului, indică avantajele deosebite pe care le au tratamentele de suprafață asupra durabilității roților dințate la oboseala cu șocuri. Autorul prezintă și o metodă de dimensionare a dintelui la impacturi multiple pe baza energiei unui șoc.

În elaborarea acestei lucrări au fost implicate o serie de departamente ale Universității „Politehnica” din Timișoara și din alte centre universitare precum și Intreprinderi. Dintre acestea se pot aminti: Catedra de Rezistența Materialelor, Catedra de Știința Materialelor și Tratamente Termice, Catedra de Organe de Mașini și Mecanisme, Catedra de Transporturi și Logistică, Departamentul de Matematică din cadrul Universității „Politehnica” din Timișoara precum și Catedra de Cercetări Operaționale Universitatea de Vest Timișoara, Catedra de Mecanică Universitatea „Szent Istvan” Gödöllő Ungaria, S.C. Multim S.A. Timișoara, U.C.M. Reșița și I.S.I.M. Timișoara.

Prezenta lucrare este structurată pe 7 capitole având 235 pagini și conținând 286 figuri, 9 tabele, 313 relații matematice și 214 de referințe bibliografice.



## **STADIUL ACTUAL AL CERCETĂRILOR PRIVIND INFLUENȚA TRATAMENTELOR DE SUPRAFAȚĂ ASUPRA CARACTERISTICILOR MECANICE**

### **2.1. Generalități**

Tratamentele termice de suprafață și tratamentele termochimice, definite ca procese tehnologice de prelucrare la cald a metalelor și aliajelor, sunt ansambluri de operații constând din încălziri și răcirii în condiții determinate (medii active chimic în cazul tratamentelor termochimice), aplicate produselor metalice, cu scopul aducerii, pe o anumită adâncime a suprafețelor supuse la tratament, în anumite stări structurale și de tensiuni interne, stări corespunzătoare unor asociații de proprietăți care le sunt prescrise potrivit condițiilor de solicitare a lor în serviciu, [55].

În timpul funcționării diferitele subansambluri, piese, scule etc. sunt supuse unor solicitări complexe mecanice, fizice și chimice.

Solicitările mecanice statice și dinamice au tensiuni rezultante care de regulă se manifestă ca solicitări de întindere în straturile superficiale, atingând valori maxime în zona din imediata apropiere a suprafeței. De asemenea solicitările la uzură afectează suprafețele pieselor, și nu în ultimul rând solicitările termice și chimice influențează suprafața pieselor.

Rolul tratamentelor termice de suprafață și al tratamentelor termochimice este, deci, de a modifica starea structurală și de tensiuni interne a suprafețelor prelucrate a organelor de mașini în scopul asigurării condițiilor celor mai avantajoase din punct de vedere tehnic și economic, și a prescripțiilor privind durabilitatea și siguranța în exploatare a acestora.

### **2.2. Influența tratamentelor termice de suprafață asupra caracteristicilor mecanice**

Călirea martensitică de suprafață se aplică produselor metalice care sunt supuse unor solicitări complexe și diferențiale pe secțiune, respectiv la oboseală, presiuni de contact mari și la uzare în stratul superficial, la încovoiere, torsiune și la solicitări dinamice în toată masa. Prin călire de suprafață, stratul prezintă tensiuni de compresiune și duritate ridicată, structură martensitică, iar miezul rămâne tenace, răspunzându-se favorabil solicitărilor, [55].

Avantaje asigurate de călire martensitică de suprafață față de călire martensitică volumică:

- oxidarea și decarburarea sunt neglijabile datorită duratei reduse de încălzire;
- creșterea granulației este nesemnificativă deși temperatura de austenitizare este mult mai ridicată, de asemenea datorită duratei reduse de încălzire;
- deformațiile produse sunt mult mai mici sau lipsesc, comparativ cu călire volumică sau cu unele tratamente termochimice;
- procedeul este mult mai economic decât călire volumică sau tratamentele termochimice;

Dezavantaje ale călirii de suprafață:

- procedeul se aplică pieselor cu formă geometrică regulată;

Se supun călirii martensitice de suprafață piesele executate din oțeluri carbon și slab aliate de îmbunătățire (0,3...0,6% C) și cele din fonte cenușii obișnuite, nodulare sau maleabile a căror masă metalică conține 0,5...0,6% carbon legat și maximum 3% carbon total, piesele fiind, în prealabil, îmbunătățite (călite și revenite înalt) la o structură sorbitică.

Călirea martensitică de suprafață constă din încălzirea stratului exterior al pieselor pe o anumită adâncime, cu viteză mare și de scurtă durată, la temperaturi cu mult superioare punctului critic  $A_{c3}$  (în domeniul austenitic), urmată de răcirea rapidă pentru formarea structurii martensitice și a unor tensiuni de compresiune.

După viteza de încălzire călire martensitică de suprafață se clasifică în:

- călire martensitică de suprafață cu încălzire rapidă:
  - cu flacără;
  - în electrolit;
  - prin contact electric;
  - prin curenți de inducție;
- călire martensitică de suprafață cu încălzire ultrarapidă:
  - cu radiație laser;
  - cu fascicul de electroni;

Trebuie însă subliniat că în cazul pieselor solicitate foarte intens la uzură și șocuri (unele roți dințate, arbori, cămăși de cilindru etc.) nu se poate renunța la tratamentele termochimice, care realizează o creștere pronunțată a rezistenței la uzare tocmai datorită combinațiilor chimice și a martensitei bogate în carbon și elemente de aliere, iar miezul este mai rezistent la șocuri comparativ cu oțelurile pentru îmbunătățire.

Călire martensitică este urmată de o revenire necesară micșorării fragilității pieselor călite, reducerea durtății și a tensiunilor interne, obținerea proprietăților finale dorite. Revenirea constă în încălzirea produselor călite la temperaturi sub  $A_{c1}$ , menținerea la această temperatură pentru realizarea transformărilor necesare și răcirea ulterioară.

Caracteristicile de material sunt direct influențate de parametrii tehnologici ai procesului de călire superficială și revenire (viteza de încălzire [ $^{\circ}\text{C}/\text{s}$ ], temperatura de călire [ $^{\circ}\text{C}$ ], temperatura de revenire [ $^{\circ}\text{C}$ ] etc.) precum și de compoziția oțelului tratat.

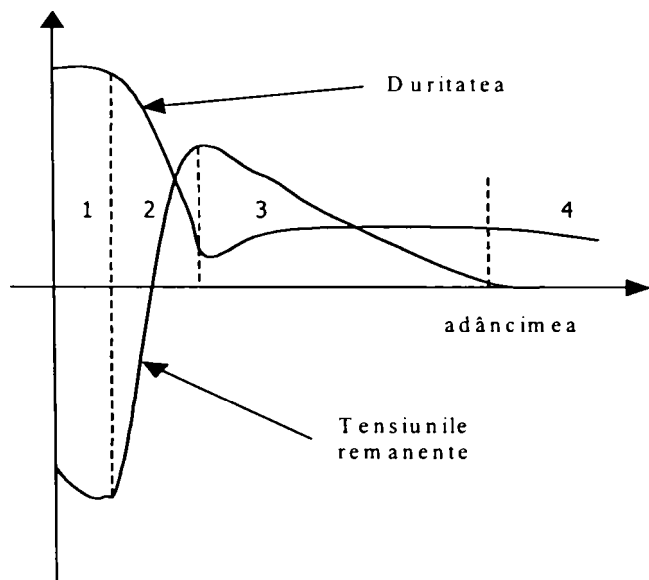


Figura 2.1. Variația durtății și a tensiunilor remanente cu adâncimea călită, Schemă.

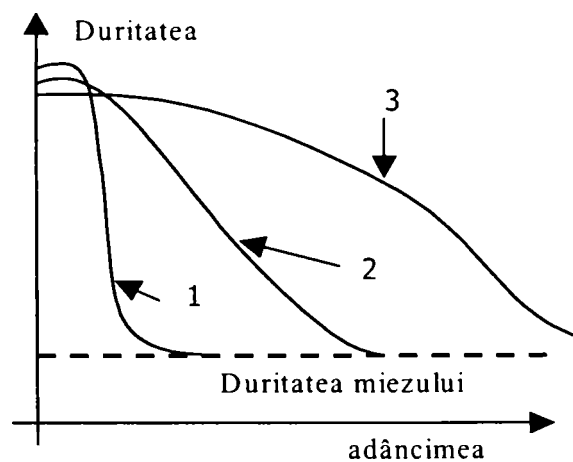


Figura 2.2. Modele de variație a durtății cu adâncimea tratată.

În figura 2.1. se prezintă repartiția, ca și caz general, a tensiunilor interne și a durtății pe secțiunea unei piese tratate superficial.

În funcție de procedeul de călire utilizat și de materialul piesei călite precum și de parametrii amintiți mai sus distribuția caracteristicilor prezentate poate fi diferită.

Zona 1 reprezintă stratul superficial încălzit la o temperatură mult superioară temperaturii  $A_{c3}$ , urmată de o răcire rapidă obținându-se astfel structura martensitică. În stratul interior (zona 4) neafectat de procesul de încălzire se păstrează o structură inițială de obicei sorbitică, cu tenacitate și plasticitate ridicată. În stratul intermediar, situat între cel superficial și restul volumului piesei (zona 2 și 3), se realizează încălzirea la temperaturi situate între  $A_{c1}$  și  $A_{c3}$ , formându-se prin răcire structuri de călire incompletă, cu durități variind de la valori corespunzătoare martensitei la cea a structurii inițiale a materialului din zonele neafectate.

Pentru a asigura legătura structurii și a distribuției tensiunilor remanente și a celor ce iau naștere în timpul solicitării, între stratul superficial și miezul tenace trebuie să fie un strat intermediar ca structură și proprietăți mecanice. Pentru ca această legătură să fie cât mai corespunzătoare curba de variație a durității trebuie să aibă forma 2 (figura 2.2.), o scădere prea bruscă a durității pe adâncime, curba 1, favorizează exfolierea stratului iar o scădere prea lentă a durității, curba 3, micșorează sensibil rezistența la șoc.

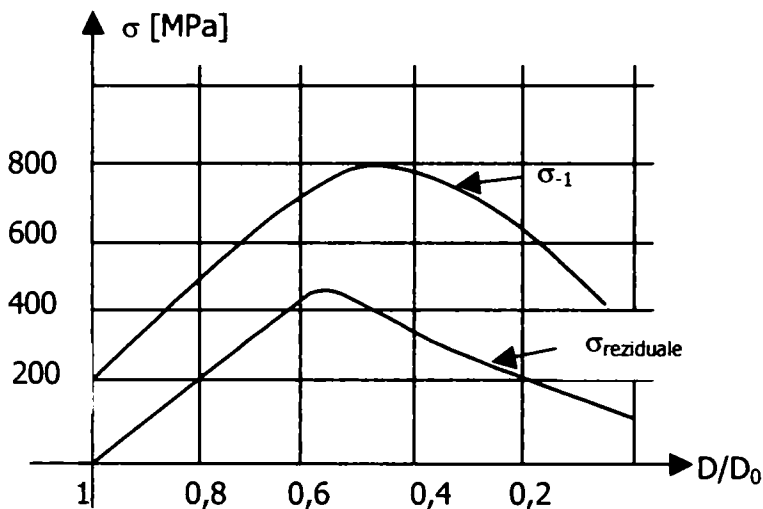


Figura 2.3. Dependenta dintre limita la oboseala, valoarea maxima a tensiunilor reziduale si adancimea de tratament

În urma călirii superficiale crește rezistența la oboseală (figura 2.3.) datorită tensiunilor de compresiune care apar în strat, crește rezistența la pitting și se mărește rezistența la uzură.

În figura 2.3. se prezintă variația rezistenței la oboseală funcție de variația tensiunilor reziduale care la urma lor depind de raportul  $D/D_0$ ,  $D$  fiind adâncimea stratului durificat iar  $D_0$  grosimea piesei ( $D$  este un parametru tehnologic al călirii, se stabilește funcție de tipul călirii).

În continuare vom analiza variația durității cu adâncimea de tratament pentru diferite oțeluri și diferite viteze de încălzire.

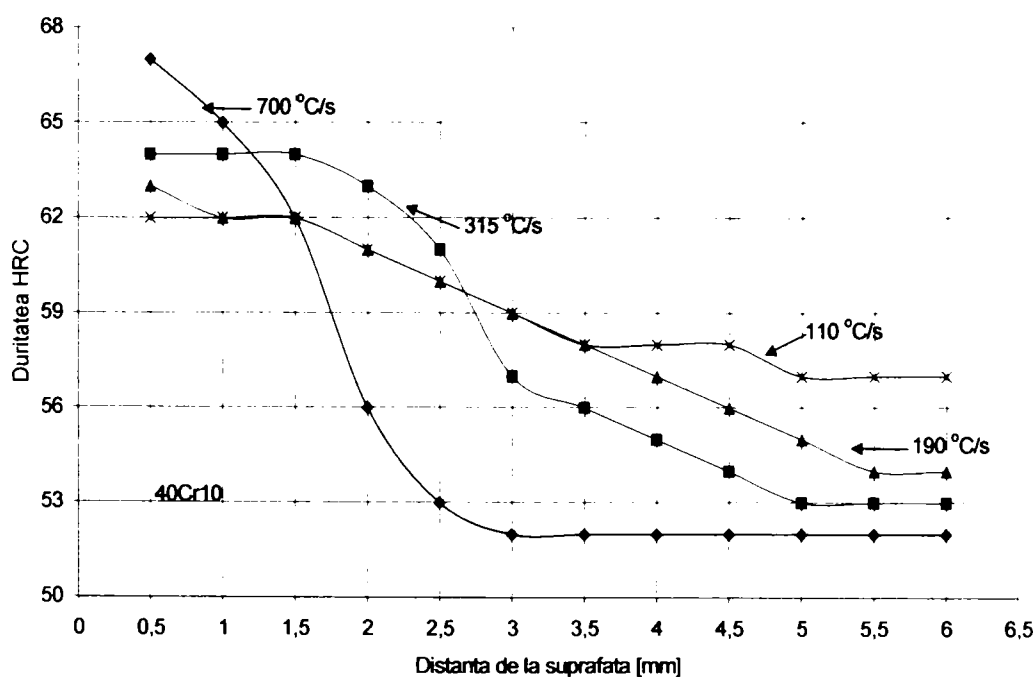


Figura 2.4. Influența vitezei de încălzire asupra variației durității în stratul călit pentru 40Cr10.

Figura 2.4. prezintă variația durtății oțelului aliat 40Cr10, călit superficial prin inducție, cu adâncimea de tratament, pentru diferite viteze de încălzire.

Dacă acceptăm relația de corelare a rezistenței la rupere cu durtatea HRC [37]:

$$\sigma_r = \frac{1}{10^{-6} \cdot (2663,3257 - 293,99066 \cdot \sqrt{HRC})} \quad (2.1.)$$

putem considera că rezistența la rupere a oțelului 40Cr10 tratat superficial variază cu adâncimea călită și viteza de încălzire, dependență prezentată în figura 2.5.

Se observă scăderea bruscă a durtății și rezistenței cu viteza de încălzire.

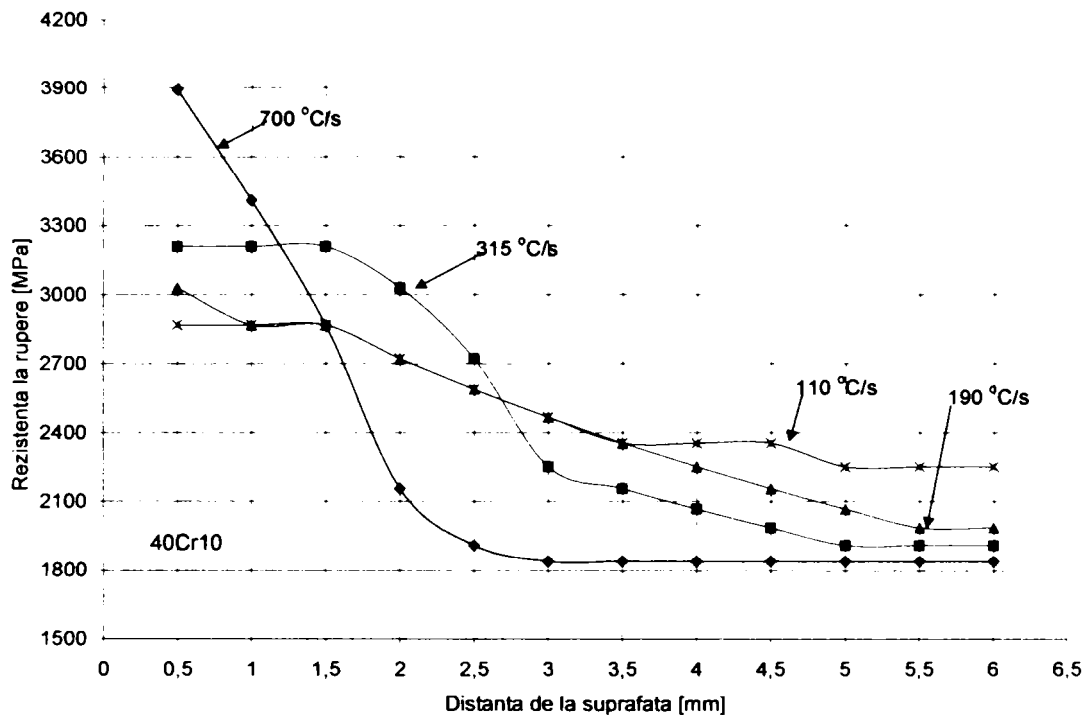


Figura 2.5. Variația relativă a rezistenței la rupere cu adâncimea de tratament.

După cum se observă la suprafața piesei rezistența relativă de rupere atinge valorii cu atât mai mari cu cât viteza de încălzire crește.

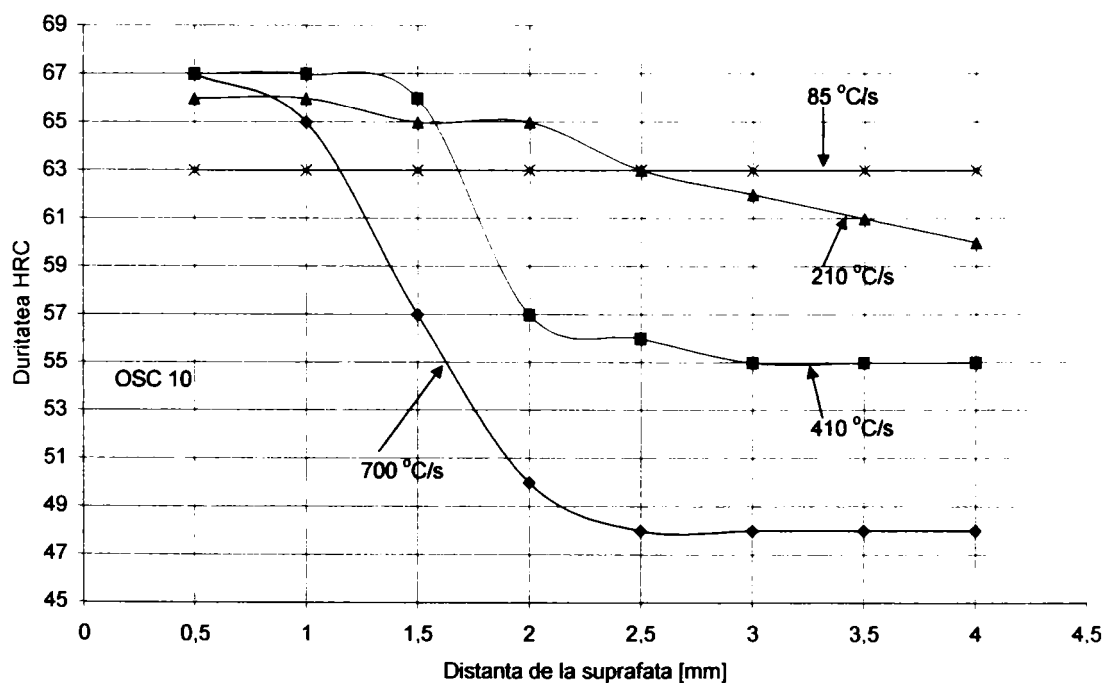


Figura 2.6. Influența vitezei de încălzire asupra variației durtății cu adâncimea pentru OSC10.

În realitate rezistența de rupere a unui material tinde la o valoare limită maximă (în jurul valorii de 2000 MPa în general) ca atare putem aprecia variația durtății cu rezistența de rupere dată de relația 2.1. doar pentru valori sub cea limită.

În plus dacă ținem cont de variația tensiunilor remanente (figura 2.1.) rezistența efectivă de rupere a straturilor superficiale crește suplimentar la suprafața piesei.

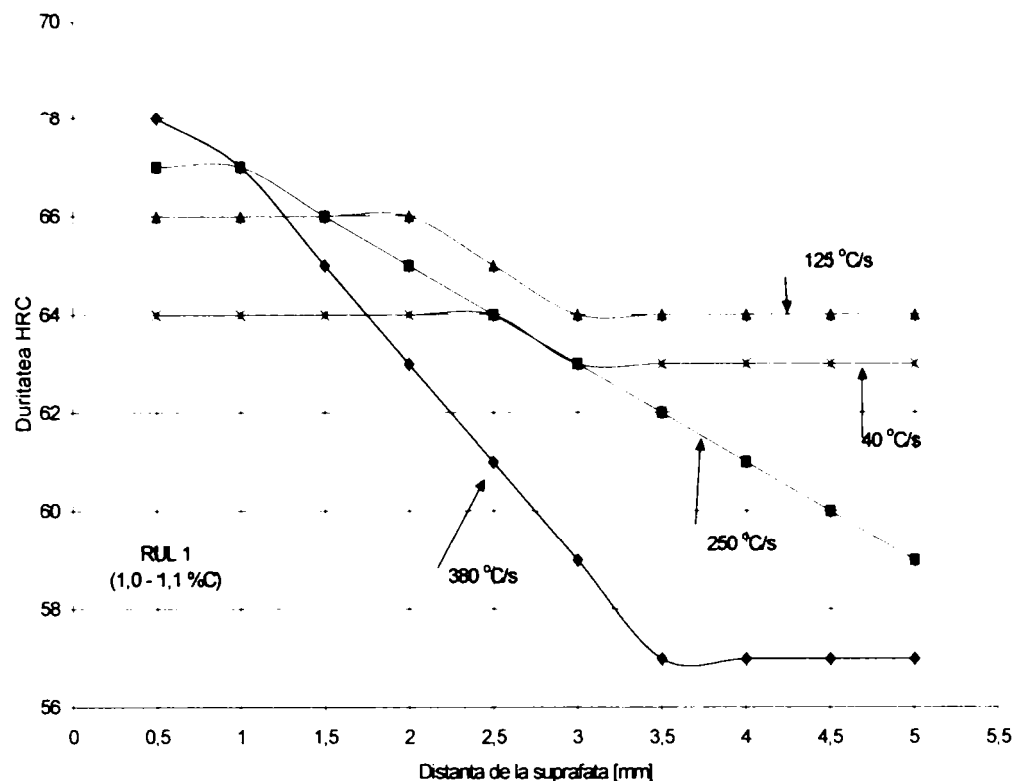


Figura 2.7. Influența vitezei de încălzire asupra variației durtății cu adâncimea pentru RUL1.

În figura 2.6. și 2.7. avem prezentat variația durtății HRC (impropriu putem considera și a rezistenței la rupere) cu adâncimea de tratament pentru diverse viteze de încălzire, a două oțeluri călite superficial prin inducție.

După cum se poate observa (figura 2.5., 2.6. și 2.7.) duritatea obținută la suprafața pieselor călite superficial are valori mari și variația acestora cu adâncimea de tratament este sau prea abruptă sau prea lentă funcție de viteza de încălzire.

Pentru omogenizarea structurii tratate se aplică după călire o revenire. Funcție de temperatura de revenire obținem pentru materialul călit proprietăți diferite.

Tabelul 2.1.

$T_{\text{revenire}}$ [°C]	$\sigma_r$ [MPa]	$\sigma_e$ [MPa]	HRC	HC	Z [%]	A <sub>5</sub> [%]	KCU [J/cm <sup>2</sup> ]
0.	1.	2.	3.	4.	5.	6.	7.
325	1600	1450	50	26,5	30	9	25
350	1550	1425	49	26	34	9,3	35
375	1500	1400	48	25	35	9,5	40
400	1450	1300	44	25	28	9,3	40
425	1350	1200	42	25,5	24	9	40
450	1300	1150	40	28	20	9,5	40
475	1150	1075	37	28,5	30	10	45
500	1050	925	33	27,5	32	11	50
525	950	850	30	26,2	38	12,5	60
550	900	750	27	23,5	42	16	80

0.	1.	2.	3.	4.	5.	6.	7.
575	800	700	24	22	45	17	90
600	750	625	22	20	50	19	100
625	700	600	20	19	52	20	105
650	700	550	18	17	55	20,2	105

În tabelul 2.1. și figura 2.8., 2.9. și 2.10. avem prezentate variația câtorva caracteristici ale unui oțel carbon cu 0,8 %C cu temperatura de revenire.

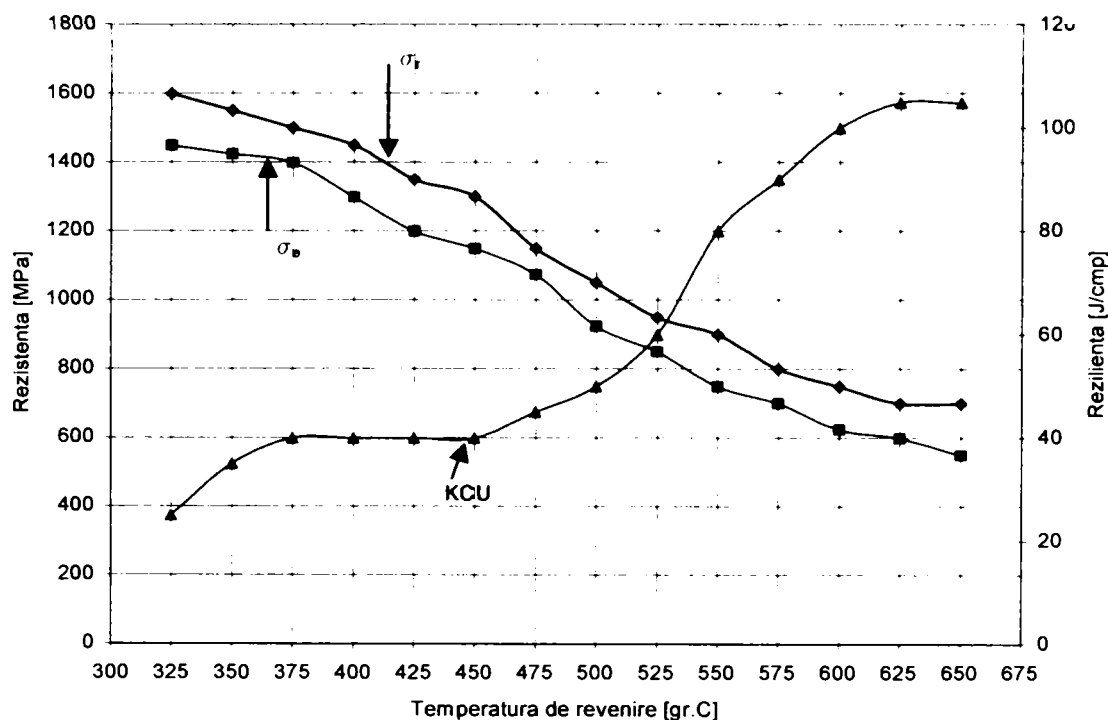


Figura 2.8. Influența temperaturii de revenire asupra caracteristicilor unui oțel cu 0,8% C.

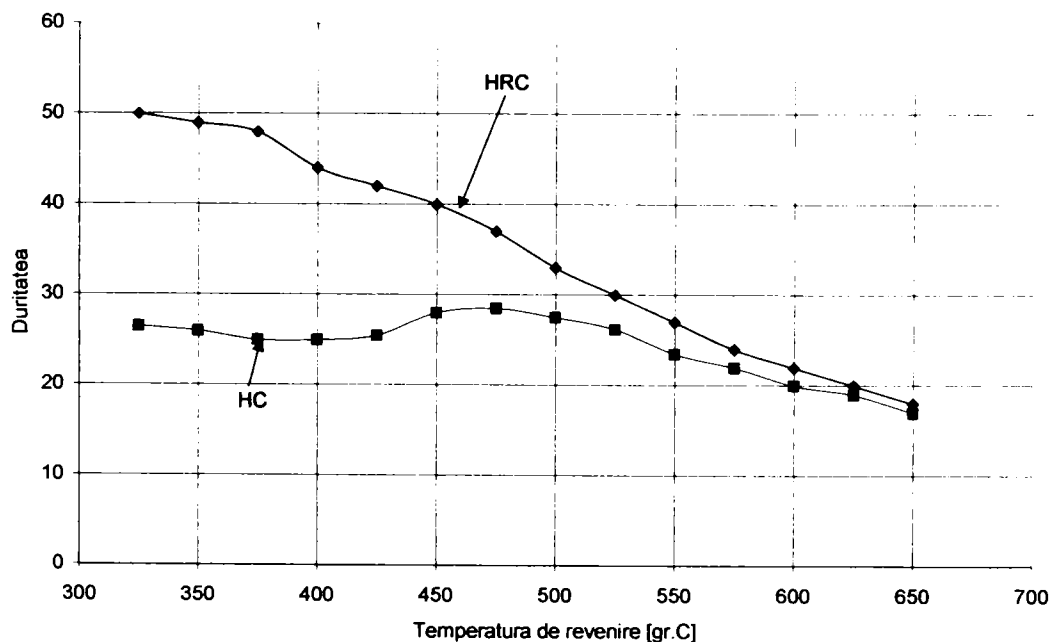


Figura 2.9. Variația durității cu temperatura de revenire pentru un oțel cu 0,8% C.

Se observă că odată cu creșterea temperaturii de revenire, limita de elasticitate  $\sigma_e$  și rezistența la rupere (mecanică)  $\sigma_T$  scad, aceasta se explică prin faptul că oțelul se omogenizează

structural pe adâncime cu creșterea temperaturii fapt ce determină o uniformizare a durității și o scădere a tensiunilor reziduale, ceea ce determină scăderea limitei la curgere și a rezistenței mecanice. De asemenea prin uniformizarea durității pe adâncime și eliminarea totală sau parțială a tensiunilor reziduale au ca efect diminuarea tendinței de rupere fragilă respectiv tenacitatea materialului crește.

În figura 2.9. este reprezentată variația durității HRC și HC cu temperatura de revenire. Se observă că duritatea scade cu creșterea temperaturii ca urmare a omogenizării structurii pe adâncimea piesei fapt ce determină chiar un palier de aceeași duritate în stratul superficial al piesei îmbunătățindu-i rezistența la uzură și la oboseală a materialului.

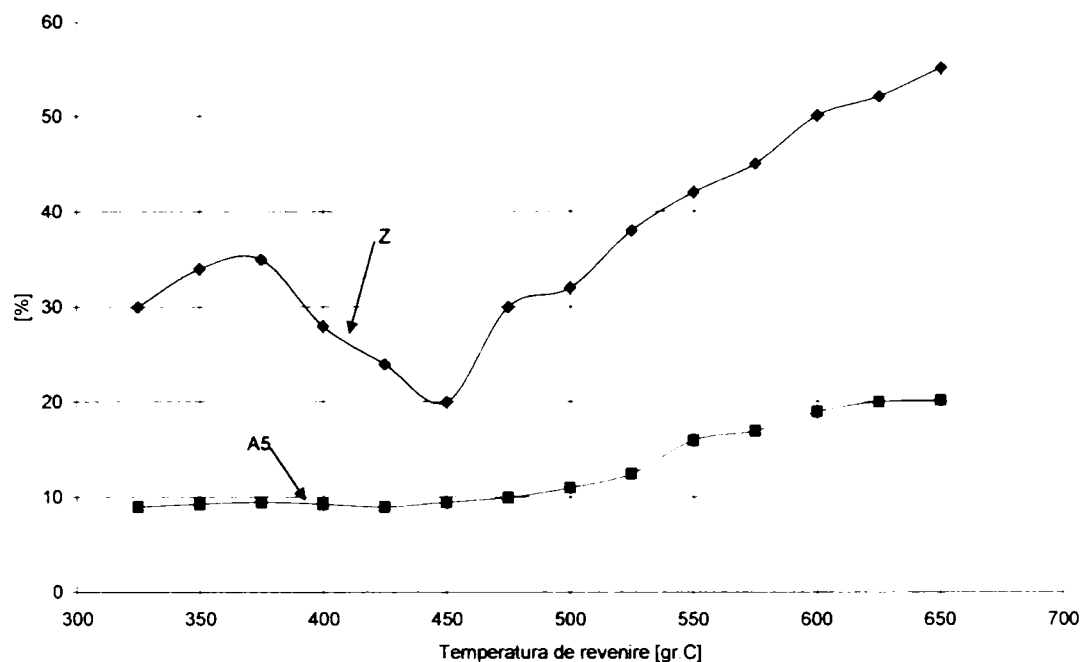


Figura 2.10. Influența temperaturii de revenire asupra alungirii și găturii la rupere.

În figura 2.10. este reprezentată variația alungirii la rupere și a găturii la rupere pentru același oțel în raport cu temperatura de revenire. Se observă, că alungirea la rupere crește cu mărirea temperaturii de revenire, fapt ce se explică printr-o scădere a fragilității materialului; în același timp gătuirea la rupere prezintă o mică creștere urmată de o scădere atingând un minim la temperatura de revenire de circa 450 °C, acest lucru se explică prin faptul că pentru o anumită temperatură, omogenizarea structurii se realizează pe o adâncime relativă stabilind o zonă dură de rupere fragilă nedeformabilă, ruperea inițiindu-se în aceasta, iar miezul nu are tenacitatea necesară de a se opune ruperii totale.

În continuare vom analiza influența temperaturii de revenire asupra câtorva oțeluri carbon.

Tabelul 2.2.

Nr. crt.	OLC 25			
	T <sub>revenire</sub> [°C]	σ <sub>r</sub> [MPa]	σ <sub>c</sub> [MPa]	A <sub>5</sub> [%]
0.	1.	2.	3.	4.
1	450	670	380	15
2	500	590	380	20
3	550	522	367	22
4	600	510	350	22
5	650	500	290	22

0.	1.	2.	3.	4.
OLC 35				
6	450	775	500	15
7	500	700	425	21,26
8	550	615	378	23,2
9	600	600	367	22
10	650	600	360	20
OLC 45				
11	450	825	500	10
12	500	750	420	15
13	550	671	353	18
14	600	646	321	19,33
15	650	620	300	20
OLC 50				
16	450	875	500	8
17	500	790	450	12
18	550	720	389	15
19	600	700	378	17
20	650	700	370	19
OLC 55				
21	450	925	550	10
22	500	840	480	14
23	550	754	411	16
24	600	720	400	16
25	650	700	395	15
OLC 60				
26	450	975	600	10
27	500	890	590	14
28	550	815	550	16
29	600	800	493	17,5
30	650	798	400	19

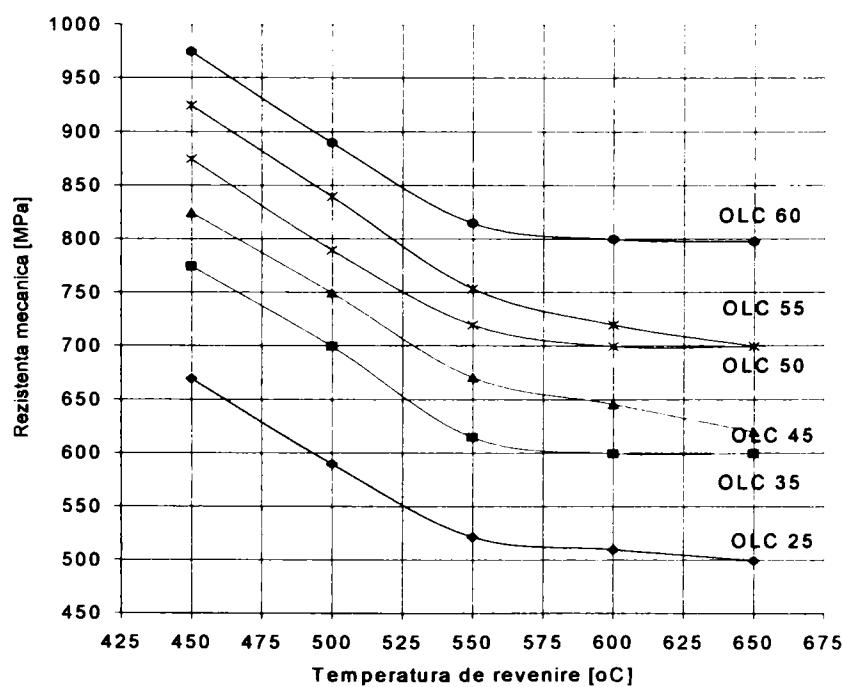


Figura 2.11. Variația rezistenței la rupere cu temperatura de revenire pentru diverse oțeluri carbon.



În figura 2.11. este reprezentată variația rezistenței la rupere  $\sigma_r$  cu temperatura de revenire

În tabelul 2.2. sunt prezentate variația câtorva caracteristici a șase oțeluri carbon de calitate cu temperatura de revenire.

Se observă că  $\sigma_r$  crește cu concentrația de carbon și cu scăderea temperaturii de revenire.

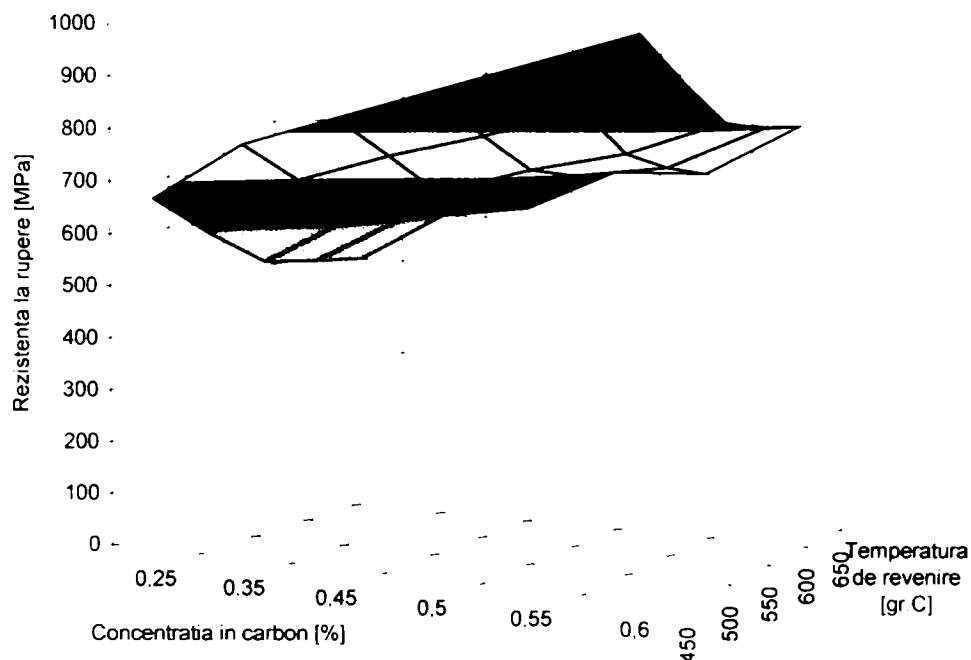


Figura 2.12. Variația spațială a rezistenței la rupere cu concentrația în carbon a oțelului și temperatura de revenire

În figura 2.12. este prezentată variația spațială a rezistenței la rupere cu temperatura de revenire și concentrația de carbon a oțelului. Mai sugestivă este reprezentarea proiecției pe axa temperaturilor a variației  $\sigma_r$ , figura 2.13.

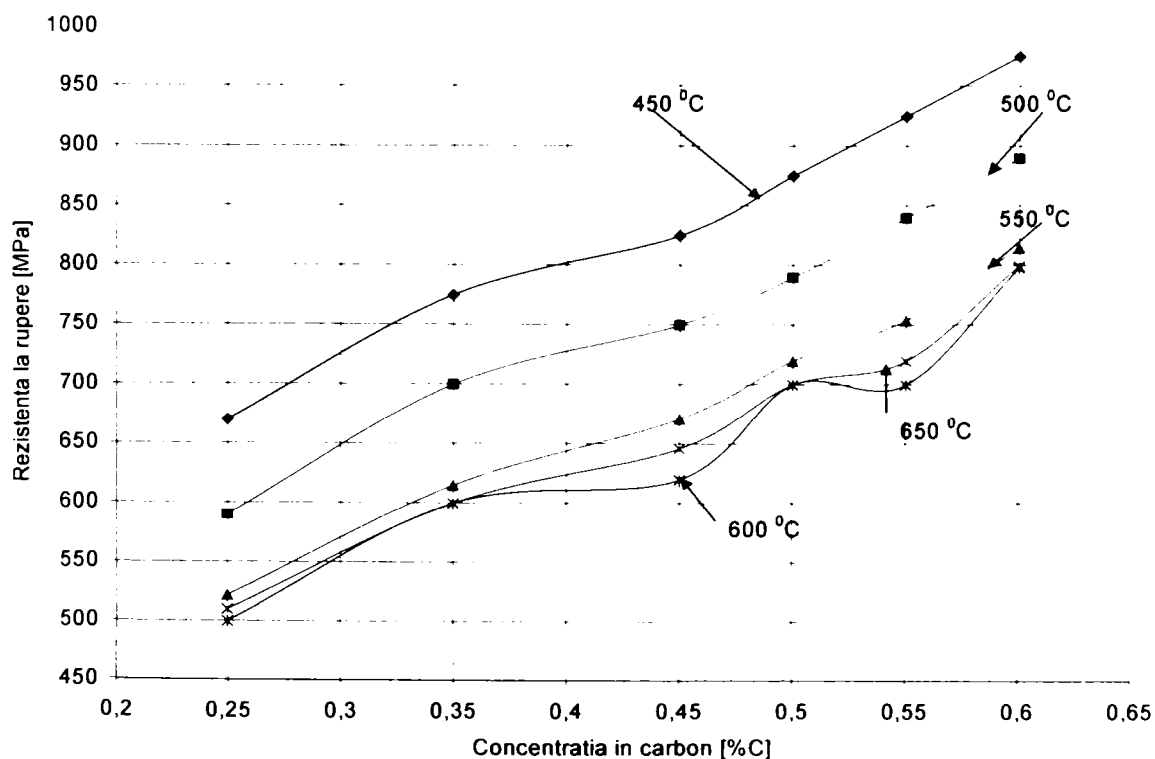


Figura 2.13. Variația rezistenței mecanice cu temperatura de revenire și concentrația în carbon

Utilizând programul de calculator Table Curve se obține următoarea relație de corelare a rezistenței la rupere a oțelurilor carbon de calitate cu concentrația de carbon și temperatura de revenire:

$$\sigma_r = -669,2277 + 973,6339 \cdot e^{\frac{C[\%]}{1,5376}} + 14832,736 \cdot e^{\frac{T[^\circ C]}{104,6715}} \quad (2.2.)$$

Se observă variația exponențială a rezistenței cu temperatura de revenire și concentrația în carbon.

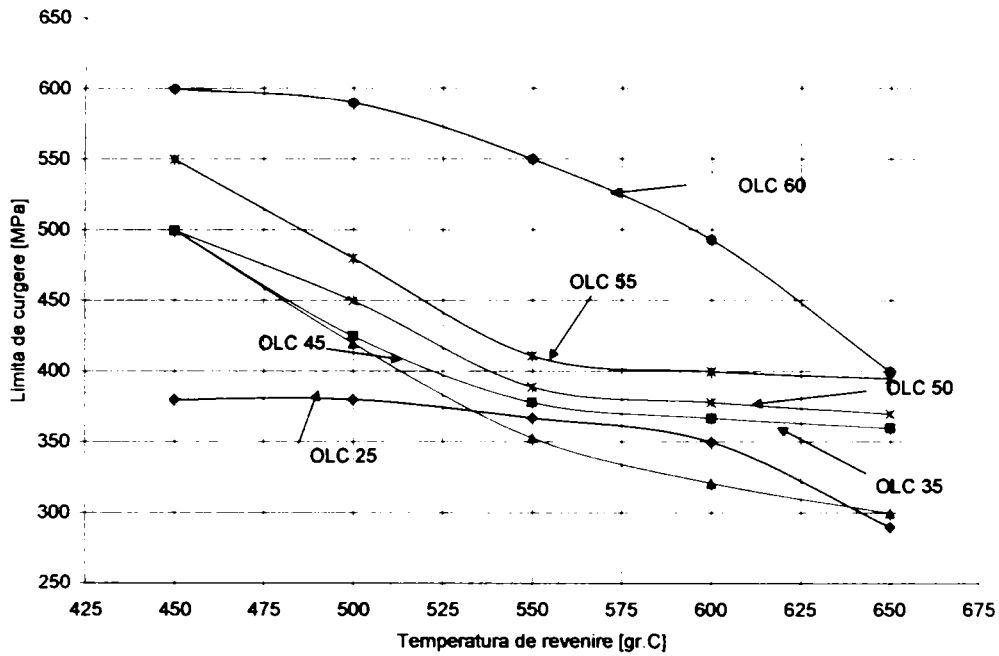


Figura 2.14. Variația limitei de curgere cu temperatura de revenire

În același timp se poate observa neuniformitatea variației limitei de curgere și a alungirii la rupere cu temperatura de revenire respectiv cu concentrația de carbon, figura 2.14. și figura 2.15.

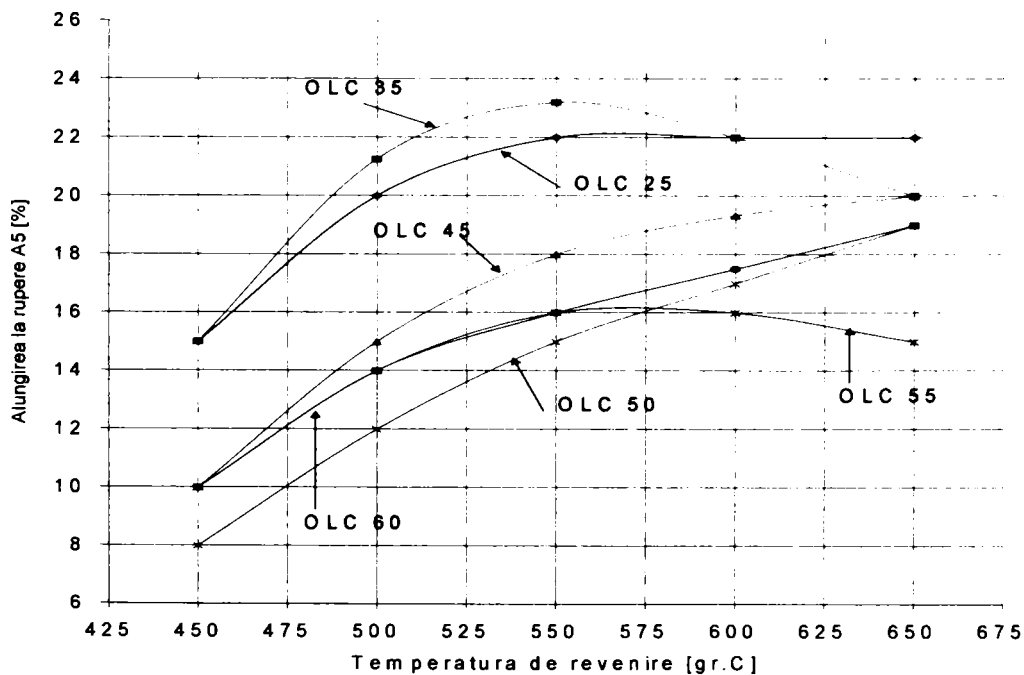


Figura 2.15. Variația alungirii la rupere cu temperatura de revenire

## 2.3. Influența tratamentelor termochimice asupra caracteristicilor mecanice

### 2.3.1. Carburarea

Carburarea este procesul de îmbogățire în C a straturilor superficiale ale oțelurilor nealiate și aliate cu un conținut redus în carbon (sub 0,25%), prin carburare se urmărește creșterea conținutului de carbon în suprafață până la valori de 0,7...1,1%. De fiecare dată, carburarea este urmată de o călire martensitică și o revenire joasă prin care suprafața pieselor atinge durități de 59...65 HRC ce conferă pieselor rezistență mare la uzare, la presiune de contact și la oboseală dar scăzută la șoc; iar miezul rămâne moale cu o duritate 20...35 HRC, având plasticitatea și tenacitatea ridicate, asigurând astfel pieselor o bună capacitate de preluare a șocurilor, [187].

Parametrii tehnologici ai carburării (prin care se stabilesc conținutul de carbon la suprafață, grosimea stratului carburat și distribuția carbonului în adâncime) elemente de care depinde valoarea durității la suprafață, distribuția durității, a alungiri specifice și a tensiunilor remanente sunt:

- poezia mediului, care asigură limita maximă de îmbogățire în carbon a suprafeței;
- potențialul de carbon corespunzător activității carbonului în austenită, care variază în timpul carburării;
- coeficientul de transfer de carbon, care definește viteza de reacție la interfața mediu de carburare – piesă;
- temperatura de carburare, care are rol de accelerator al proceselor și reacțiilor din mediul de carburare și la suprafața piesei;
- durata de carburare, care influențează grosimea și distribuția carbonului în adâncime;

Procedeele de carburare sunt:

- carburarea în mediu gazos;
- carburarea în mediu lichid;
- carburarea în mediu solid;
- carburarea în vid;
- carburarea în strat fluidizat;
- carburarea ionică (în plasmă);

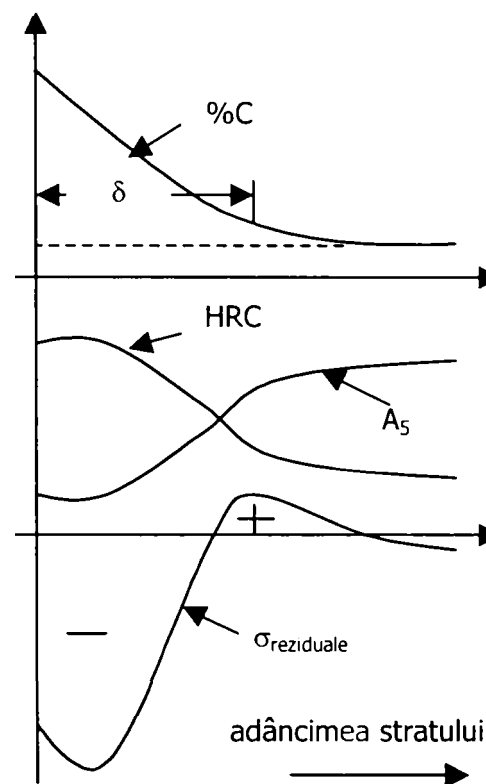


Figura 2.16. Influența cementării asupra stratului superficial. Schemă.

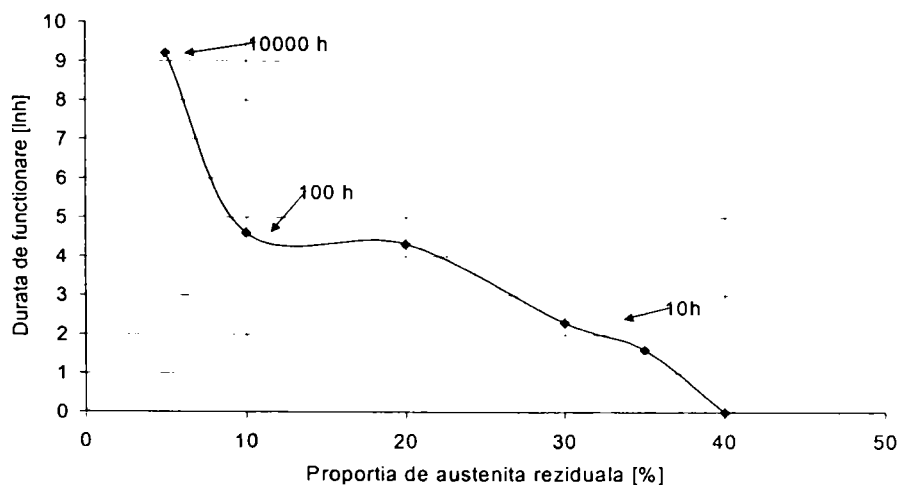


Figura 2.17. Influența proporției de austenită reziduală asupra limitei la oboseală.

După procesul de carburare la un conținut de 0,8...1,1 %C în suprafață, structura stratului carburat este alcătuită din trei zone distincte: o zonă hipereutectoidă (marginală), una eutectoidă (intermediară) și alta hipoeutectoidă, care face trecerea la structura miezului.

În urma călirii oțelurilor carbon rezultă martensită, austenită reziduală și cementită secundară în suprafață și martensită cu austenită reziduală în substrat, determinându-se astfel variația durității.

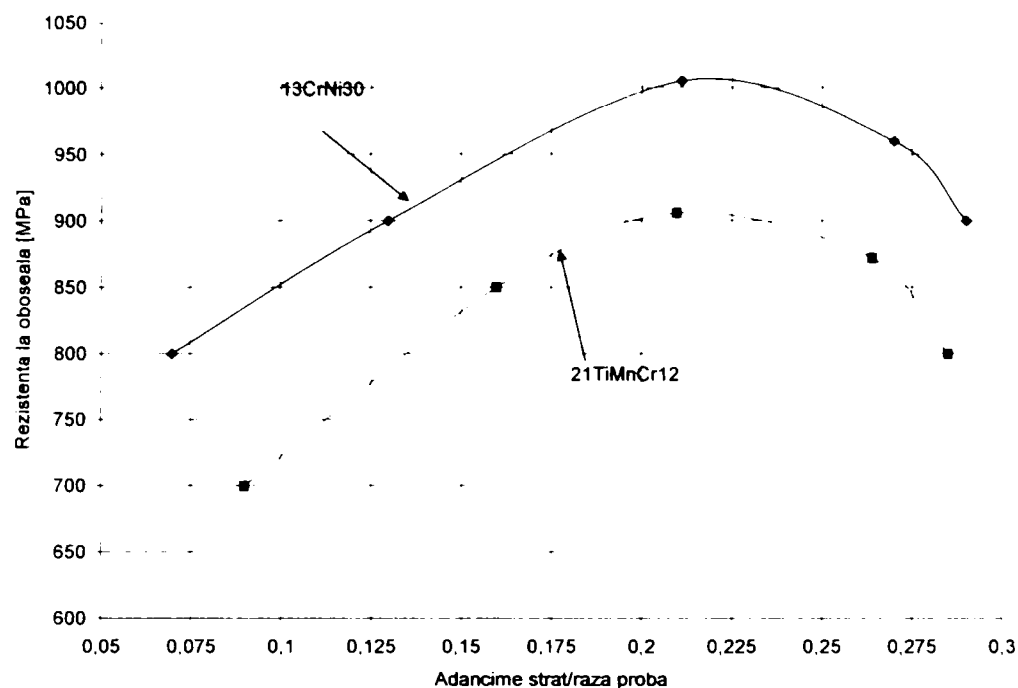


Figura 2.18. Variația limitei la oboseală cu adâncimea de tratament.

Caracteristicile de exploatare sunt determinate de grosimea stratului, conținutul de carbon din zona marginală a stratului, proporția, forma și distribuția carburilor, proporția de austenită reziduală, în corelare cu sensul, nivelul și distribuția tensiunilor remanente.

În figura 2.17. avem reprezentată influența proporției de austenită reziduală asupra duratei de exploatare a roților dințate, se observă că o proporție de peste 5% de austenită reziduală în strat influențează semnificativ durata de funcționare.

În figura 2.18. se reprezintă variația rezistenței la oboseală  $\sigma_{-1}$  cu adâncimea de carburare, reprezentată ca raport dintre adâncimea stratului carburat și raza probelor (3mm), pentru două oțeluri aliate. Se observă existența unei valori limită a adâncimii stratului carburat, valoare tipică fiecărui oțel, ce conferă o rezistență maximă la oboseală.

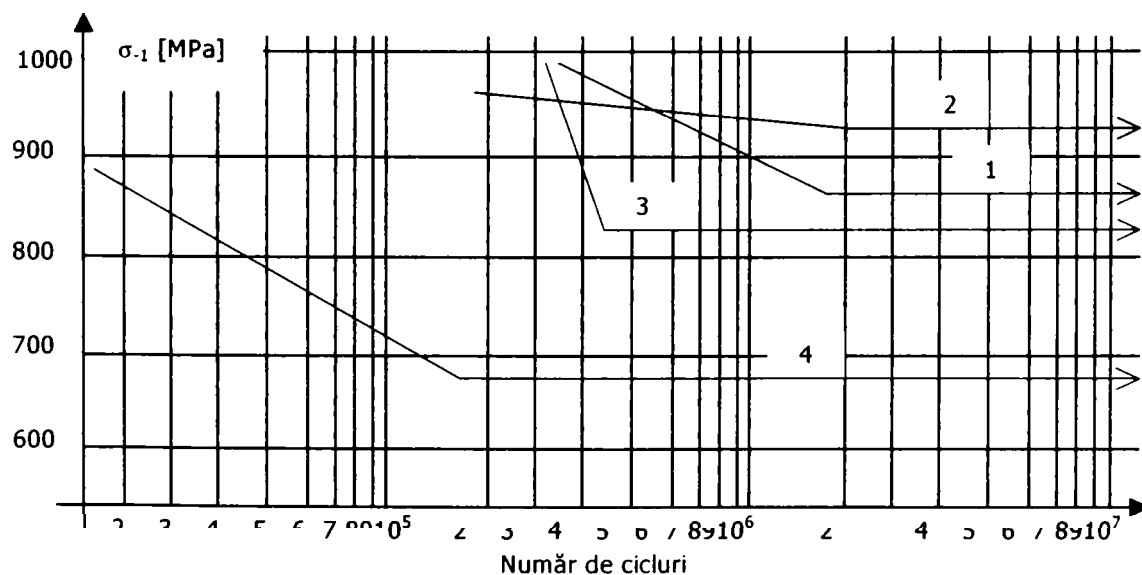


Figura 2.19. Dependența dintre limita la oboseală și conținutul de carbon în stratul superficial.

Pentru asigurarea unei caracteristici de exploatare superioare (rezistență la oboseală prin încovoiere și presiune de contact, rezistență la uzură etc.) duritatea superficială a stratului carburat și călit trebuie să fie cuprinsă între 59...63 HRC, ceea ce corespunde unei concentrații marginale optime de carbon de 0,9...1,1%. De asemenea distribuția tensiunilor de compresiune în stratul carburat și călit favorizează creșterea rezistenței la oboseală a piesei. Din acest punct de vedere, prezintă importanță modul în care se realizează corelarea între grosimea stratului carburat și dimensiunile piesei, conținutul marginal de carbon și distribuția carbonului în strat (figura 2.19.).

În figura 2.19. se prezintă corelarea dintre rezistența la oboseală,  $\sigma_{-1}$ , prin încovoiere rotativă și conținutul de carbon în suprafață: 1 – 0,82 %C, 2 – 0,93 %C, 3 – 1,15 %C și 4 – 1,42 %C.

Realizând o corelare (utilizând programe Table curve) a rezistenței la oboseală cu concentrația de carbon la suprafață obținem:

$$\sigma_{-1} = \left( 30,426322 - 36,781652 \cdot (\ln \%C)^2 \right)^2 \quad (2.3.)$$

având coeficientul de corelare:  $R^2 = 0,92908313$ ; sau:

$$\sigma_{-1} = \frac{10^6}{5724,6757 - \frac{4644,7075}{\sqrt{\%C}} - 1922,0878 \cdot \frac{\ln(\%C)}{\%C^2}} \quad (2.4.)$$

având un coeficient de corelare:  $R^2 = 0,99999942$ ;

A doua corelare modelează mult mai exact dependența.

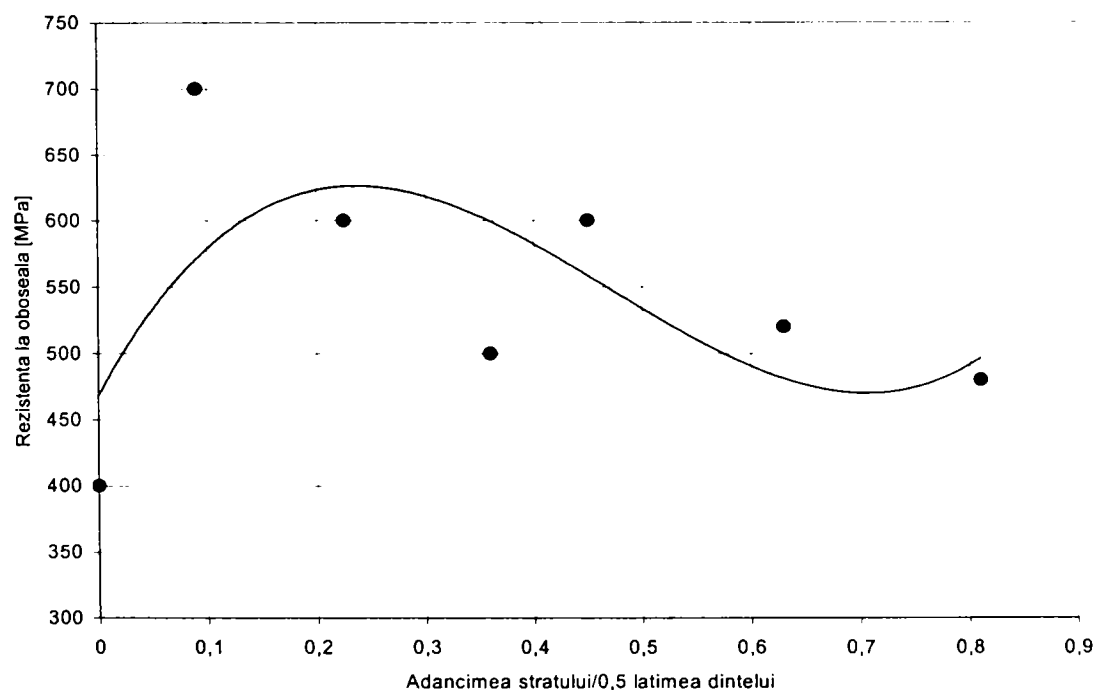


Figura 2.20. Variația limitei la oboseală cu adâncimea stratului cementat.

În figura 2.20. avem variația influenței grosimi stratului carburat asupra rezistenței la oboseală a unor roți dințate (modul 3) din oțel aliat 18MnCr10.

Pe lângă variația durității pe adâncimea de carburare avem în urma carburării și căliri inducerea unor tensiuni reziduale de compresiune, tensiuni ce influențează favorabil rezistența la oboseală a piesei.

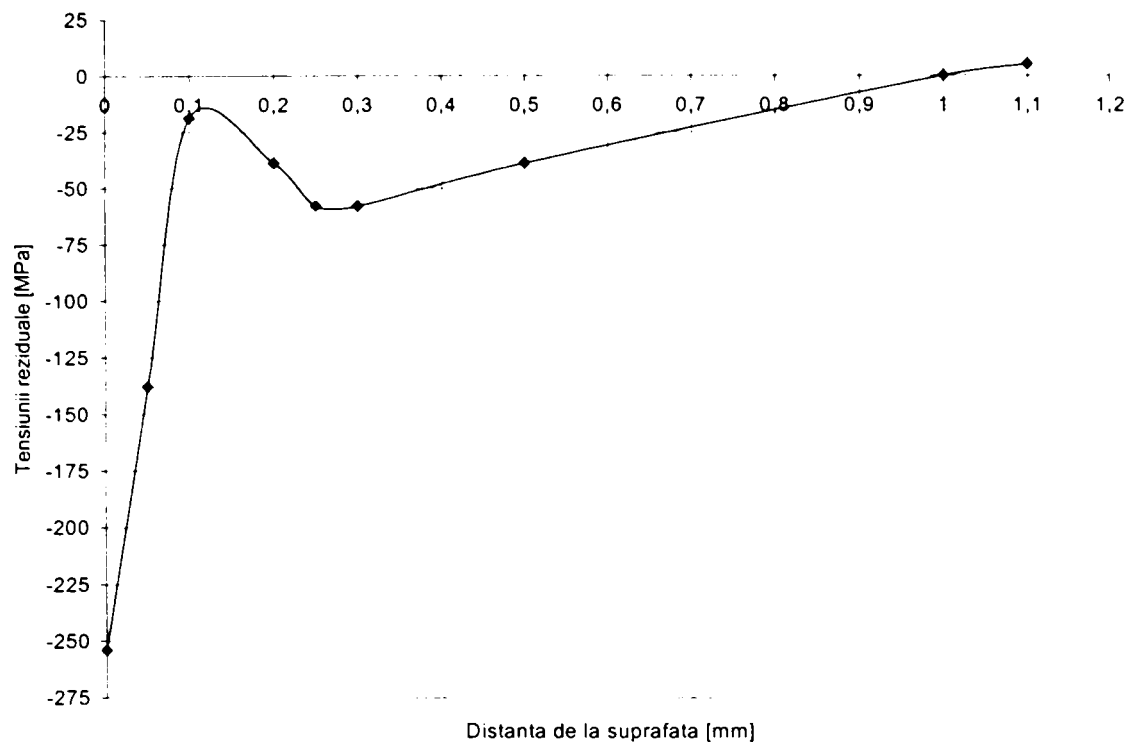


Figura 2.21. Distribuția tensiunilor remanente în proba cementată.

În figura 2.21. este reprezentată variația tensiunilor reziduale de compresiune cu adâncimea stratului carburat pentru o probă din oțel 21TiMnCr12.

Analizăm în continuare rezistența la oboseală cu încovoiere a oțelurilor cementate.

După [102], oboseala la încovoiere a elementelor din oțel carburat rezultă ca urmare a unei încărcări mecanice ciclice.

Încovoierea produce tensiuni de întindere la suprafața piesei care descresc și la un anumit punct devin de compresiune. O astfel de încărcare este caracteristică arborilor și rădăcinilor dinților pinioanelor.

Carburarea produce un strat superficial cu conținut ridicat de carbon respectiv rezistență mărită și păstrează un miez tenace și ca atare este o abordare ideală pentru a contracara tensiunile ridicate ce apar la suprafața pieselor încovoiate. Astfel când din proiectarea elementelor se menține gradientul de tensiune sub valoarea rezistenței la oboseală, a stratului superficial și respectiv a miezului, se realizează o bună rezistență la oboseală prin încovoiere.

Totuși multe elemente de aliere precum și defectele de carburare pot produce modificări microstructurale și ca atare o rezistență variabilă în stratul superficial și miezul piesei. Când încărcarea generează o tensiune la suprafață mai mare decât rezistența acesteia o fisură de oboseală se poate iniția ce poate determina cedarea piesei. Când rezistența stratului este adecvată, funcție de variația rezistenței cu adâncimea se poate genera o fisură în interiorul materialului.

Urmărim în cele ce urmează să evidențiem influența elementelor de aliere și a defectelor de carburare ce influențează microstructura și capacitatea de rezistență la oboseală prin încovoiere a oțelurilor carburate.

Rezistența la oboseală prin încovoiere variază semnificativ pentru oțelurile carburate. Conform unui studiu experimental [20], limita de oboseală a avut valori în intervalul 200 ... 1930 MPa, majoritatea valorilor  $\sigma_{-1}$  fiind între 700 ... 1050 MPa. Această variație mare se datorează diferitelor tipuri de epruvete și încercări, datorită elementelor de aliere etc.

Carburarea se realizează cel mai des în mediu gazos, dar se mai realizează și în băi de săruri lichide, în mediu solid, în vid și cementare cu plasmă. Carburarea gazoasă presupune expunerea piesei într-o atmosferă ce conține CO, CO<sub>2</sub> și H<sub>2</sub>O și ca atare piesa suferă o oarecare degradare datorită oxidării.

645.608

Două tipuri de microstructură se formează în stratul superficial al pieselor carburate [103, 104]. În ambele cazuri se formează adițional și alte elemente ca: austenită reziduală, particule de carbon, incluziuni nemetalice, oxizii etc., toate acestea pot influența rezistența la oboseală a pieselor cementate.

Primul tip de structură este format din granule mari de martensită bogată în carbon într-o matrice de austenită reziduală.

Al doilea tip de structură este formată din martensită cu conținut scăzut de carbon, austenită reziduală și cementită.

Brugger [18] a utilizat primul epruveta în consolă pentru a evalua ruperea și oboseala la oțelurile cementate. În figura 2.22. se prezintă o epruvetă de tipul celei utilizate de Brugger.

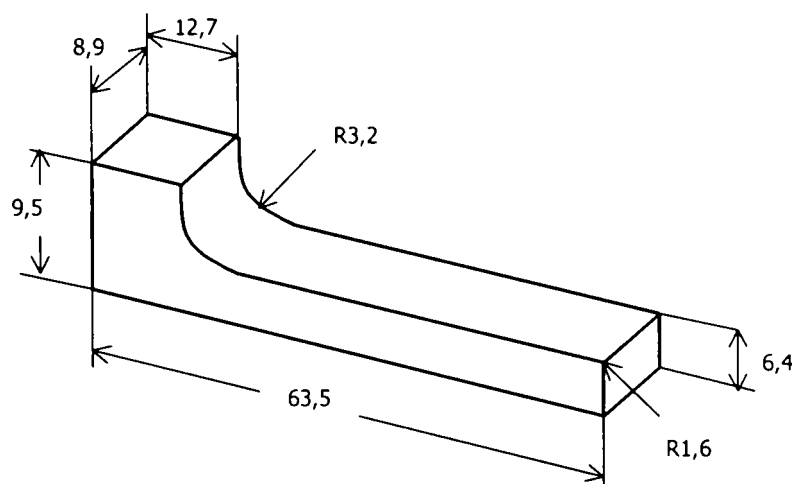


Figura 2.22. Epruvetă în consolă de încovoiere.

Racordul de modificare a secțiunii simulează rădăcina dinților pinioanelor, și reprezintă locul unde se atinge tensiunea maximă, după cum se vede în figura 2.23. din analiza cu element finit [42].

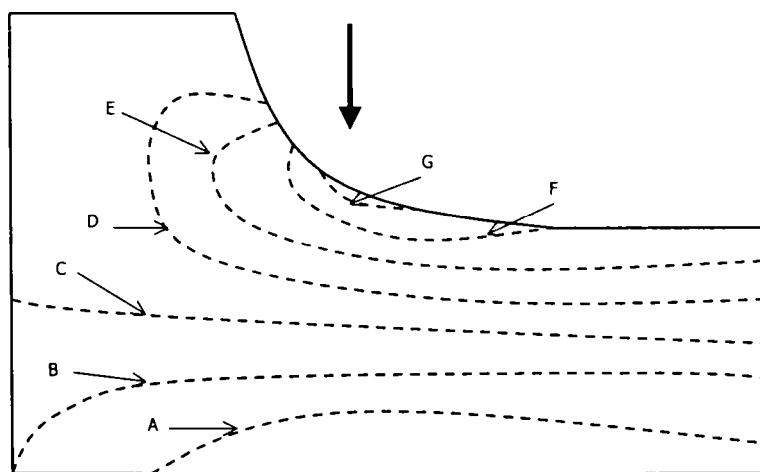


Figura 2.23. Distribuția tensiunilor în epruveta tip consolă.

O modificare importantă a formei epruvetei a fost rotunjirea colțurilor, dacă colțurile nu ar fi fost rotunjite carbonul în colțuri nu poate difuza ușor în interiorul epruvetei, ca atare microstructura materialului în această zonă poate avea o concentrație mare de austenită reziduală și carbon elemente ce influențează rezistența la oboseală [42, 95].

Tensiunea maximă ce apare în suprafața epruvetei este reprezentată într-o diagramă tensiune – număr de cicluri de solicitare. Totuși tensiunea aplicată variază între o valoare minimă și maximă ca urmare a ciclului de solicitare și depinde de valoarea tensiunii principale (medii) și raportul de încărcare (R). Tensiunea medie reprezintă media aritmetică dintre tensiunea maximă și minimă a ciclului de solicitare, iar raportul de încărcare reprezintă raportul acestora.

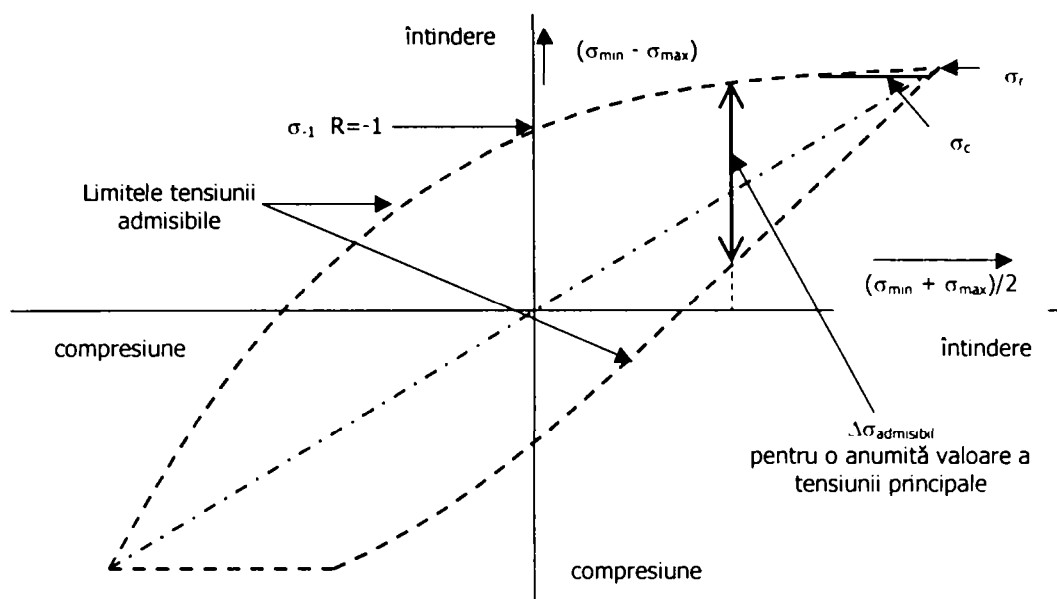


Figura 2.24. Variația limitei de oboseală cu tensiunea medie de solicitare.

În figura 2.24. se prezintă variația limitei de oboseală cu tensiunea medie de solicitare. Din figură se observă că cel mai dezavantajat mod de încărcare, în ce privește limita de oboseală, este pentru  $R=-1$ . Cu creșterea tensiunii medii, limita de oboseală, ca valoare maximă maximă, crește dar intervalul dintre tensiunea maximă și minimă a solicitării descrește.

Zurn și Razim [202] au examinat influența severității concentratorilor și a austenitei reziduale asupra limitei la oboseală a oțelurilor carburate și au ajuns la concluzia că folosirea cementării este în special benefică în cazul concentratorilor mai puțin acuti (cu rază mare de racordare). În lipsa concentratorilor, carburarea se pretează cel mai bine pieselor solicitate la oboseală de tensiunii medii mici.

O abordare importantă o prezintă realizarea încercărilor pe componente reale. Un astfel de exemplu este încercarea la oboseală prin încovoiere a unui singur dinte al unui pinion [163]. Pinionul carburat este montat într-un dispozitiv astfel încât doar un dinte este solicitat ciclic. Același oțel, cu același tratament, a fost supus și la încercări pe epruvetă în consolă [120]. Modul de rupere al celor două par a fi același, în urma examinării suprafețelor de rupere, dar dintele a prezentat o limită la oboseală mai mare decât a epruvetei, rezultat atribuit tensiunilor reziduale de compresiune mai mari în cazul roților dințate.

Ruperile la oboseală prin încovoiere a oțelurilor carburate prezintă etape clare:

- inițierea fisurii;
- propagarea stabilă a fisurii;
- propagarea instabilă a fisurii;

Etapele ruperii sunt puternic influențate de gradientul de rezistență, microstructura și tensiunile reziduale ce apar în oțelurile cementate.

Ruperea intergranulară, la limita grăunților de austenită reziduală, este un mod aproape universal de rupere în straturile superficiale a oțelurilor carburate + călire + revenire [5, 90, 104, 135, 201]. Nu doar că fisura se inițiază între grăunți dar se și propagă intergranular până când atinge miezul tenace al piesei unde ruperea plastică este principalul mod de rupere.

Un studiu similar a arătat că fisura intergranulară se inițiază când tensiunea aplicată depășește limita de oboseală [90].

Astfel se pare că la oțelurile carburate și călite, fisurile intergranulare se inițiază în momentul în care tensiunea aplicată, la suprafață, atinge un nivel mai mare decât tensiunea reziduală de compresiune și rezistența de coeziune dintre grăunții de austenită. Fisurile de suprafață sunt mici (2 ... 4 grăunți de austenită) și sunt împiedicate să se propage datorită, probabil, faptului că enclava plastică este mai mică ca grăuntele și în direcția de propagare



tensiunile reziduale de compresiune cresc [159, 199]. Atunci fisura de oboseală se propagă transgranular și când fisura atinge lungimea critică apare ruperea.

Inițierea fisurilor în zona tratată și propagarea acestora este greu de stabilit datorită mărimii mici a fisurilor.

În figura 2.25. se prezintă limita de instabilitate a fisurilor de suprafață a oțelului 4320 carburat, astfel fisurile instabile au lungimii cuprinse între 0,170 ... 0,230 mm, chiar în zona de vârf de duritate.

Dacă se stabilește factorul critic de intensitate al tensiunii, ținând cont de tensiunea medie a solicitării și lungimea critică a fisurii obținem valori în jurul a 15 ... 25 MPa√m. În tabelul 2.3. se prezintă date calculate pentru  $K_{Ic}$  la oțelul 4320 utilizând relațiile următoare:

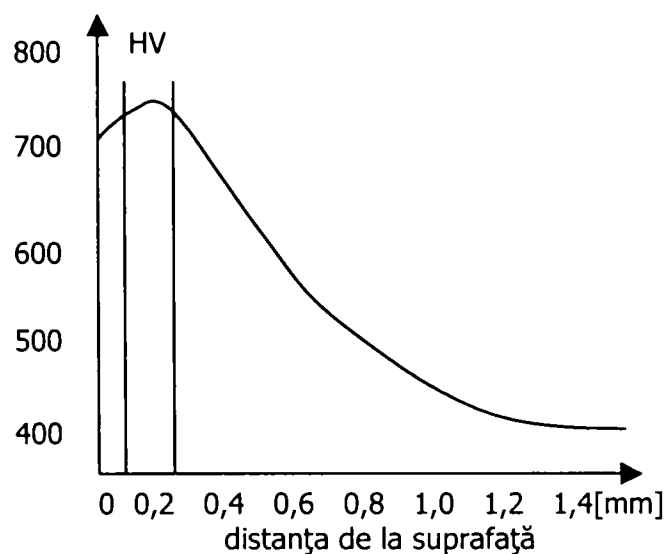


Figura 2.25. Variația durității cu adâncimea de tratament.

$$K_{Ic} = \frac{1,2\sigma_a \cdot \sqrt{a \cdot \pi}}{Q} \quad (2.5.)$$

$$K_{Ic} = \frac{\left[ 1,2\sigma_a + 0,683 \left( \frac{\partial \sigma}{\partial x} \right) \cdot a \right] \cdot \sqrt{a \cdot \pi}}{Q} \quad (2.6.)$$

$$K_{Ic} = \frac{M \cdot \sigma_a \cdot \sqrt{a \cdot \pi}}{Q} \quad (2.7.)$$

unde:

$$Q = \phi^2 - 0,212 \cdot \left( \frac{\sigma_a}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (2.8.)$$

$$\phi^2 = 1 + 1,464 \cdot \left( \frac{a}{c} \right)^{1,65} \quad (2.9.)$$

unde:

a – adâncimea fisurii de suprafață;

c – lungimea fisurii.

Tabelul 2.3.

$\sigma_{max}$ [MPa]	N [cicluri]	a [μm]	c [μm]	a/c	M	$K_{Ic}$ ec 2.7.	$K_{Ic}$ ec 2.8.	$K_{Ic}$ ec 2.9.
1320	6400	175	388	0,45	0,87	30	29	22
	16900	170	355	0,48	0,86	29	28	21
	15300	200	210	0,95	0,78	18	18	12
1285	17400	230	300	0,77	0,81	22	22	15
	18700	230	295	0,78	0,81	22	22	15
1235	34100	210	300	0,70	0,81	22	22	15
1160	21700	230	295	0,78	0,81	19	19	13
	32300	220	295	0,75	0,81	19	19	14

Într-o primă etapă propagarea fisurii intergranulare în stratul carburat se poate atenua la adâncimea la care conținutul de carbon este de 0,5 ... 0,6 % [89]. Solicitarea în continuare a elementului determină o a doua etapă în propagarea fisurii de oboseală, caracterizată printr-o propagare transgranulară [120, 135, 201].

Fisura, la solicitarea de oboseală prin încovoiere, se inițiază în stratul cementat la limita grăunților de austenită reziduală. Fisurarea intergranulară poate fi asociată cu existența oxizilor la suprafața metalului însă în general fisura se extinde în stratul carburat până la o adâncime la care stratul de oxizii nu pătrunde. Anumite cercetări au prezentat că și în absența oxizilor fisurarea se realizează la fel [5, 118, 133].

Spectroscopia electronică a arătat faptul că fisura intergranulară apare în special în zonele cu concentrație ridicată de fosfor și carbon. Astfel ruperile fragile intergranulare apar în segregatiile de fosfor și carbon la limita grăunților de austenită reziduală. Cu cât conținutul în fosfor este mai mare cu atât rezistența la oboseală prin încovoiere este mai mică, figura 2.26.

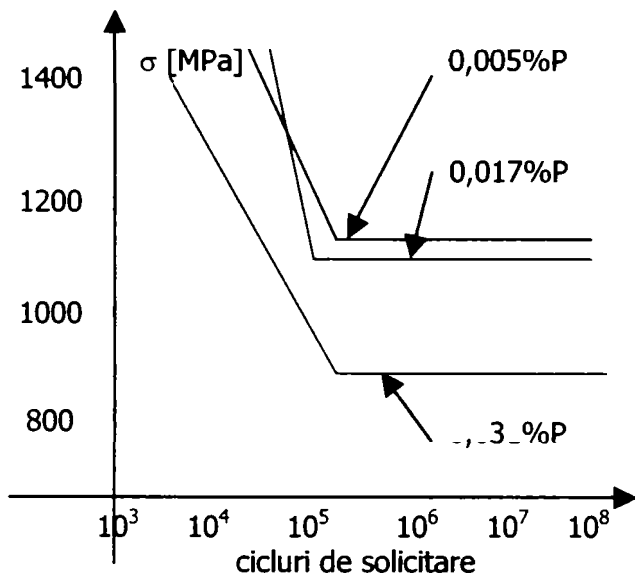


Figura 2.26. Influența conținutului de P asupra limitei la oboseală a oțelurilor cementate.

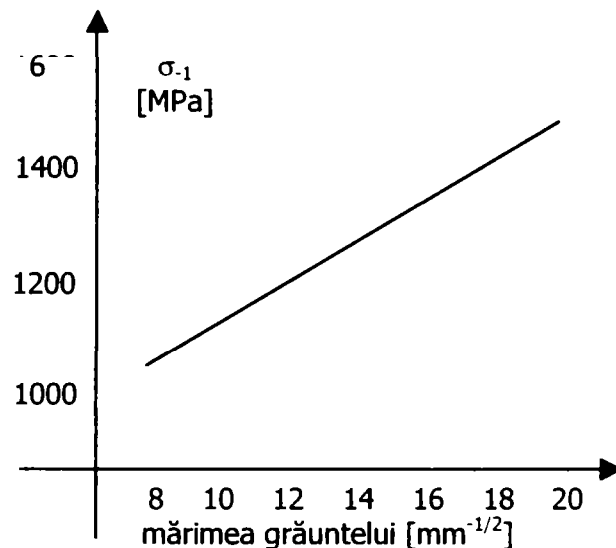


Figura 2.27. Influența mărimii grăunțului de austenită asupra limitei la oboseală.

De menționat că și epruveta cu conținut mic de fosfor cedează datorită fisurilor ce se inițiază și propagă intergranular în stratul carburat.

S-a observat [75, 182, 195] că oțelurile cu o concentrație mărită de nichel sunt mai puțin susceptibile la fisurile intergranulare

În general cu cât grăunțele de austenită este mai mic, o structură mai fină, cu atât rezistența la oboseală este mai mare. În figura 2.27. este prezentată dependența dintre limita la oboseală și mărimea grăunțului de austenită. O structură fină de austenită reziduală determină în urma călirii o structură fină de martensită crescând astfel limita de oboseală a piesei.

O structură foarte fină a austenitei poate chiar elimina sensibilitatea stratului cementat la inițierea fisurilor intergranulare.

Oxidarea apare ca efect secundar al carburării gazoase, cea mai utilizată metodă de carburare.

Oxizii cresc în material și apar sub două forme:

1. la adâncimi mai mari, ce cresc la granița grăunților de austenită;
  2. aproape de suprafață, când se formează în grăunții de austenită reziduală;
- Adâncimea și forma oxizilor depinde de mediul, durata și temperatura de carburare.

Prezența oxizilor în stratul carburat pot să reducă rezistența la oboseală, dar efectul cel mai negativ este reducerea durității stratului și reducerea tensiunilor reziduale de compresiune acestea pot deveni chiar de întindere.

În figurile 2.28. se prezintă efectele oxidării de suprafață asupra oțelurilor 8620 și 4615 carburate în mediu gazos [60].

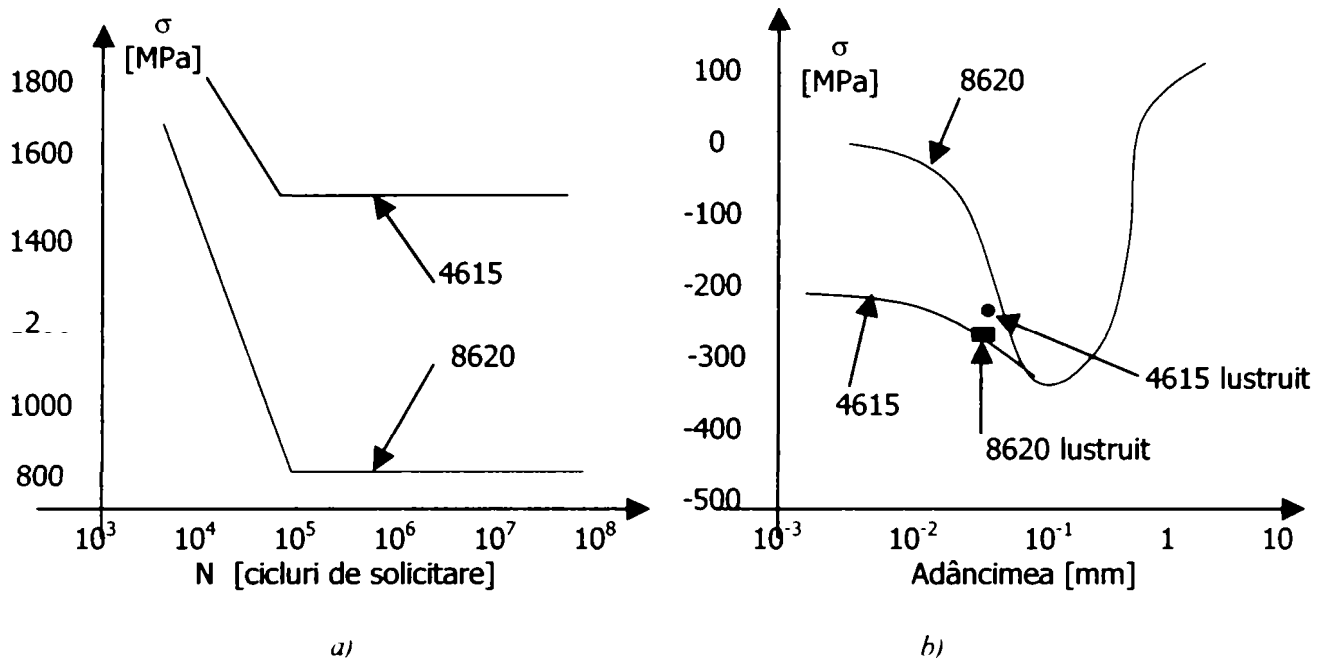


Figura 2.28. Influența oxidării asupra limitei la oboseală.

O metodă de eliminare a efectelor oxidării este călirea ulterioară cu viteză mărită de răcire.

S-a observat că cantitatea de austenită reziduală înrăutățește rezistența la oboseală în ciclurile înalte de solicitare [133, 199, 202] și este benefică în ceea ce privește limita la oboseală în cazul ciclurilor joase de solicitare [148, 149, 199].

Cantitatea redusă de austenită reziduală duce la creșterea limitei de elasticitate și de curgere a materialului.

Răcirea oțelurilor carburate duce la reducerea procentului de austenită reziduală.

Anumite studii, însă, arată că călirea la temperaturi scăzute a oțelurilor cementate reduce limita la oboseală, totuși oțelurile utilizate în aviație sunt astfel tratate oferind o soluție optimă [203].

La oțelurile slab aliate pentru cementare, călirea la temperaturi joase reduce cantitatea de austenită reziduală dar poate reduce și limita la oboseală. După Parrish și Harper [136] procedeul ar trebui utilizat ca "ultimă resursă".

În figura 2.29. se prezintă un exemplu în care limita la oboseală este influențată negativ, curba 2 este a epruvetei din oțel 8620 cementată cu carbon în vacuum și călită la temperaturi scăzute, în condiții de temperatură de  $-196^{\circ}\text{C}$  [91].

Influența negativă a călirii la temperaturi joase asupra limitei la oboseală se datorează modificărilor ce apar în epura tensiunilor reziduale [76, 99, 135]. Tensiunea de compresiune din stratul superficial crește foarte mult ca urmare a călirii la temperaturi joase.

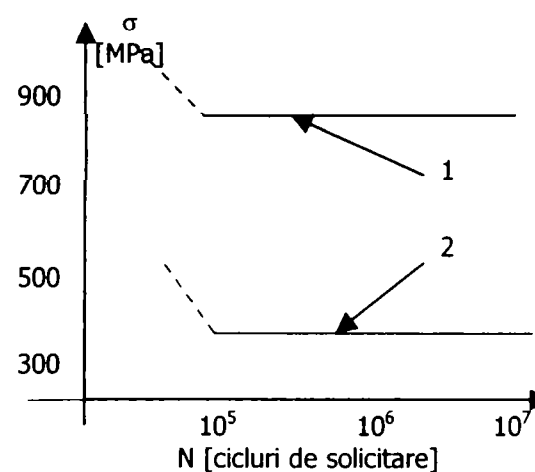


Figura 2.29. Influența călirii asupra limitei la oboseală

Tensiunile reziduale de compresiune se formează în stratul superficial ca urmare a transformărilor structurale și a gradientului de temperatură induse de călire [61, 100]. Distribuția și valoarea lor este o funcție complexă ce depinde de gradientul de temperatură indus de călire (tratament) care la urma lui depinde de geometria piesei, de material, de gradientul concentrației de carbon și de adâncimea de tratament [115].

Dependența tensiunilor reziduale cu adâncimea de tratament se determină în general prin difracția razelor X [204], s-a încercat să se stabilească o dependență între variația tensiunilor reziduale și durabilitatea stratului [66, 84, 205].

În figura 2.30. se prezintă variația tensiunilor reziduale cu adâncimea de tratament pentru 70 de oțeluri [136].

Tensiunile compresive reziduale îmbunătățesc limita de oboseală a pieselor carburate.

Deoarece diferitele metode aplicate pieselor carburate în vederea reducerii unor influențe negative conduc și la reducerea tensiunilor reziduale s-a încercat creșterea ulterioară a tensiunilor remanente prin ecruisarea cu alică a suprafețelor tratate, îmbunătățindu-se astfel limita la oboseală [92, 126, 127, 156].

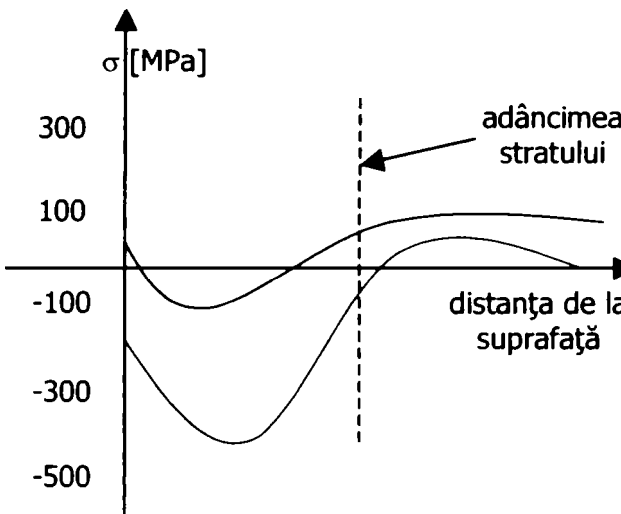


Figura 2.30. Variația tensiunilor reziduale cu adâncimea de strat.

### 2.3.2. Nitrurarea

Nitrurarea este tratamentul termochimic de îmbogățire a suprafeței în azot și se aplică pieselor metalice executate din oțeluri nealiate, aliate și din fontă cu scopul măririi durității (rezistenței la uzură), a rezistenței la oboseală și la coroziune, precum și a stabilității dimensionale.

Duritatea superficială ridicată, 500...1200 HV, se datorează prezenței nitrurilor de fier și/sau ale elementelor de aliere și are o mare stabilitate termică, menținându-se până la temperaturi de 500...550 °C, conferând produselor rezistență mare la uzare și gripare.

Nitrurarea prezintă un mare avantaj prin faptul că nu necesită prelucrări ulterioare mecanice sau termice.

Pe lângă aceste avantaje nitrurarea prezintă și unele dezavantaje: durata foarte mare de tratament (40...60 ore) și grosimea mai redusă a stratului nitrurat.

Grosimea stratului nitrurat a unui oțel anume depinde de parametrii tehnologici de bază:

- temperatura de nitrurare;
- durata de nitrurare;
- activitatea chimică a mediului de lucru.

Procedeele de nitrurare sunt:

- nitrurare în mediu gazos;
- nitrurare ionică (în plasmă);
- nitrurare în mediu lichid.

După cum s-a menționat mai sus caracteristicile specifice obținute în urma nitrurării depind de cei trei parametri tehnologici de bază și de tipul materialului nitrurat, [189].

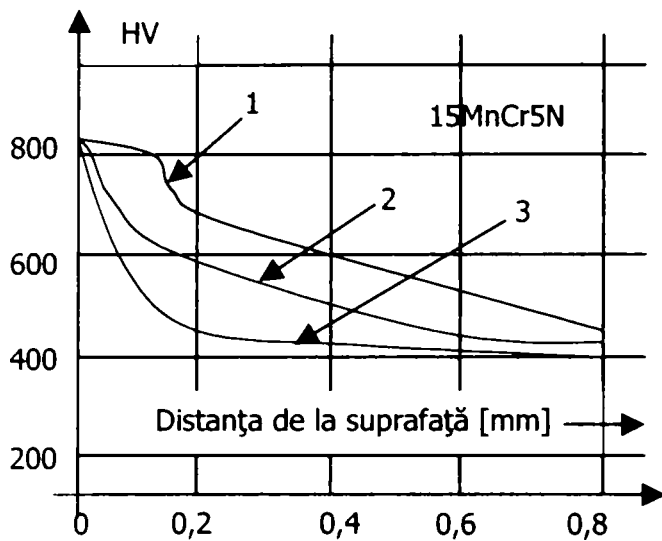


Figura 2.31.a). Influența metodei de nitrurare asupra variația durtății în stratul nitrurat

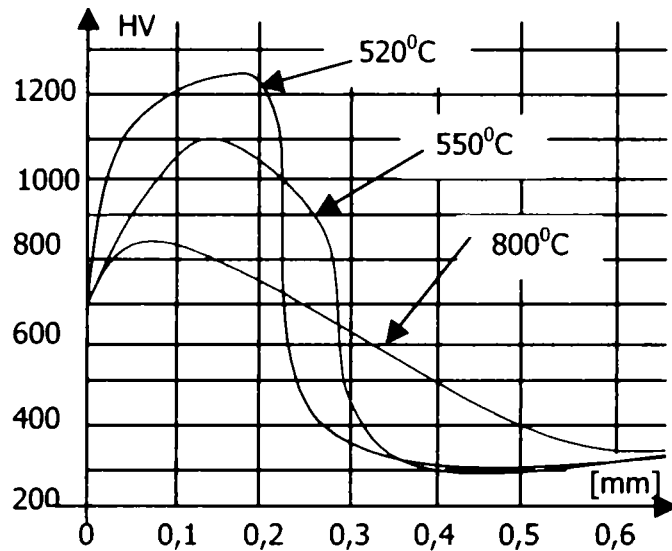


Figura 2.31.b). Influența temperaturii de nitrurare asupra variației durtății în stratul nitrurat.

În figura 2.31.a) avem reprezentată influența procedurii de nitrurare asupra distribuției durtății în stratul tratat al unui oțel aliat, 15MnCr5N:

- 1 – nitrurare ionică;
- 2 – nitrurare gazoasă;
- 3 – nitrurare în băi de săruri;

Se observă că nitrurarea ionică oferă o variație aproape linară a durtății cu adâncimea stratului.

În figura 2.31.b) avem reprezentată dependența cu temperatura de nitrurare a repartiției durtății pe adâncimea tratată la un oțel aliat cu 13%Cr, nitrurat în gaz timp de 60 ore. Se observă o uniformitate a repartiției durtății cu creșterea temperaturii de nitrurare, fapt ce determină o mai bună rezistență la oboseală și o mică probabilitate de exfoliere a stratului tratat.

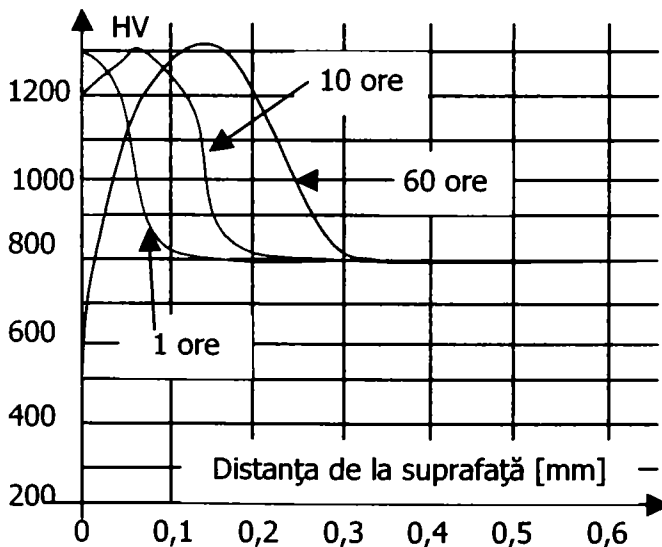


Figura 2.32. Influența duratei de nitrurare asupra gradientului de duritate.

În figura 2.32. este reprezentată influența duratei de nitrurare asupra gradientului de duritate a oțelului rapid M 42 nitrurat în gaz la 510°C.

Se observă că durata de nitrurare determină o scădere a durtății la suprafața materialului o omogenizare a structurii pe adâncimea de tratament și o creștere a stratului tratat fapt ce determină o micșorare a tensiunilor reziduale de compresiune și prin aceasta o scădere a limitei de oboseală a piesei. Această este prezentată în figura 2.33. pentru un oțel aliat 40Cr10.

În figura 2.34. se arată variația energiei de rupere (reziliența KV) a unui oțel aliat (40Cr10) în stare îmbunătățită și nitrurată la diferite regimuri de nitrurare.

Se observă că toate regimurile de nitrurare ionică conduc la diminuarea rezilienței de 1.2...2.5 ori față de starea îmbunătățită, datorită prezenței stratului nitrurat atât la baza creștăturii cât și în suprafața opusă acesteia, care, fiind mai dur, face ca microfisura apărută la baza creștăturii (câtă în V formată) să progresa cu repeziciune prin strat și prin secțiunea epruvetei până la celălalt strat, cel din zona de impact, în funcție de caracteristicile (grosime și duritate) ruperea producându-se mai devreme sau mai târziu.

Se observă că energia de rupere scade progresiv cu scăderea temperaturii (de la 560 la 480 °C) și creșterea duratei de nitrurare (de la 8 la 16 ore), respectiv cu creșterea durității și creșterea grosimii stratului nitrurat ionic (figura 2.32.).

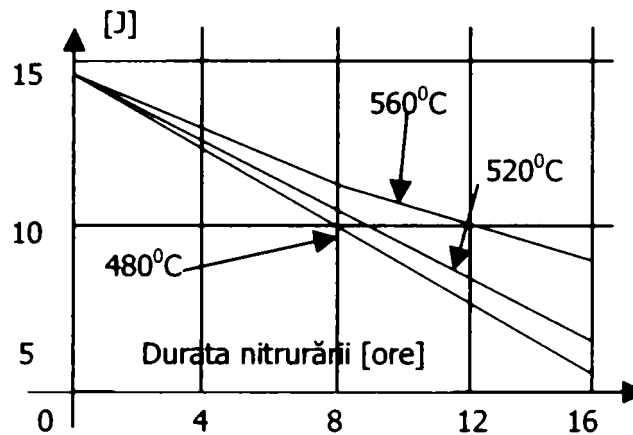


Figura 2.33. Influența nitrurării asupra caracteristicilor de oboseală și de tratament.

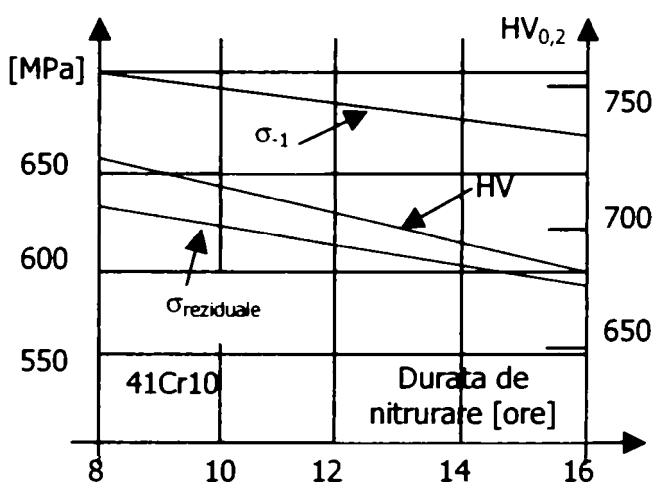


Figura 2.34. Influența nitrurării asupra rezilienței

Nitrurarea conferă piesei o mare rezistență la uzare datorită durității mari în stratul superficial. În figura 2.35. se prezintă o situație comparativă privind rezistența la uzură a probelor carburate, nitrurate și în stare netratată.

Se prezintă, în figura 2.35., variația pierderii în greutate, procentual, cu durata de încercare, pentru cele trei cazuri, se observă că diferența de pierdere masică atinge până la 13% pentru cazul netratat comparativ cu cel nitrurat.

În ce privește rezistența la oboseală a pieselor nitrurate, aceasta se mărește sensibil, și depinde de procesul de nitrurare folosit, de temperatura de nitrurare și de durata acesteia. Astfel în figura 2.36. sunt reprezentate curbele Wohler ale unor oțeluri netratate și nitrurate în băi de săruri.

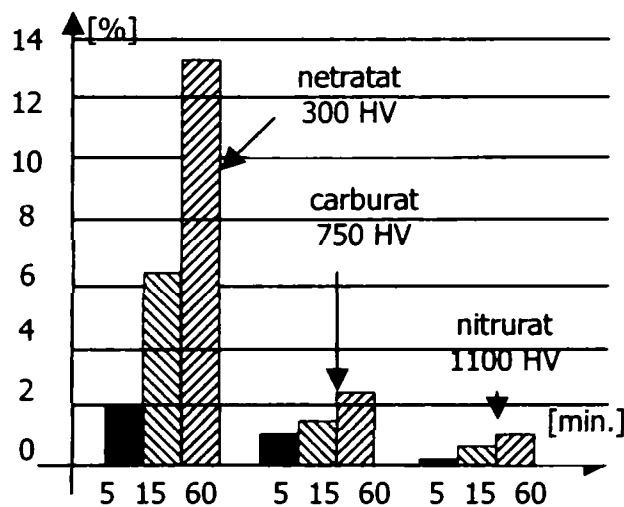


Figura 2.35. Rezistența la uzură, comparație între carburare, nitrurare și probe netratate.

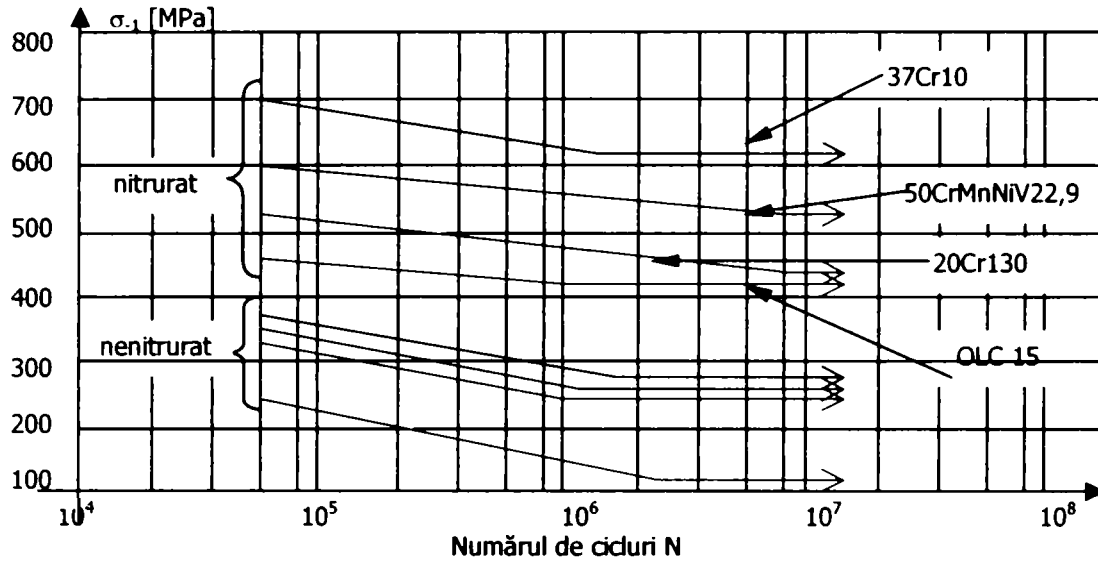


Figura 2.36. Influența nitrurării asupra limitei la oboseală.

Se observă din figura 2.36. că rezistența la oboseală a pieselor tratate crește cu până la 400% pentru unele oțeluri.

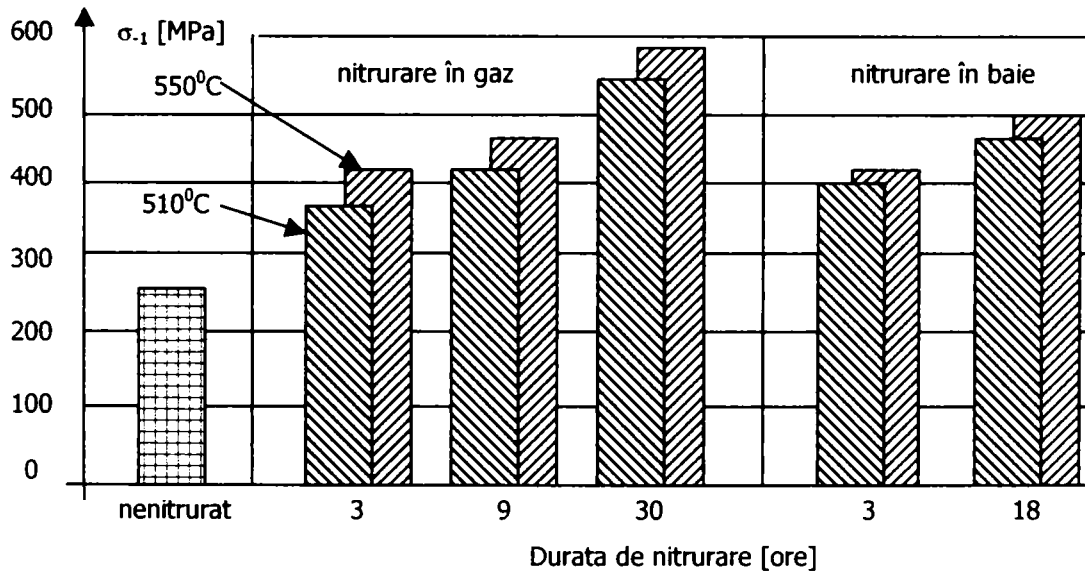


Figura 2.37. Influența parametrilor nitrurării asupra limitei de oboseală.

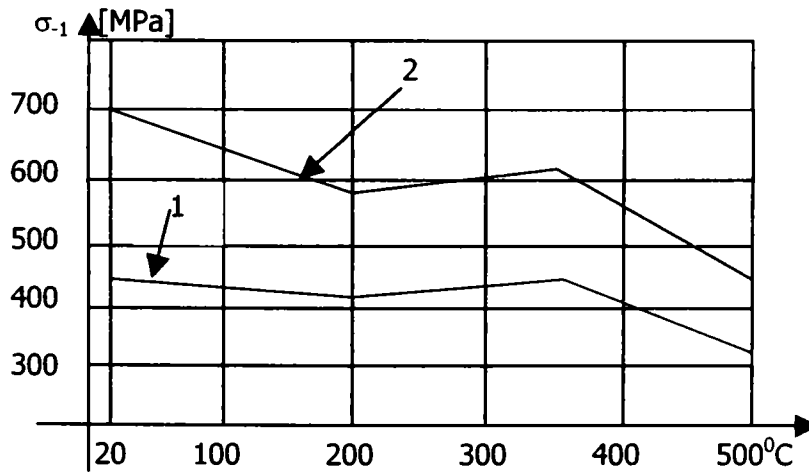


Figura 2.38. Influența nitrurării asupra limitei la oboseală pentru 40Cr10.

În figura 2.37. se prezintă influența mediului de nitrurare, a temperaturii și duratei de nitrurare asupra rezistenței la oboseală a unui oțel carbon, OLC 35 având rezistența la rupere  $\sigma_r = 570$  MPa. Se observă că în urma aplicării nitrurării rezistența la oboseală,  $\sigma_{-1}$ , poate chiar depăși rezistența mecanică a materialului de bază.

În figura 2.38. avem reprezentată variația limitei de oboseală cu temperatura de încercare pentru două stări ale oțelului aliat 40Cr10: 1 – starea îmbunătățită și 2 – starea nitrurată ionic. Se observă că limita de oboseală scade cu creșterea temperaturii de încercare datorită micșorării durității și a valorii tensiunilor reziduale, de compresiune, din strat.

### 2.3.3. Carbonitrurarea

Carbonitrurarea este un tratament termochimic de îmbogățire simultană cu carbon și azot a suprafeței pieselor din oțel sau fontă, [189].

Carbonitrurarea conduce la obținerea unor straturi superficiale ale pieselor cu maximum 0,9 %C și 0,4 %N, durității de peste 700 HV și grosimi de maxim 0,8 mm, miezul rămânând tenace datorită durității mai mici, cea inițială, caracteristici ce imprimă pieselor bune rezistențe la oboseală, la presiune de contact și la șocuri.

În funcție de mediul de tratament, carbonitrurarea se poate realiza în medii lichide sau în medii gazoase, iar în funcție de temperatura la care are loc încălzirea, carbonitrurarea se efectuează la temperaturi joase (temperaturi situate sub intervalul critic de transformare al oțelului), medii (temperaturi situate în jurul punctului  $A_{c1}$ ) sau înalte (temperaturi situate în domeniul de stabilitate al austenitei).

Carbonitrurarea se aplică și sculelor așchietoare la care se urmărește creșterea durității până la 1000...1100 HV, în vederea măririi capacității de așchiere și a durabilității lor prin creșterea rezistenței la uzare și a stabilității termice.

Structura stratului carbonitrat la temperaturi înalte nu diferă esențial de cea a stratului carburat, fiind posibilă apariția unui strat subțire (0,2...0,3 mm) de culoare deschisă, de carbonitrură, dispus la suprafață și a prezenței unor carbonitruiri incluse în masa perlitică a zonei de difuzie. Excesul de C și N crește rezistența la uzare dar și cantitatea de austenită reziduală ce determină o scădere a durității stratului.

Călirea și revenirea joasă aplicate ulterior carbonitrurării realizează o structură a stratului alcătuită din martensită și austenită reziduală. Austenita reziduală determină o scădere a durității stratului (figura 2.39.) și o micșorare a tensiunilor remanente, însă rezistența la uzură este mai mare cu 30...35 % datorită carbonitruirilor

Austenita reziduală face să scadă tensiunile de compresiune din strat și deci scade rezistența la oboseală, care poate fi însă îmbunătățită prin aplicarea unei ecruisări cu alică (figura 2.40.), de asemenea austenita reziduală poate fi diminuată prin aplicare unei căliri la frig.

În figura 2.40. se mai poate observa distribuția tensiunilor remanente în stratul carbonitrat, după călire și revenire joasă (curba 1) și în urma ecruisării (curba 2), al oțelului 40Cr10.

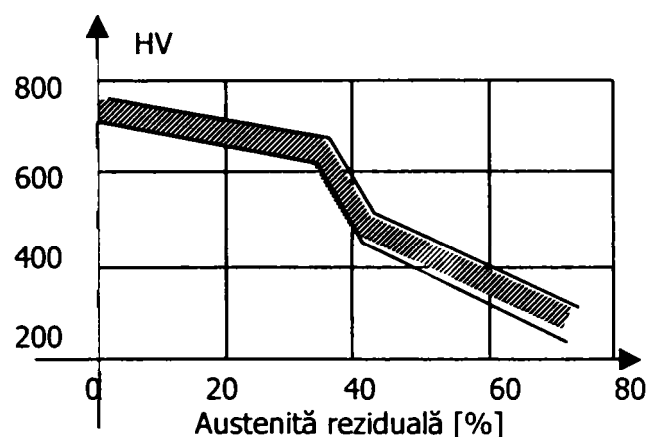


Figura 2.39. Influența ponderii austenitei reziduale asupra durității stratului carbonitrat



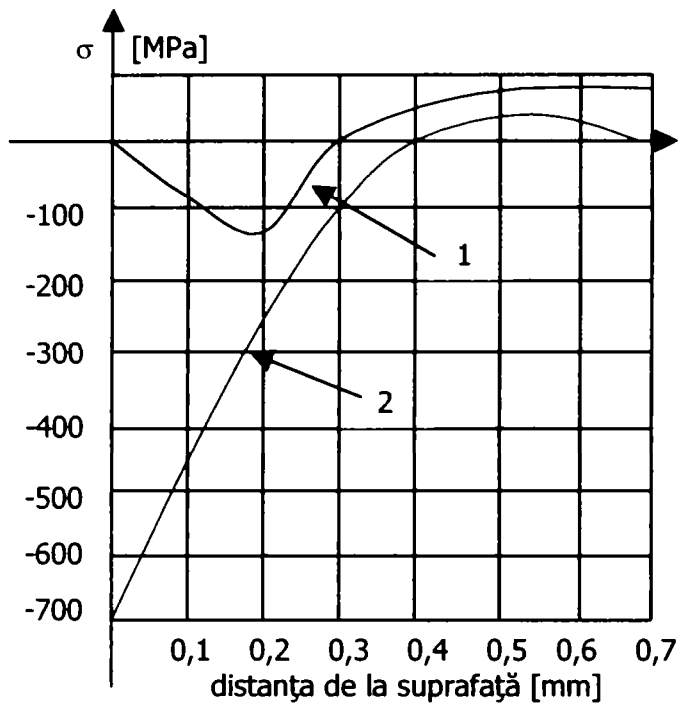


Figura 2.40. Distribuția tensiunilor remanente în stratul carbonitrat.

Temperatura de carbonitrare, durata și temperatura de revenire influențează valoarea și distribuția durității în stratul

În figura 2.41. și tabelul 2.4. este reprezentată distribuția durității HRC pe adâncimea de strat tratat pentru un oțel carbon OLC 20 carbonitrat la mai multe regimuri:

- 790 °C timp de 2,5 ore în mediu cu 5 %NH<sub>3</sub> (fig. 4.20.a);
- 790 °C timp de 2,5 ore în mediu cu 10 %NH<sub>3</sub> (fig. 4.20.b);
- 845 °C timp de 2,5 ore în mediu cu 5 %NH<sub>3</sub> (fig. 4.20.c);
- 845 °C timp de 2,5 ore în mediu cu 10 %NH<sub>3</sub> (fig. 4.20.d).

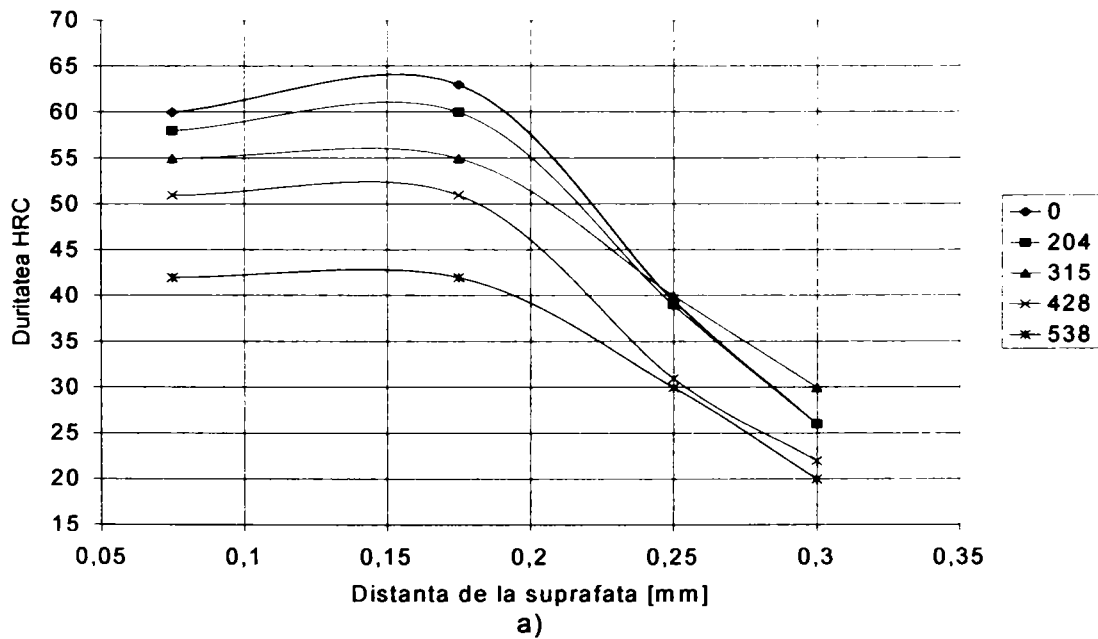
Tabelul 2.4.

Nr. crt.	NH <sub>3</sub> [%]	T <sub>carbonitrare</sub> [°C]	T <sub>revenire</sub> [°C]	Adâncimea [mm]	Duritatea [HRC]
0.	1.	2.	3.	4.	5.
1	5	790	-	0,075	60
2				0,175	63
3				0,25	39,5
4				0,30	26
5			204	0,075	58
6				0,175	60
7				0,25	39
8			315	0,30	26
9				0,075	55
10				0,175	55
11			428	0,25	40
12				0,30	30
13				0,075	51
14			538	0,175	51
15				0,25	31
16				0,30	22
17			-	0,075	42
18				0,175	42
19				0,25	30
20			10	0,30	20
21				0,075	55
22				0,175	63
23					

0.	1.	2.	3.	4.	5.	
24	10	790	-	0,30	35	
25			204	0,075	52	
26				0,175	61	
27				0,25	52	
28				0,30	30	
29				315	0,075	55
30			0,175		56	
31			0,25		55	
32			0,30		31	
33			428	0,075	48	
34				0,175	54	
35				0,25	52	
36				0,30	32	
37				538	0,075	42
38					0,175	48
39					0,25	45
40			0,30		31	
41			5	845	0,075	62
42					0,15	63
43					-	0,225
44	0,30	46				
45	0,375	30				
46	204	0,075				61
47		0,15				58
48		0,225			57	
49		0,30			47	
50	315	0,375			30	
51		0,075			56	
52		0,15			56	
53		0,225			50	
54		0,30			43	
55		0,375			30	
56		428			0,075	51
57	0,15				51	
58	0,225				48	
59	0,30				40	
60	10	845			0,375	30
61			538	0,075	47	
62				0,15	48	
63				0,225	44	
64				0,30	39	
65				0,375	30	
66			-	0,075	64	
67				0,15	64	
68				0,225	62	
69				0,30	56	
70				0,375	42	
71	204	0,075	62			

0.	1.	2.	3.	4.	5.
72	10	845	204	0,15	61
73				0,225	60
74				0,30	56
75				0,375	42
76			315	0,075	58
77				0,15	57
78				0,225	55
79				0,30	50
80			428	0,375	38
81				0,075	50
82				0,15	51
83				0,225	50
84			538	0,30	47
85				0,375	37
86				0,075	44
87				0,15	47
88			538	0,225	44
89				0,30	40
90				0,375	32

În figura 2.42. sunt reprezentate distribuția durtății HV pe adâncimea de strat carbonitrat la unele oțeluri carbon.



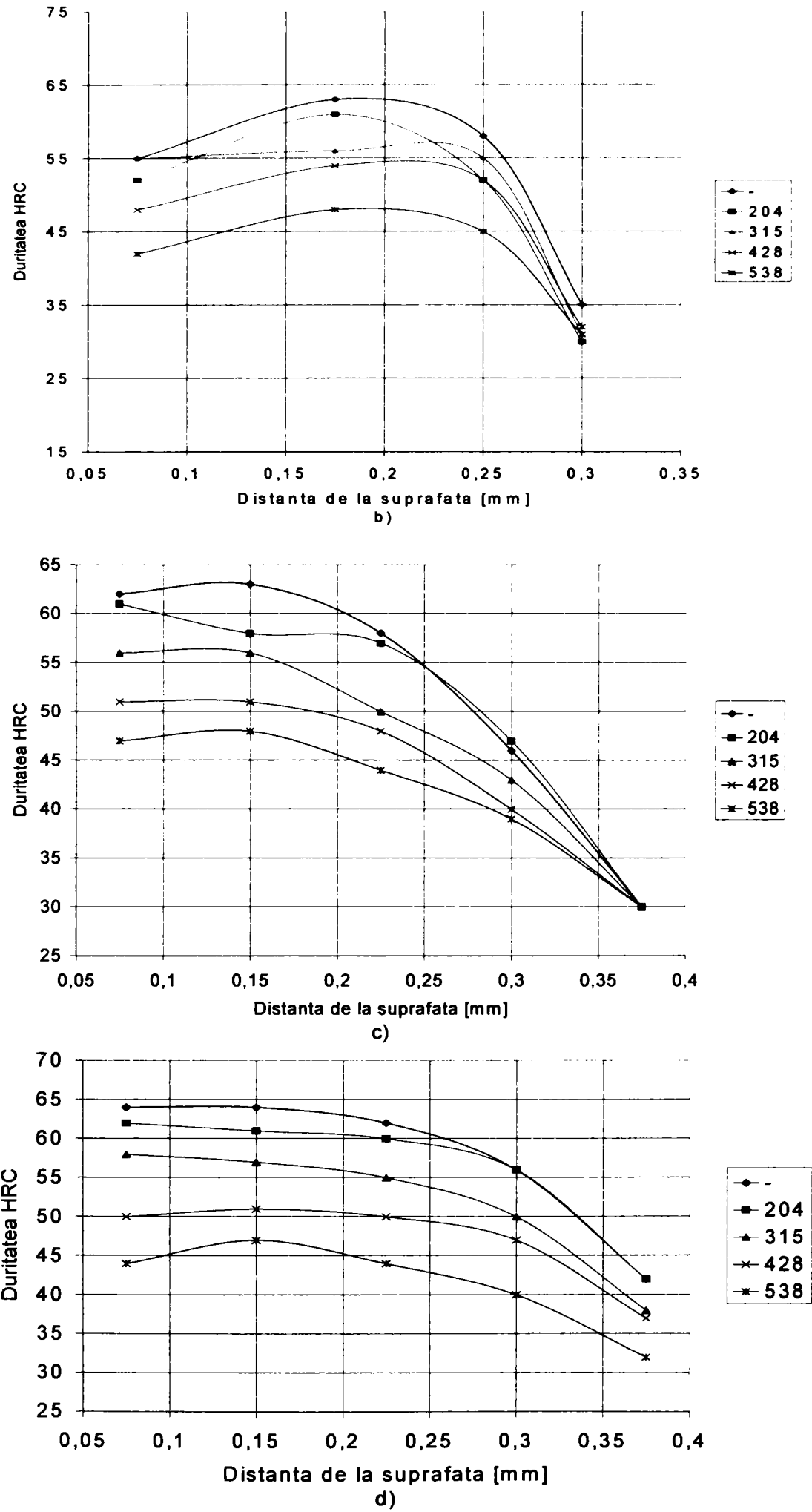


Figura 2.41. Influența regimului de carbonitrurare asupra durității stratului.

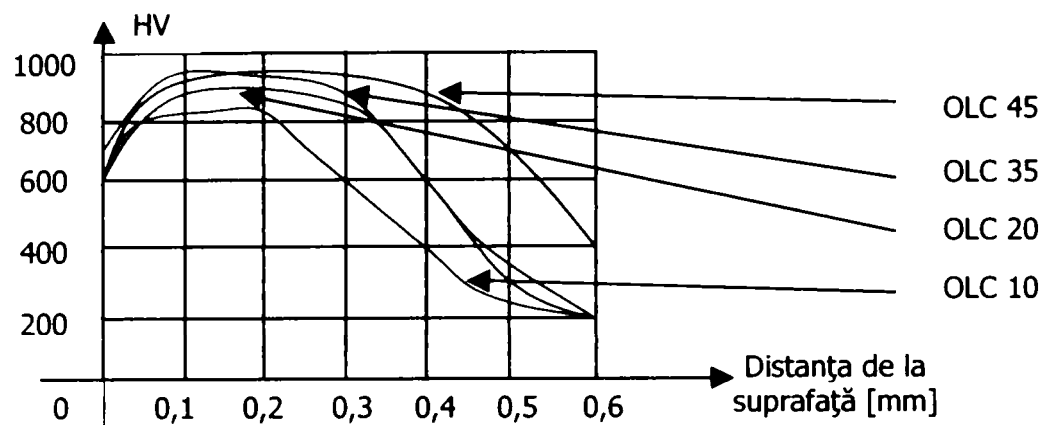
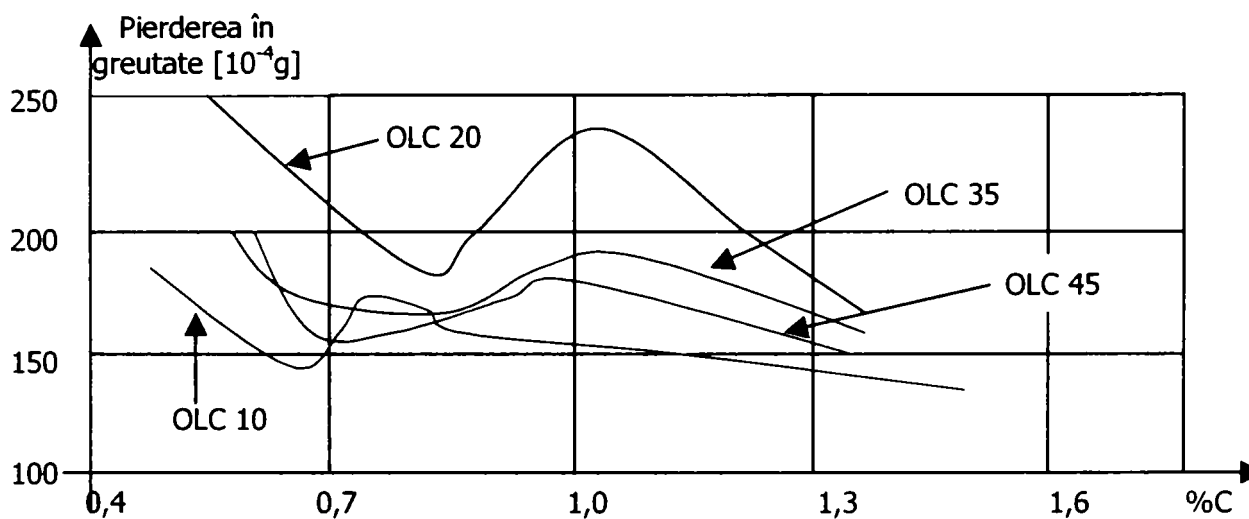
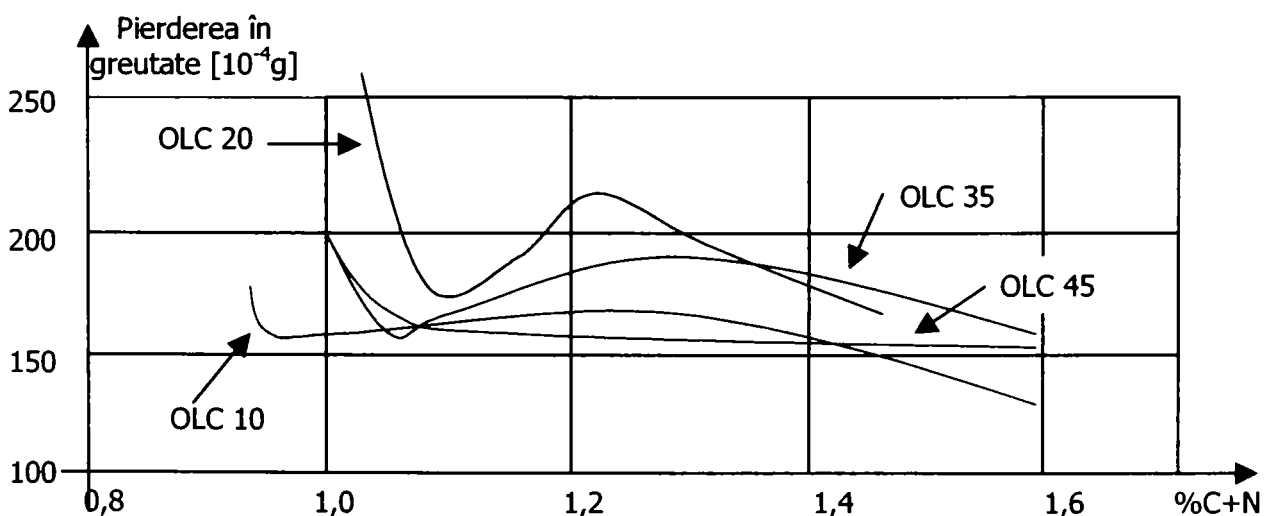


Figura 2.42. Variația durității în stratul carbonitratat.

Concentrația de carbon și azot din straturile superficiale ale pieselor carbonitrate influențează rezistența la uzură. Această dependență este prezentată pentru câteva oțeluri carbon, carbonitrate la 860°C și călite prin inducție, în figura 2.43.a (influența concentrației de C) și 2.43.b (influența concentrației de C+N).



a)



b)

Figura 2.43. Influența carburării și carbonitruării asupra uzurii pieselor.

### 2.3.4. Borurarea

Borurarea este tratamentul termochimic de îmbogățire cu bor a suprafețelor pieselor executate din oțeluri cu conținut redus sau mediu de carbon, în vederea durificării lor până la valori de 2000 HV, respectiv a creșterii rezistenței la uzare, în timp ce grosimea stratului borurat este mult mai redusă, 0,1...0,2 mm, în plus stratul borurat are o bună stabilitate la coroziune, [187].

Borurarea se poate efectua în medii gazoase, lichide, solide și în plasmă (borurare ionică).

În figura 2.44. este reprezentată comparativ variația durtății cu grosimea stratului pentru:

- 1 – 17MnCr10 – carburat;
- 2 – OLC 15 – carbonitrurat;
- 3 – OLC 45 – borurat.

Rezistența la oboseală este mărită datorită tensiunilor interne de compresune din stratul borurat.

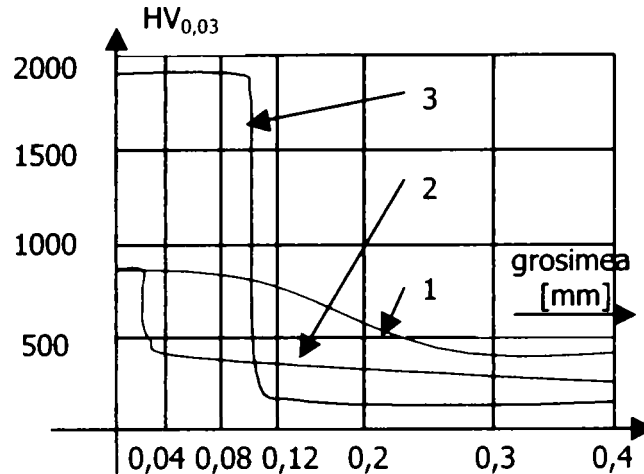


Figura 2.44. Comparatie între diferite tratamente termochimice și borurare în ce privește durtatea.

### 2.3.5. Sulfizarea și Sulfocarbonitrurarea

Sulfizarea este tratamentul termochimic de îmbogățire a stratului de suprafață a unei piese cu sulf, în vederea obținerii unui strat de grosime mică (0,3 mm) cu scopul de a crește rezistența la uzare și rezistența la oboseală de contact, [189].

Sulfocarbonitrurarea se aplică după călirea și revenirea pieselor și prezintă următoarele avantaje: crește considerabil rezistența la gripare a pieselor, se elimină posibilitățile de gripare a suprafețelor la frecarea semiuscată sau chiar uscată și în cazul în care piesele în contact funcționează într-un mediu cu temperatură înaltă, se mărește rezistența la oboseală, se micșorează durata de rodaj etc.

Parametrii tehnologici de bază ai tratamentului (temperatura, durata și mediul de tratament) influențează valoarea durtății și adâncimea tratată.

În figura 2.45. este reprezentată variația durtății cu adâncimea de tratament pentru un oțel carbon OLC 45 la diferite regimuri de sulfocarbonitrurare.

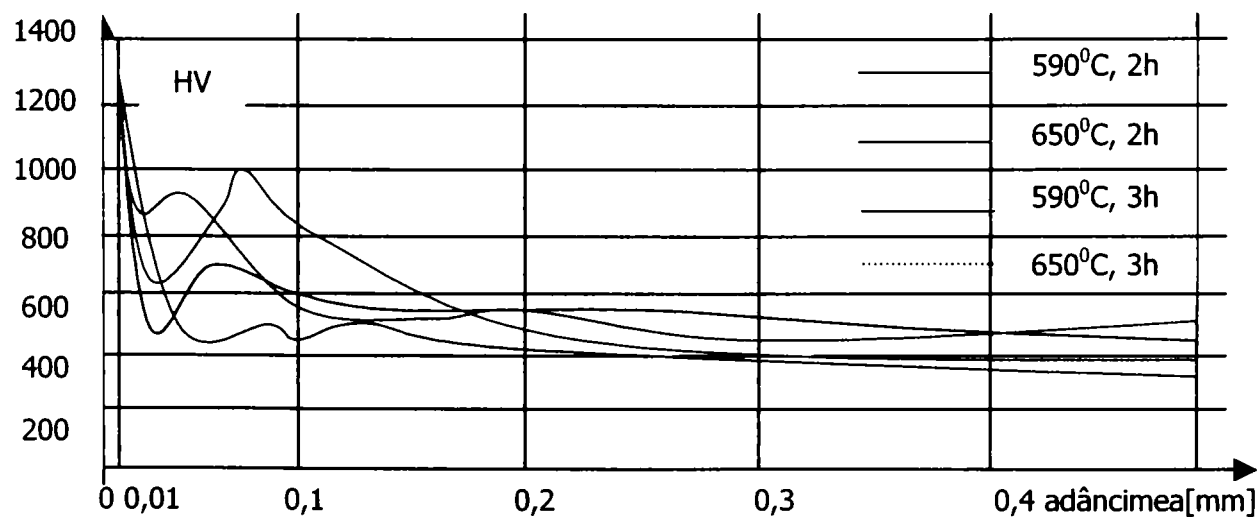


Figura 2.45. Influența parametrilor sulfocarbonitrurării asupra durtății stratului.

În figura 2.46. se prezintă curba Wohler pentru oțelul OLC 45 înainte (curba 1) și după sulfocarbonitrurare (curba 2).

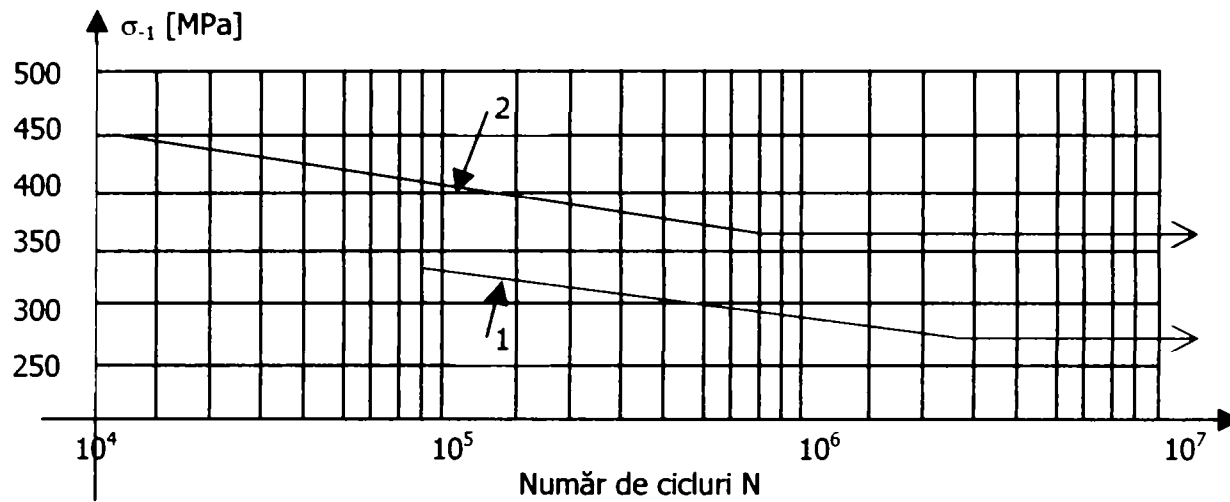


Figura 2.46. Influența sulfocarbonitrurării asupra limitei la oboseală.

#### 2.4. Influența tratamentelor mecanice de suprafață asupra caracteristicilor mecanice

Tratamentele mecanice de suprafață sunt procedee de deformare plastică a stratului superficial.

Ca procedee întâlnim:

- ecruisarea cu alice;
- ecruisare cu bile;
- roluirea etc.

În continuare se prezintă pe scurt influența ecruisării cu alice asupra unui element din oțel 4320 carburat și călit, [102] în ceea ce privește modificarea caracteristicilor mecanice.

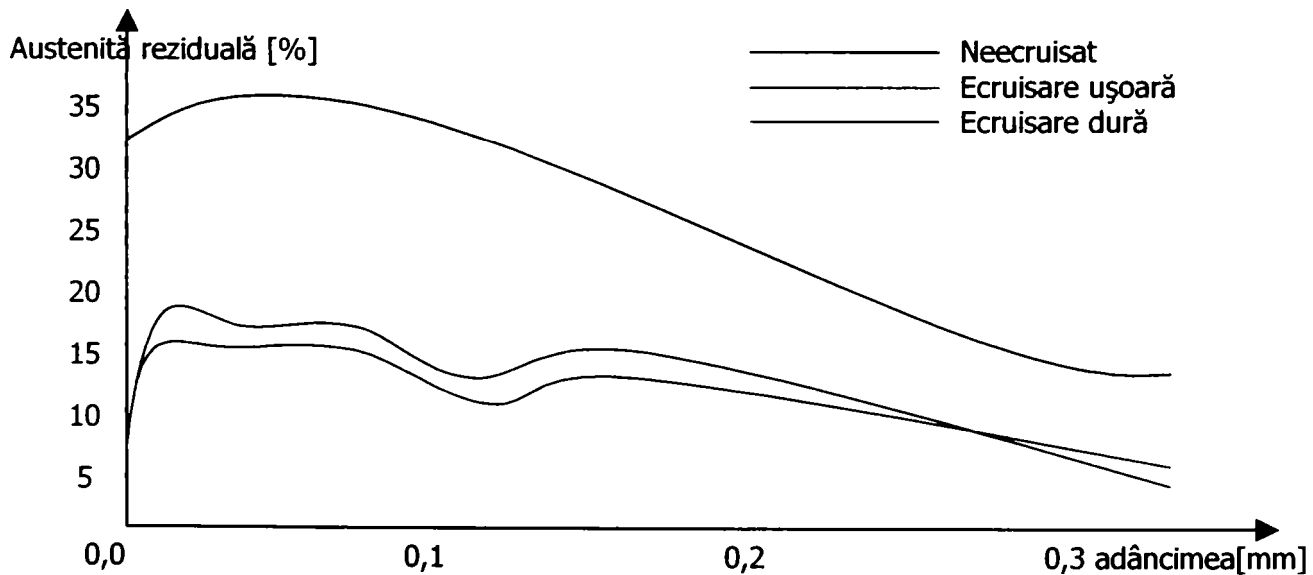


Figura 2.47. Variația ponderii de austenită reziduală cu intensitatea ecruisării.

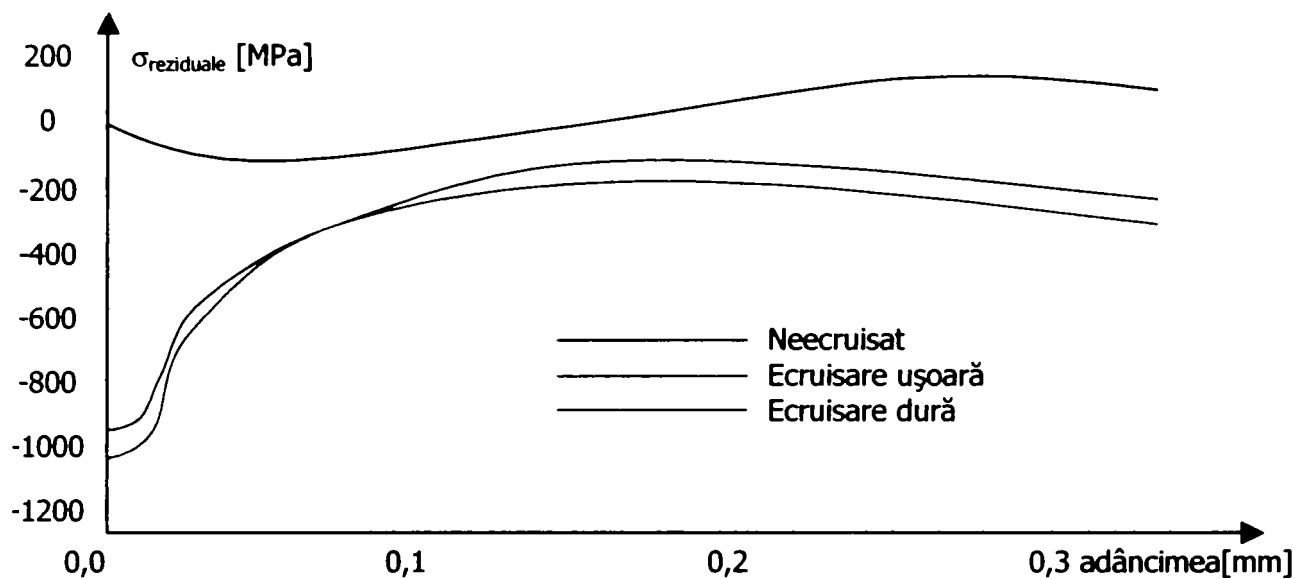


Figura 2.48. Distribuția tensiunilor reziduale cu intensitatea ecrisării.

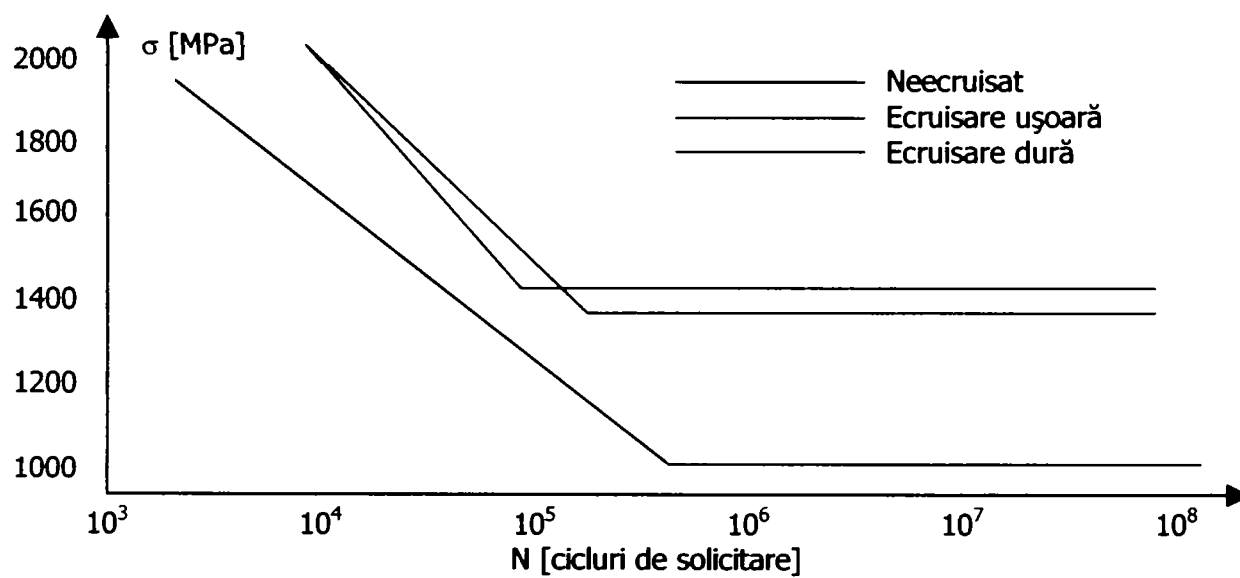


Figura 2.49. Influența intensității ecrisării asupra limitei la oboseală.



## CERCETĂRI TEORETICE PRIVIND INFLUENȚA TRATAMENTELOR DE SUPRAFAȚĂ ASUPRA STĂRII DE TENSIUNE ȘI DEFORMAȚIE LA SOLICITĂRI DINAMICE

### 3.1. Solicitări statice

#### 3.1.1. Starea de tensiune în piesele tratate superficial

Se va analiza în continuare influența tratamentelor de suprafață asupra stării de tensiune.

După cum s-a prezentat în capitolul precedent se observă că tratamentul de suprafață, fie el termic sau termochimic, induce în material, pe o anumită adâncime, o stare de tensiune remanentă, tensiune ce îmbunătățește rezistența la oboseală și rezistența la contact a piesei.

În figura 3.1. este prezentată schematic variația tensiunilor superficiale în material în urma tratamentului și funcție de tipul de tratament de suprafață.

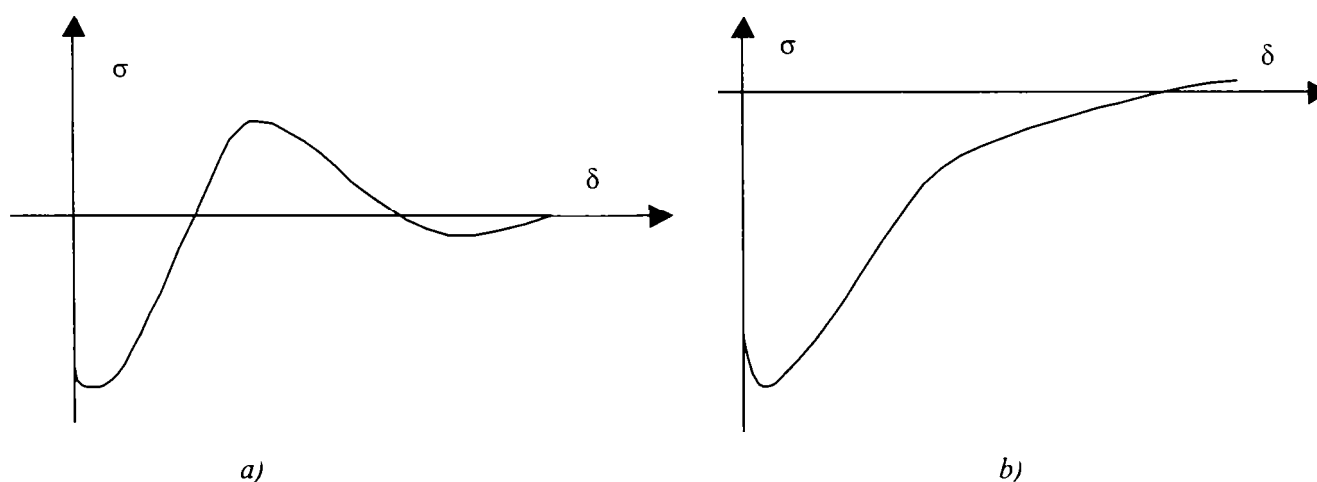


Figura 3.1. Model de variație a tensiunilor remanente.

În general tensiunile absolute maxime sunt cele de compresiune aflate în imediata vecinătate a suprafeței, acestea pot atinge valorii de până la 1000 MPa [122].

Considerăm în continuare o piesă solicitată la întindere pe direcția tensiunilor reziduale figura 3.2.

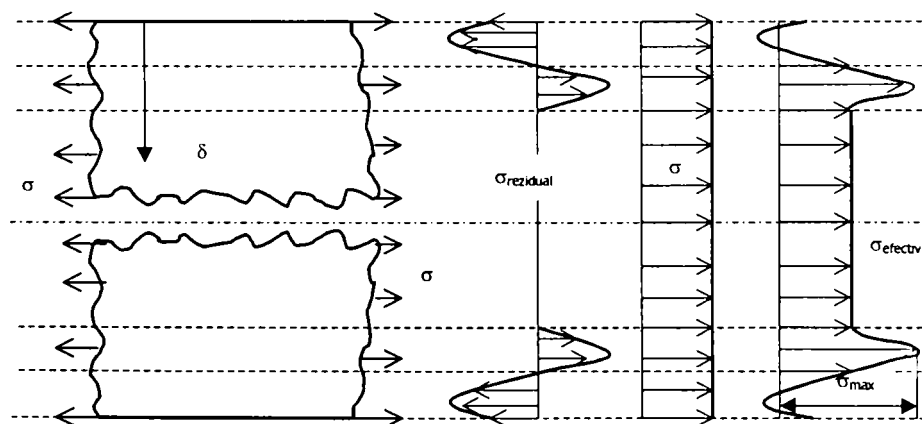


Figura 3.2. Epura tensiunilor în proba tratată superficial și solicitată la tracțiune.

Cazul tratat mai sus corespunde unei variații a tensiunilor reziduale ca în figura 3.1.a), corespunzătoare de obicei unui tratament termic de suprafață. Cazul prezentat în figura 3.1.b) corespunde, în generale, unui tratament termochimic.

În acest caz, figura 3.2., condiția de rezistență devine:

$$\sigma_{\max} \leq \sigma_{\text{admisibil}} \Leftrightarrow \sigma + (500 \dots 800 \text{MPa}) \leq \sigma_{\text{admisibil}} \quad (3.1.)$$

Se identifică apariția unei zone solicitată suplimentar.

În figura 3.3. este prezentată solicitarea la compresie, pe lungimea stratului tratat, a unei piese tratate termochimic.

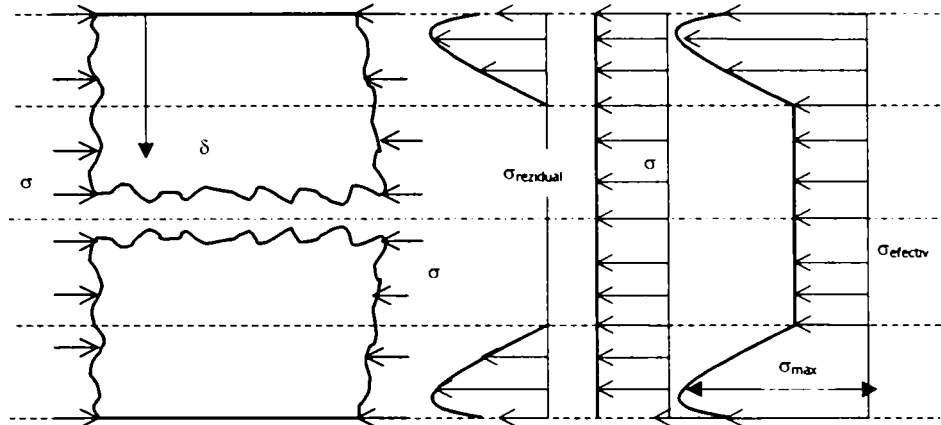


Figura 3.3. Epura tensiunilor în proba tratată superficial și solicitată la compresie.

Tensiunea maximă efectivă, și în acest caz, se atinge în stratul superficial, putând atinge valori cu 300...800 MPa mai mari [122].

Ca o concluzie, la solicitarea de întindere, putem afirma că deși valoarea maximă a tensiunii se atinge în stratul superficial al piesei, acest lucru nu determină obligatoriu apariția unei zone cu potențial ridicat în ceea ce privește nucleația unei fisuri, deoarece variația rezistenței la rupere precum și a limitei de curgere este dependentă de distanța de la suprafață și poate compensa acest fenomen.

În continuare se va analiza solicitarea la încovoiere perpendiculară pe direcția tensiunilor remanente, pentru o piesă tratată superficial.

În figura 3.4. este prezentată epura tensiunilor normale pentru o piesă, tratată termic la suprafață, solicitată la încovoiere.

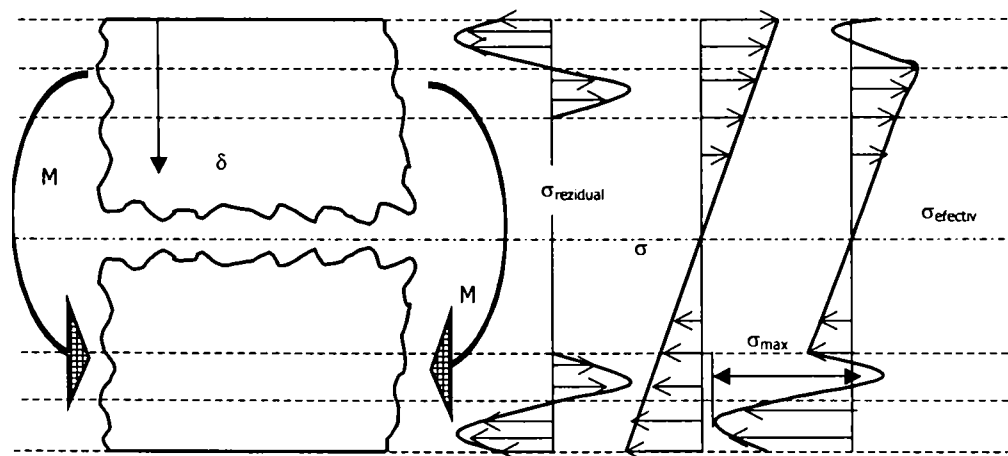


Figura 3.4. Epura tensiunilor în proba tratată superficial și solicitată la încovoiere.

Se observă că tensiunea maximă atinsă este de compresiune și se atinge în stratul superficial, la distanța de la suprafață unde tensiunea reziduală de compresiune are valoare maximă.

Orice altă solicitare, cazul stării plane de tensiune sau de deformație, determină valori maxime a tensiunilor principale, după cum s-a văzut și-n exemplele anterioare, în zona tratată superficial.

Fie cazul stării plane de tensiune, considerăm în acest caz că asupra unei piese tratate superficial acționează, pe lângă tensiunile remanente,  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  și  $\tau_{xy}$ .

Acceptăm că tensiunile reziduale acționează pe direcția x, atunci:

$$\sigma_x(\delta) = \sigma_x + \sigma_{\text{rezidual}}(\delta). \quad (3.2.)$$

În această situație tensiunile ce acționează într-o secțiune înclinată cu unghiul  $\alpha$  (figura 3.5.) sunt date de relațiile:

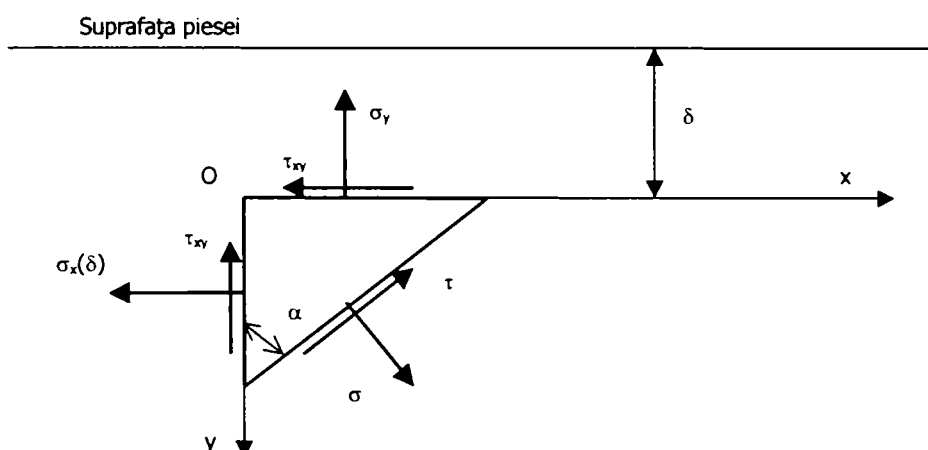


Figura 3.5. Starea plană de tensiune în proba tratată superficial.

$$\sigma = \frac{\sigma_x(\delta) + \sigma_y}{2} + \frac{\sigma_x(\delta) - \sigma_y}{2} \cdot \cos 2\alpha + \tau_{xy} \cdot \sin 2\alpha \quad (3.3.)$$

$$\tau = \frac{\sigma_x(\delta) - \sigma_y}{2} \cdot \sin 2\alpha - \tau_{xy} \cdot \cos 2\alpha. \quad (3.4.)$$

Înclinarea direcțiilor principale de solicitare este determinată de relația:

$$\operatorname{tg} 2\alpha_{1,2} = \frac{2\tau_{xy}}{\sigma_x(\delta) - \sigma_y}. \quad (3.5.)$$

Tensiunile principale sunt:

$$\sigma_{1,2} = \frac{\sigma_x(\delta) + \sigma_y}{2} \pm \frac{1}{2} \sqrt{(\sigma_x(\delta) - \sigma_y)^2 + 4\tau_{xy}^2}. \quad (3.6.)$$

Direcțiile după care tensiunile tangențiale au valori extreme sunt date de:

$$\operatorname{tg} 2\alpha_{3,4} = -\frac{\sigma_x(\delta) - \sigma_y}{2\tau_{xy}} \quad (3.7.)$$

Valoarea tensiunii tangențiale maxime, la aceeași adâncime, se obține la o înclinare de  $45^\circ$ , și are valoarea:

$$\tau_{\max} = \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_2) = \frac{1}{2}\sqrt{(\sigma_x(\delta) - \sigma_y)^2 + 4\tau_{xy}^2}. \quad (3.8.)$$

Se observă că valoarea și direcțiile tensiunilor principale sunt influențate de variația tensiunii reziduale.

Pe lângă cele prezentate, tensiunile remanente induc în material o energie potențială, energie de deformație ( $U$ ), variabilă pe adâncimea tratată.

Expresia energiei specifice de deformație ( $U_s$ ), raportul dintre energia de deformație și volumul piesei, este dată de relațiile:

- cazul nesolicitat:

$$U_s = \frac{\sigma_x^2(\delta)}{2E}; \quad (3.9.)$$

- cazul stării plane de tensiune:

$$U_s = \frac{1}{2E} \cdot (\sigma_x^2(\delta) + \sigma_y^2) - \frac{\nu}{E} \cdot \sigma_x \sigma_y + \frac{1}{2G} \cdot \tau_{xy}^2 \quad (3.10.)$$

$$\text{sau } U_s = \frac{1}{2E} \cdot (\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - 2\nu \cdot \sigma_1 \cdot \sigma_2); \quad (3.11.)$$

- cazul stării triaxiale de tensiune:

$$U_s = \frac{1}{2E} \cdot [\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2 - 2\nu(\sigma_1 \cdot \sigma_2 + \sigma_2 \cdot \sigma_3 + \sigma_3 \cdot \sigma_1)]. \quad (3.12.)$$

Energia înmagazinată, de tensiunile reziduale, contribuie la creșterea rezistenței la oboseală și la presiune de contact a pieselor tratate superficial.

### 3.1.2. Solicitări de contact

Se va analiza în continuare câteva aspecte privind solicitările la contactul corpurilor menționând faptul că tratamentele de suprafață conferă pieselor o mare rezistență și durabilitate la acest gen de solicitării.

Se va analiza starea de tensiune în semiplanul elastic încărcat pe frontieră [73].

#### 3.1.2.1. Încărcarea semiplanului elastic cu forță concentrată

În figura 3.6. este prezentat cazul încărcării semiplanului elastic cu o forță concentrată normală.

Pentru analiza stării de tensiune se utilizează funcții de tensiune, Airy, de forma:

$$F = A \cdot r \cdot \theta \cdot \sin \theta. \quad (3.13.)$$

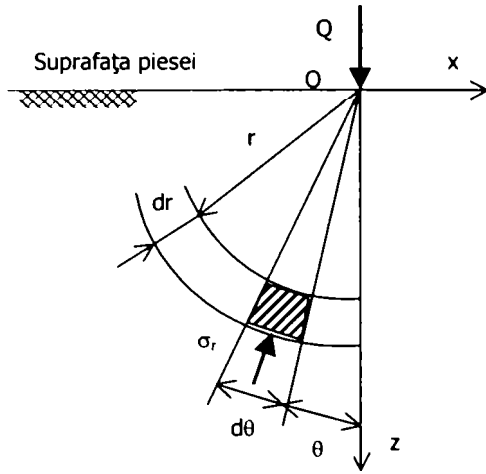


Figura 3.6. Încărcarea cu forță normală.

În acest caz expresiile tensiunilor în coordonate polare, dependente de funcția de tensiune sunt:

$$\sigma_r = -\frac{2Q}{\pi r} \cdot \cos \theta \quad (3.14.)$$

$$\sigma_\theta = \tau_{r\theta} \quad (3.15.)$$

Astfel tensiunile în planul xOz raportate la sistemul cartezian de coordonate, ignorând efectul tensiunilor reziduale, au expresiile:

$$\begin{aligned} \sigma_z &= -\frac{2Q}{\pi r} \cdot \cos^3 \theta \\ \sigma_x &= -\frac{2Q}{\pi r} \cdot \cos \theta \cdot \sin^2 \theta \\ \tau_{xz} &= -\frac{2Q}{\pi r} \cdot \sin \theta \cdot \cos^2 \theta \end{aligned} \quad (3.16.)$$

Dacă luăm în considerare și tensiunile reziduale ( $\sigma_x(z)$  – variabile cu adâncimea de tratament), și conform principiului suprapunerii efectelor  $\sigma_x$  devine:

$$\sigma_x = -\frac{2Q}{\pi r} \cdot \cos \theta \cdot \sin^2 \theta + \sigma_x(z). \quad (3.17.)$$

Analizăm în continuare încărcarea semiplanului elastic cu o forță concentrată tangențială (figura 3.7.).

În acest caz funcția de tensiune, Airy, are forma:

$$F = A \cdot r \cdot \theta \cdot \cos \theta. \quad (3.18.)$$

Astfel tensiunile în coordonate polare au relațiile:

$$\sigma_r = -\frac{2T}{\pi r} \cdot \sin \theta \quad (3.19.)$$

$$\sigma_\theta = \tau_{r\theta} = 0 \quad (3.20.)$$

Tensiunile în planul xOz au expresiile:

$$\begin{aligned} \sigma_z &= -\frac{2T}{\pi r} \cdot \sin \theta \cdot \cos^2 \theta \\ \sigma_x &= -\frac{2T}{\pi r} \cdot \sin^3 \theta \\ \tau_{xz} &= -\frac{2T}{\pi r} \cdot \sin^2 \theta \cdot \cos \theta \end{aligned} \quad (3.21.)$$

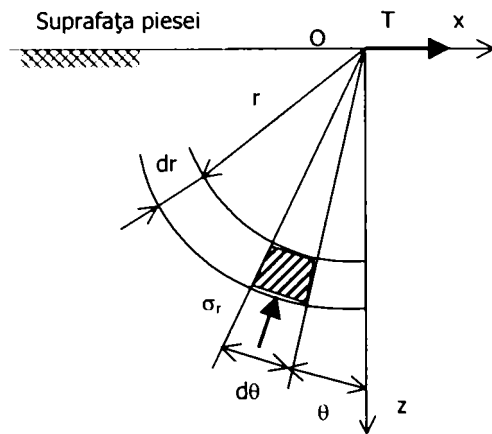


Figura 3.7. Încărcarea cu forță tangențială.

Ținând cont de tensiunile reziduale, avem:

$$\sigma_r = -\frac{2T}{\pi r} \cdot \sin^3 \theta + \sigma_r(z). \quad (3.22.)$$

Tensiunile principale pentru ambele situații prezentate, starea plană de tensiune, sunt:

$$\sigma_{1,2} = \frac{\sigma_x + \sigma_z}{2} \pm \frac{1}{2} \sqrt{(\sigma_x - \sigma_z)^2 + 4\tau_{xz}^2} \quad (3.23.)$$

Tensiunile echivalente, Tresca – Saint Venant, respectiv Von Mises, pentru starea plană de tensiune, sunt:

$$\begin{aligned} \sigma_{TSV} &= \sigma_1 - \sigma_2 \\ \sigma_{1,M} &= (\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \sigma_1 \cdot \sigma_2)^{\frac{1}{2}} \end{aligned} \quad (3.24.)$$

### 3.1.2.2. Considerații privind încărcarea semiplanului elastic cu forță distribuită

Deoarece contactului dintre doi dinți ai unui angrenaj cu roți dințate determină o încărcare similară, autorul a încercat să analizeze încărcarea semiplanului elastic cu forță semieliptic distribuită normal. În literatura de specialitate acest tip de încărcare se rezolvă prin încărcarea semiplanului elastic cu mai multe trepte (în general 3) de forțe uniform distribuite normal care ar simula încărcarea semieliptică. Metoda aproximează destul de bine încărcarea semieliptică, dar nu o rezolvă analitic.

Se va analiza în prima parte încărcarea cu forță uniformă pentru a putea puncta principalele diferențe dintre metodele de analiză a încărcării semieliptice precum și faptului că acest tip de încărcare se poate considera că apare între probă și reazemele mașinii de încercat.

În figura 3.8. se consideră încărcarea semiplanului elastic cu forță uniform distribuită normală.

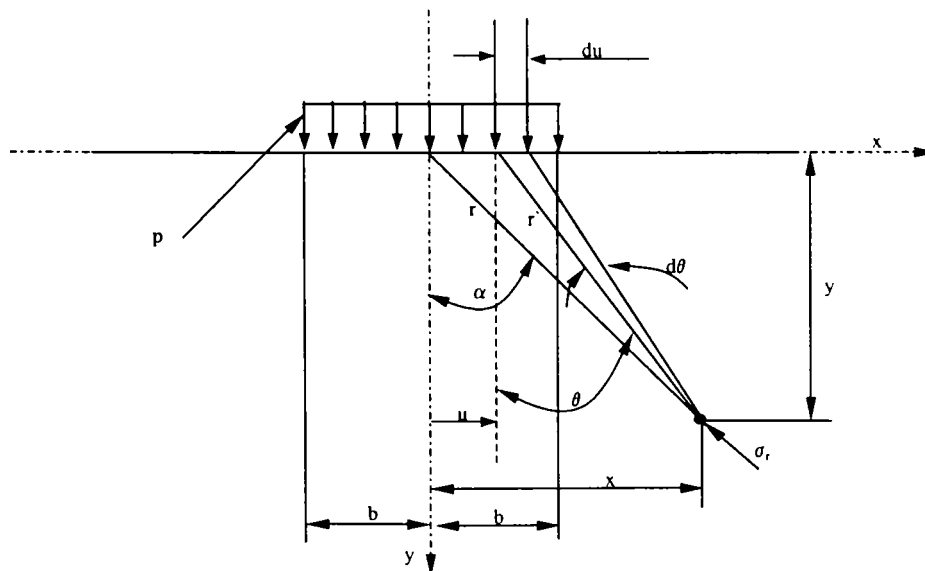


Figura 3.8. Schema încărcării cu forță uniform distribuită normală.

Cunoscând pentru încărcări cu forță concentrată normală  $Q$  relația tensiunii, și anume:

$$\sigma_r = -\frac{2Q \cos \theta}{\pi r}. \quad (3.25.)$$

Atunci dacă du este lungimea elementară și  $p \cdot du$  forța elementară avem:

$$d\sigma_r = -\frac{2p \cdot du}{\pi r'} \cdot \cos \theta. \quad (3.26.)$$

Din figură se observă:

$$\frac{\cos \theta}{r'} = \frac{y}{r'^2} = \frac{y}{y^2 + (x-u)^2} \quad (3.27.)$$

atunci:

$$\sigma_r = -\frac{2p \cdot y}{\pi} \cdot \int_{-b}^b \frac{du}{y^2 + (x-u)^2}. \quad (3.28.)$$

Prin integrare se obține valoarea tensiunii:

$$\sigma_r = -\frac{2p}{\pi} \cdot \operatorname{arctg} \left( \frac{2b \cdot y}{y^2 + (|x| - b)^2} \right). \quad (3.29.)$$

Dacă folosim următoarele relații de relativitate:

$$\begin{aligned} \sigma_0 &= \frac{\sigma_r}{p} \\ x_0 &= \frac{x}{b} \\ y_0 &= \frac{y}{b} \end{aligned} \quad (3.30.)$$

obținem o dependență relativă:

$$\sigma_0 = -\frac{2}{\pi} \cdot \operatorname{arctg} \left( \frac{2y_0}{y_0^2 + (|x_0| - 1)^2} \right). \quad (3.31.)$$

Pentru a avea variația în coordonate polare înlocuim:

$$\begin{aligned} x_0 &= r_0 \cdot \sin \alpha \\ y_0 &= r_0 \cdot \cos \alpha \end{aligned} \quad (3.32.)$$

și obținem:

$$\sigma_0 = -\frac{2}{\pi} \cdot \operatorname{arctg} \left( \frac{2r_0 \cdot \cos \alpha}{r_0^2 \cdot \cos^2 \alpha + (r_0 |\sin \alpha| - 1)^2} \right). \quad (3.33.)$$

În continuare sunt prezentate variațiile tensiunii în coordonate carteziene figura 3.9. și în coordonate polare figura 3.10.

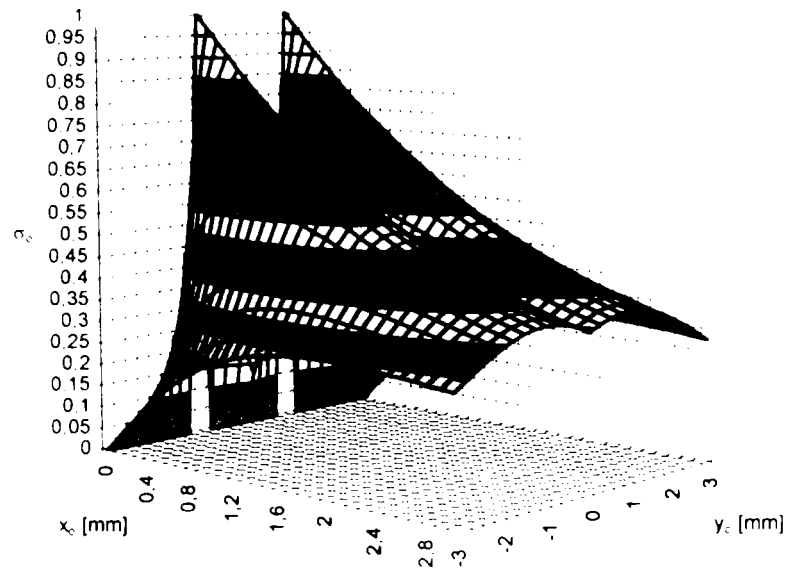


Figura 3.9. Variația tensiunii în coordonate carteziene.

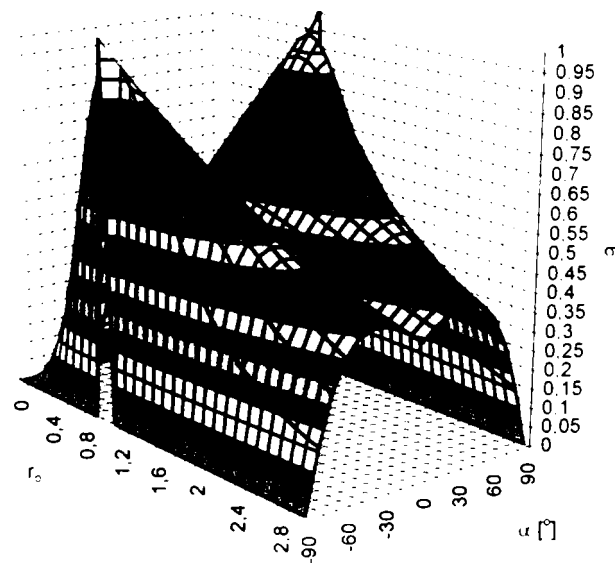


Figura 3.10. Variația tensiunii în coordonate polare.

În figura 3.11. sunt reprezentate epura tensiunilor în semiplanul elastic, epură dată de relația obținută din ecuația 3.31.:

$$x_0 = \pm \left( 1 + \sqrt{\frac{2y_0}{I g \frac{\pi \cdot \sigma_0}{2}} - y_0^2} \right) \quad (3.34.)$$

O primă observație la variația tensiunii în semiplanul elastic ar fi că valoarea maximă a tensiunii nu se obține în pata de contact ci pe un arc de cerc de rază egală cu  $r_0$ , unde:

$$r_0 = \frac{r}{b} \quad (3.35.)$$



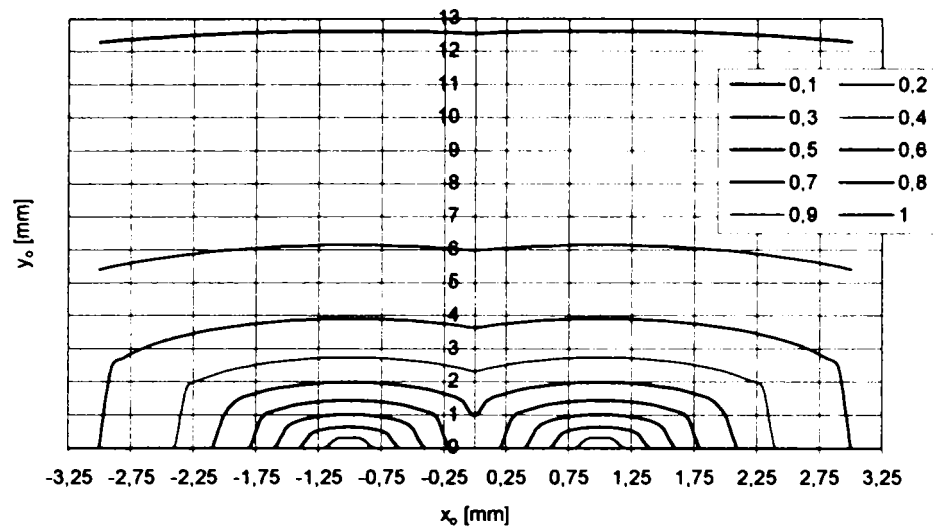


Figura 3.11. Epura tensiunilor în profunzimea petei de contact.

Această variație se observă mai bine dacă este reprezentată în plan astfel:

- Figura 3.12. - variația tensiunii cu  $y_0$  pentru diferite valori ale lui  $x_0$ ;
- Figura 3.13. - variația tensiunii cu  $x_0$  pentru diferite valori ale lui  $y_0$ ;
- Figura 3.14. - variația tensiunii cu  $r_0$  pentru diferite valori ale unghiului  $\alpha$ .

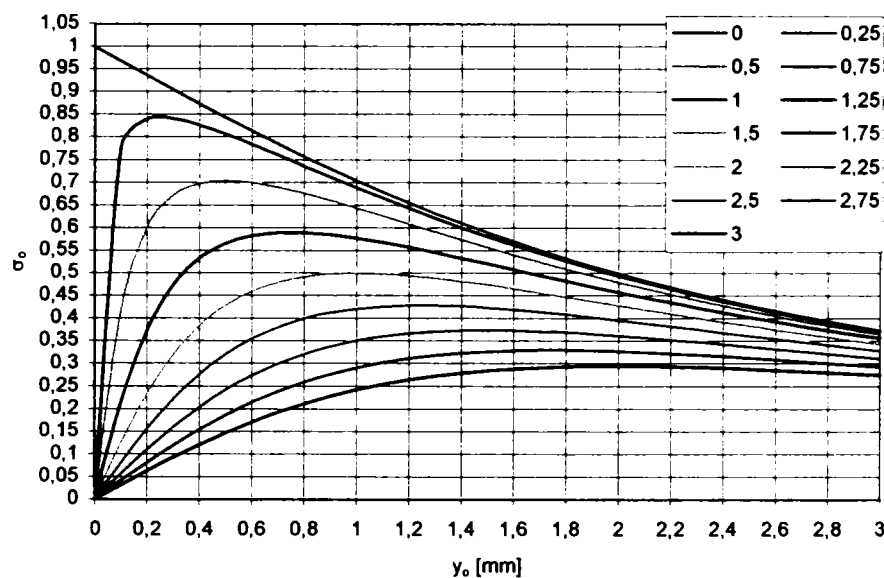


Figura 3.12. Linii de tensiune egală funcție de adâncime.

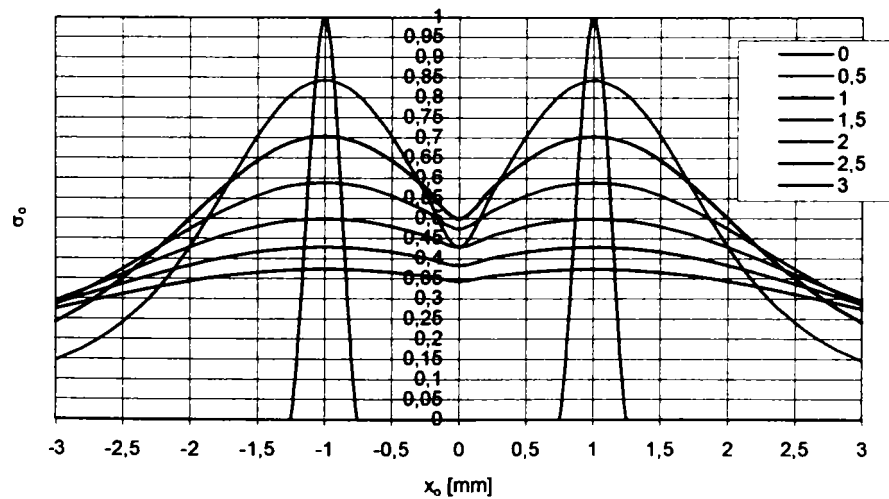


Figura 3.13. Linii de tensiune egală funcție de abscisa petei.

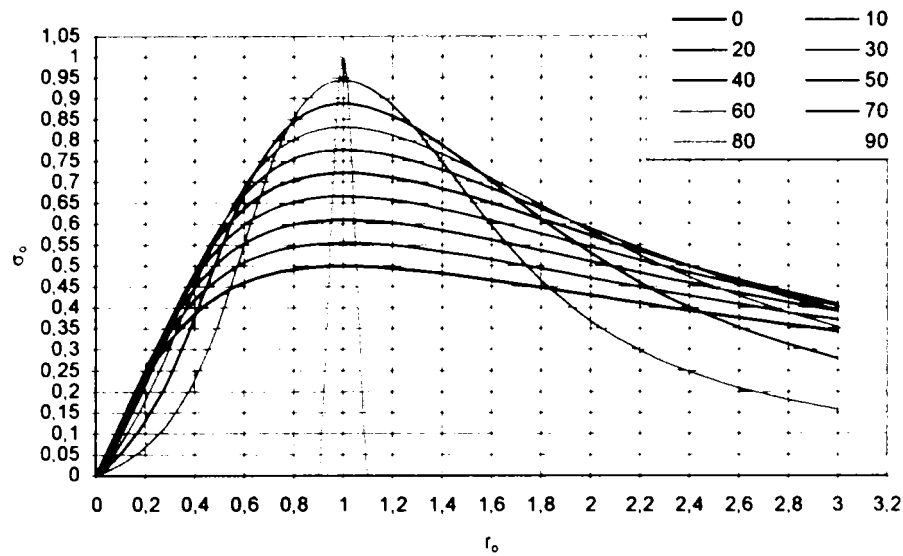


Figura 3.14. Linii de tensiune egală funcție de raza polară.

Concluziile analizei anterioare sunt:

- Utilizarea parametrilor relativi pentru a explicita contactul;
- Stabilirea analitică a variației tensiunii în profunzime;
- Stabilirea epurei tensiunii de valoare maximă.

În continuare se analizează încărcarea cu forță semieliptic distribuită normal.

În figura 3.15. se consideră semiplanul elastic încărcat cu forță semieliptic distribuită normală.

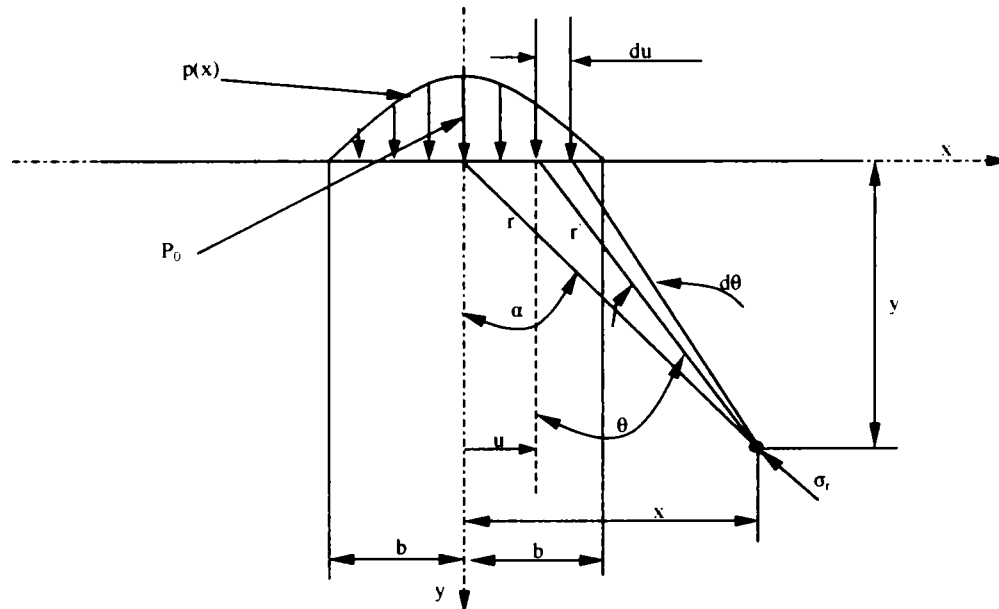


Figura 3.15. Schema încărcării cu forță semieliptic distribuită normal.

Plecând de la relația 3.25. obținem pentru tensiunea elementului du relația:

$$d\sigma_r = -\frac{2p(u) \cdot du}{\pi r} \cdot \cos\theta. \quad (3.36.)$$

Rezultă din relația 3.27.:

$$d\sigma_r = -\frac{2p(u) \cdot du}{\pi} \cdot \frac{y}{y^2 + (x-u)^2}. \quad (3.37.)$$

Dacă pentru  $p(u)$  avem expresia:

$$p(u) = p_0 \cdot \sqrt{1 - \frac{u^2}{b^2}} \quad (3.38.)$$

și forța echivalentă are valoarea:

$$Q = \int_{-b}^b \frac{1}{2} p du = \frac{\pi}{4} p_0 \cdot b \cdot l \quad (3.39.)$$

unde:  $l$  – lățimea semiplanului elastic.

Din relațiile 3.37., 3.38. și 3.39. se obține prin integrare relația pentru tensiune:

$$\sigma_r = -\frac{p_0}{\pi b} \cdot \int_{-b}^b y \cdot \frac{\sqrt{b^2 - u^2}}{y^2 + (x - u)^2} \cdot du. \quad (3.40.)$$

Rezolvarea acestei integrale a fost realizată cu ajutorul programului de calculator Maple. s-au obținut următoarele soluții:

$$\sigma_r = -\frac{p_0}{2b} \cdot \left( -2y \pm \sqrt{2} \sqrt{(y^2 + b^2 - x^2) \pm \sqrt{(y^2 + b^2 - x^2)^2 + 4x^2 y^2}} \right). \quad (3.41.)$$

Eliminând soluțiile aberante și folosind relațiile de relativitate 3.30., obținem:

$$\sigma_0 = -\frac{1}{2} \cdot \left( -2y_0 + \sqrt{2} \sqrt{(y_0^2 + 1 - x_0^2) + \sqrt{(y_0^2 + 1 - x_0^2)^2 + 4x_0^2 y_0^2}} \right). \quad (3.42.)$$

Pentru verificare s-a rezolvat integrala 3.40. în  $x = 0$ , integrală cu soluție unică și corespunde cu soluția generală.

$$\sigma_r(x=0) = -\frac{p_0}{b} \cdot \left( -y + \sqrt{(y^2 + b^2)} \right). \quad (3.43.)$$

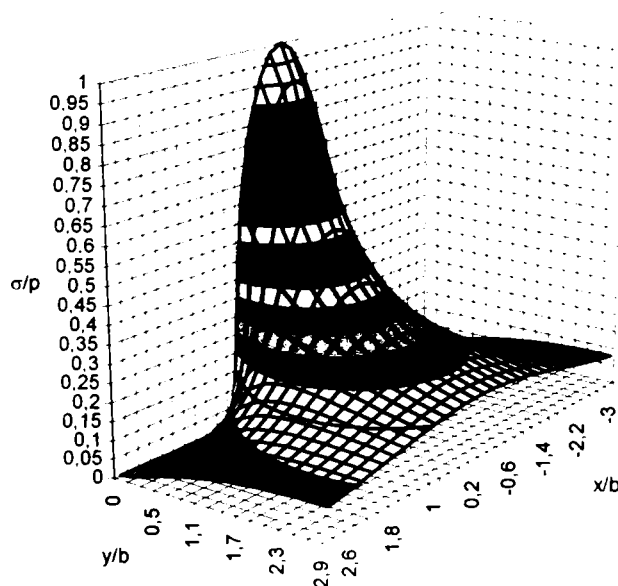


Figura 3.16. Epura tensiunii in zona de contact.

În figura 3.16. se prezintă variația tensiunii în pata de contact conform relației 3.42.

Dacă înlocuim în ecuația 3.42. relațiile 3.32. obținem variația tensiunii în pata de contact în coordonate polare:

$$\sigma_0 = -\frac{1}{2} \cdot \left( -2r_0 \cdot \cos \alpha + \sqrt{2} \sqrt{r_0^2 \cdot \cos^2 \alpha + 1 + \sqrt{(r_0^2 \cdot \cos^2 \alpha + 1)^2 + r_0^4 \cdot \sin^2(2\alpha)}} \right) \quad (3.44.)$$

În continuare sunt prezentate câteva variante de reprezentării a tensiunii și epurei acestei în pata de contact.

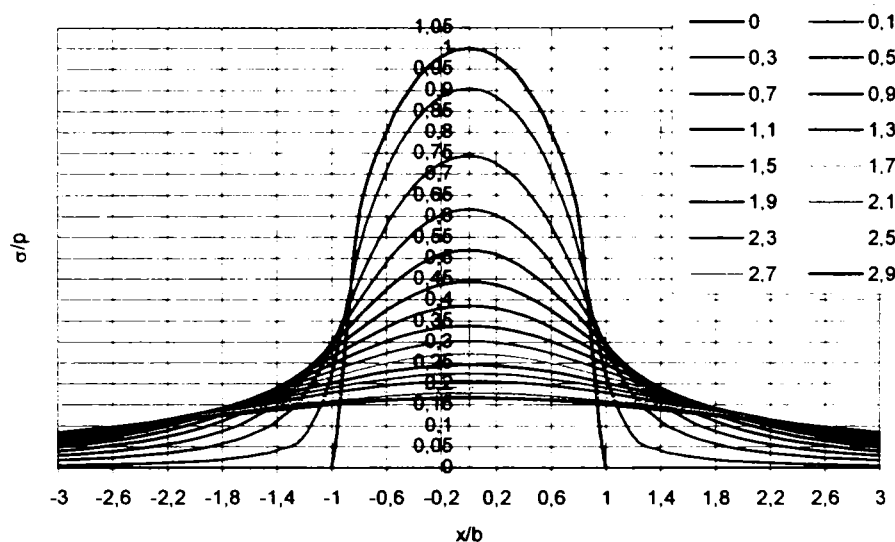


Figura 3.17. Variația tensiunii funcție de x pentru diferite adâncimii y

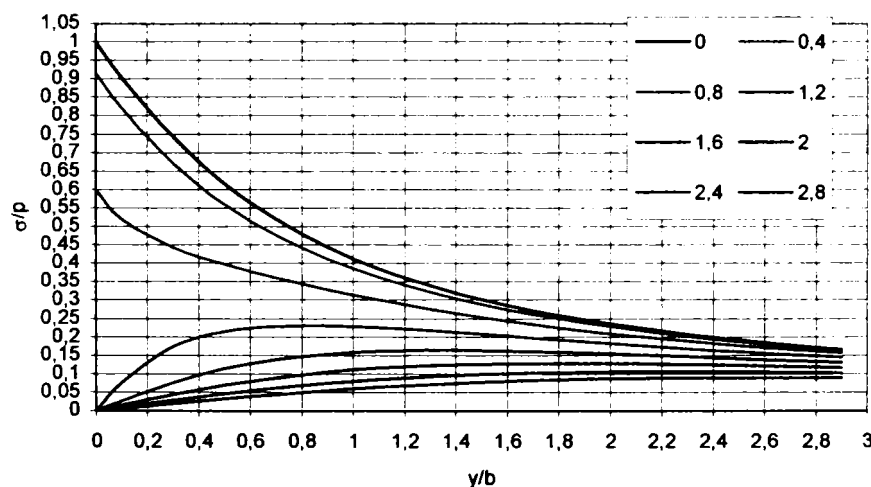


Figura 3.18. Variația tensiunii funcție de adâncime (y) pentru diferite abscise x

Prin rezolvarea ecuației 3.42. în  $x_0$  obținem relația:

$$x_0 = \pm \sqrt{\frac{-(\sigma_0^2 + 2\sigma_0 \cdot y_0 - 1) \cdot (\sigma_0 + y_0)}{2\sigma_0 \cdot (2y_0 + \sigma_0)}} \quad (3.45.)$$

Ecuatie ce exprimă liniile de egală tensiune din pata de contact, figura 3.19.

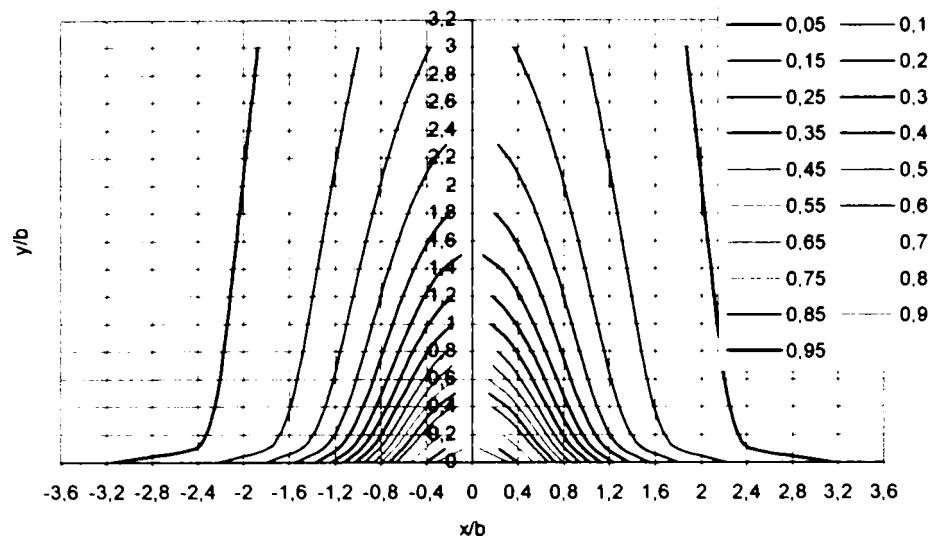


Figura 3.19. Liniile de egală tensiune, încărcarea cu forță semieliptic distribuită normal.

Se observă că:

$$\text{pentru } x_0 = 0 \Rightarrow y_0 = y_{0\max} = \frac{1 - \sigma_0^2}{2\sigma_0}. \quad (3.46.)$$

Dacă acceptăm ca limita la deformare elastică este:

$$\frac{\sigma}{p_0} = \sigma_0 \leq \sigma_{c0} = \frac{\sigma_c}{p_0}. \quad (3.47.)$$

Atunci putem exprima suprafața (volumul) ce suferă deformații plastice astfel:

$$S_0 = 2 \cdot \int_0^{\frac{1 - \sigma_{c0}^2}{2\sigma_{c0}}} \sqrt{\frac{-(\sigma_{c0}^2 + 2\sigma_{c0} \cdot y_0 - 1) \cdot (\sigma_{c0} + y_0)}{2\sigma_{c0} \cdot (2y_0 + \sigma_{c0})}} \cdot dy_0. \quad (3.48.)$$

Integrala a fost rezolvată de autor cu ajutorul programului Maple obținându-se următoarea soluție:

$$S_0 = \frac{0,23570226}{\sigma_{c0} \sqrt{\sigma_{c0}}} \cdot \left[ -\sigma_{c0}^2 \sqrt{1 - \sigma_{c0}^2} + \frac{0,707106781}{\sqrt{1 + \sigma_{c0}^2}} \cdot \left\{ \begin{aligned} &E_{II} \left( \sqrt{1 - \sigma_{c0}^2}, \frac{1}{\sqrt{1 + \sigma_{c0}^2}} \right) \cdot [1 - \sigma_{c0}^4] + \\ &+ E_I \left( \sqrt{1 - \sigma_{c0}^2}, \frac{1}{\sqrt{1 + \sigma_{c0}^2}} \right) \cdot [\sigma_{c0}^2 + \sigma_{c0}^4] \end{aligned} \right\} \right] \quad (3.49.)$$

unde:  $E_I$  și  $E_{II}$  sunt integralele eliptice incomplete de ordinul I și respectiv II și au relațiile:

$$E_I(\alpha, \beta) = \int_0^\alpha \frac{dt}{\sqrt{1-t^2} \cdot \sqrt{1-t^2 \cdot \beta^2}} \quad (3.50.)$$

$$E_{II}(\alpha, \beta) = \int_0^\alpha \frac{\sqrt{1-t^2 \cdot \beta^2}}{\sqrt{1-t^2}} \cdot dt$$

Analiza în continuare utilizând relația 3.49. este practic imposibilă, de aceea s-a apelat la rezolvarea numerică știindu-se că  $\sigma_{c0}$  variază între 0 și 1. Astfel se obține pe acest interval de interes, utilizând programul de corelare Table Curve, următoarea regresie:

$$S_0 = -0,38020383 + 0,406129834 \cdot \sigma_{c0}^{-1,4399614} \quad (3.51.)$$

De asemenea din figura 3.43. și relația 3.45. se observă că:

$$\text{pentru } y_0 = 0 \Rightarrow x_0 = x_{0\max} = \sqrt{\frac{1 - \sigma_0^2}{2\sigma_0}} \quad (3.52.)$$

Din relația 3.52. și 3.46. s-a notat expresia  $\lambda$  ca fiind o funcție de deformație (funcție de ecrusare):

$$\lambda = \frac{x_0}{y_0} = \frac{x}{y/b} = \sqrt{\frac{2\sigma_0}{1 - \sigma_0^2}} \quad (3.53.)$$

Din relația 3.53. obținem dependența tensiunii:

$$\frac{\sigma}{p_0} = \sigma_0 = \frac{\sqrt{1 + \lambda^4} - 1}{\lambda^2} \quad (3.54.)$$

În figura 3.20. se prezintă variația lui  $\lambda$  cu  $p_0$ , pentru cazul când apare deformare plastică. Se observă că  $\lambda \rightarrow \infty$  pentru  $p_0 \rightarrow \sigma_c$  și  $\lambda \rightarrow 0$  pentru  $p_0 \rightarrow \infty$ .

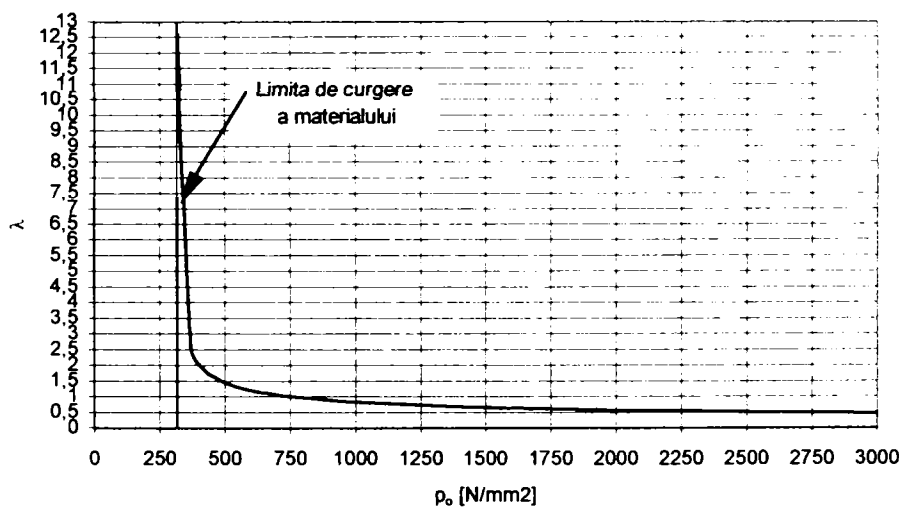


Figura 3.20. Variația funcției de ecrusare cu gradientul încărcării.

Dacă rezolvăm acum ecuația 3.45. în coordonate reale, avem:

$$x = \pm b \cdot \sqrt{\frac{-(\sigma_0^2 + 2\sigma_0 \cdot y/b - 1) \cdot (\sigma_0 + y/b)}{2\sigma_0 \cdot (2y/b + \sigma_0)}} \quad (3.55.)$$

în acest caz:  $y = 0 \dots b \cdot \frac{1 - \sigma_0^2}{2\sigma_0}$ .

Astfel suprafața (volumul) reală deformată devine:

$$S = 2b \cdot \int_0^{b \cdot \frac{1 - \sigma_0^2}{2\sigma_0}} \sqrt{\frac{-(\sigma_{c0}^2 + 2\sigma_{c0} \cdot y/b - 1) \cdot (\sigma_{c0} + y/b)}{2\sigma_{c0} \cdot (2y/b + \sigma_{c0})}} \cdot dy \quad (3.56.)$$

făcând schimbarea de variabilă:  $z = \frac{y}{b}$  rezultă:

$$S = b^2 \cdot S_0. \quad (3.57.)$$

Rezultă că suprafața (volumul) deformată plastic la contactul analizat este direct dependentă de pătratul lui  $b$  – semiaxa forței distribuite și  $S_0$  – suprafața (volum) elementară.

În continuare se va analiza în baza relațiilor 3.42. și 3.44. starea de tensiune și deformație din pată, și în baza criteriilor de plasticitate se va verifica condiția 3.47.

Admițând o stare plană de tensiune tensiunile și deformațiile în sistemul cartezian sunt:

$$\begin{aligned} \sigma_x &= \sigma_r \cdot \sin^2 \alpha & \varepsilon_x &= \frac{1}{E} [\sigma_x - \nu \cdot \sigma_y] \\ \sigma_y &= \sigma_r \cdot \cos^2 \alpha & \varepsilon_y &= \frac{1}{E} [\sigma_y - \nu \cdot \sigma_x] \\ \tau_{xy} &= \frac{\sigma_r}{2} \cdot \sin 2\alpha & \gamma_{xy} &= \frac{\tau_{xy}}{G} \end{aligned} \quad (3.58.)$$

Tensiunea echivalentă Von Mises va fi:

$$\sigma_{VM} = \frac{1}{2} \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 6\tau_{xy}^2} = \frac{\sigma_r}{2\sqrt{2}} \sqrt{2\cos^4(2\alpha) - 3\cos^2(2\alpha) + 3}. \quad (3.59.)$$

Dacă acceptăm că și deformația în sine este exprimată de o funcție de ecrusare reală, atunci:

$$\lambda' = \frac{x_{deformat}}{y_{deformat}} = \frac{\varepsilon_x \cdot x(\alpha = 0, x = x_{max}, y = 0)}{\varepsilon_y \cdot y(\alpha = \pi/2, x = 0, y = y_{max})} = \lambda \cdot \frac{\varepsilon_x(\alpha = 0, x = x_{max}, y = 0)}{\varepsilon_y(\alpha = \pi/2, x = 0, y = y_{max})} \quad (3.60.)$$

Rezolvând ecuația 3.60. obținem:

$$\lambda' = \frac{\lambda^2 \cdot \sqrt{\lambda^2 - 1}}{\sqrt{1 + \lambda^4 - 1}}. \quad (3.61.)$$

Pentru rezolvarea în  $\lambda$  a ecuației s-a recurs la analiza numerică și corelarea datelor, realizată în Maple și Table Curve:

$$\lambda = \begin{cases} \frac{0,999955852 - 0,75476097\lambda' + 0,373869651\lambda'^2 - 0,01175026\lambda'^3 - 0,08753454\lambda'^4 + 0,068942173\lambda'^5}{1 - 0,76618074\lambda' + 0,36970971\lambda'^2 - 0,14528798\lambda'^3 + 0,073744543\lambda'^4 - 0,00015654\lambda'^5} \\ R^2 = 0,9999999847 \quad \text{pentru } \lambda' \in [0,10] \\ \lambda' \quad \text{pentru } \lambda' > 10 \quad \text{cu eroarea relativă } \varepsilon_{\max} = 0,5\% \end{cases} \quad (3.62)$$

Se prezintă în continuare în baza relațiilor 3.58. și 3.59. dependențele tensiunilor și deformațiilor în pata de contact.

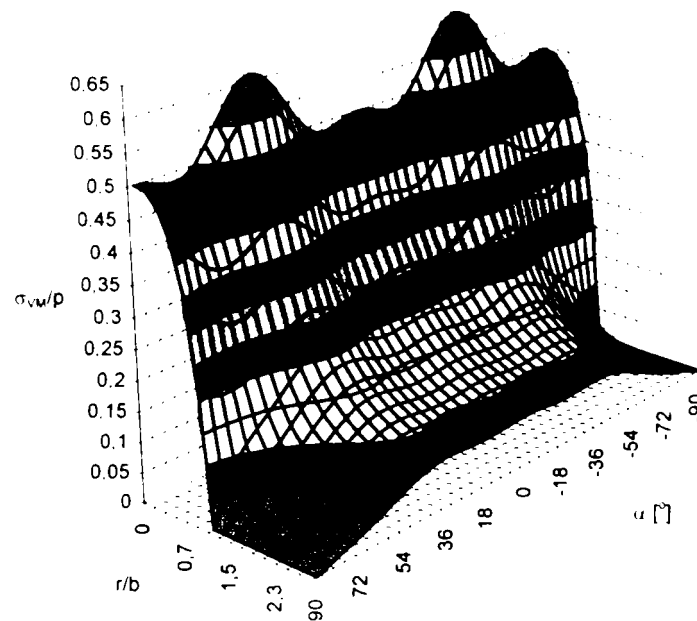


Figura 3.21. Variația tensiunii echivalente Von Mises.

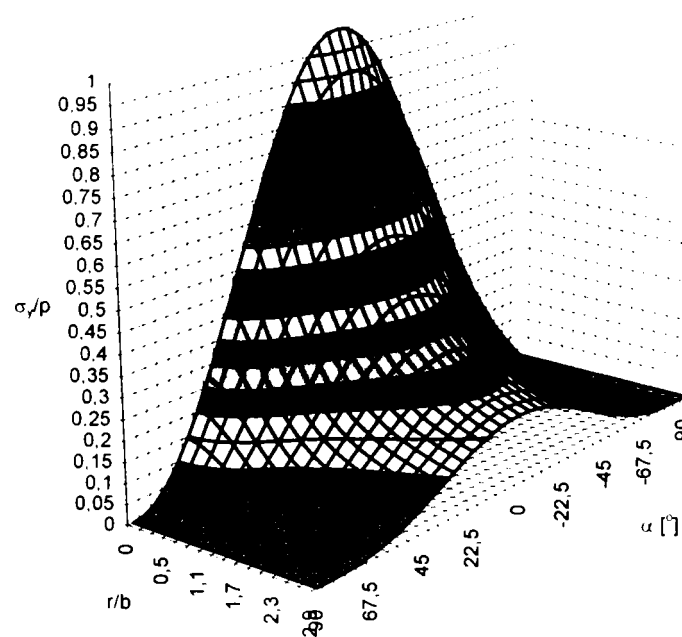


Figura 3.22. Variația tensiunii  $\sigma_x$ .



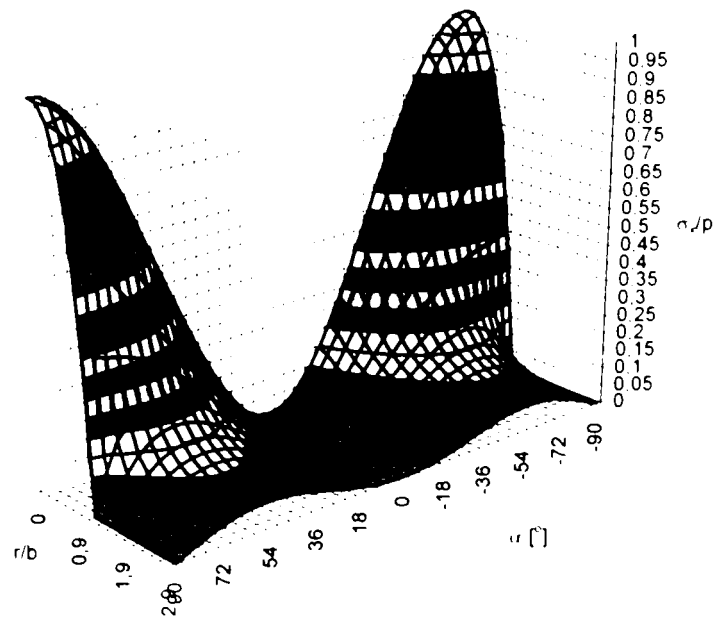


Figura 3.23. Variația tensiunii  $\sigma_x$

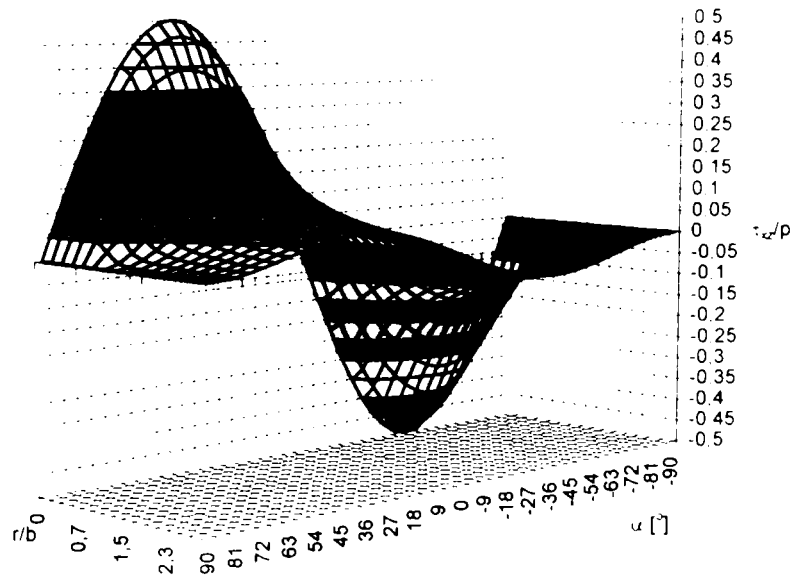


Figura 3.24. Variația tensiunii  $\tau_{xy}$

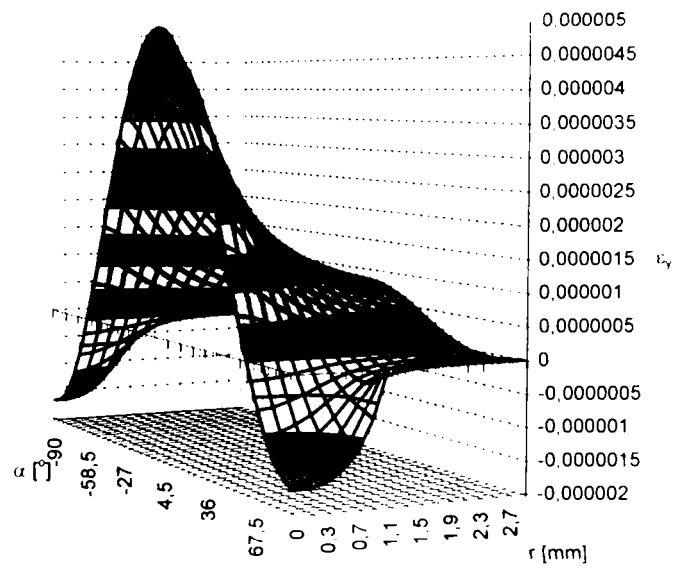


Figura 3.25. Deformația  $\epsilon_y$

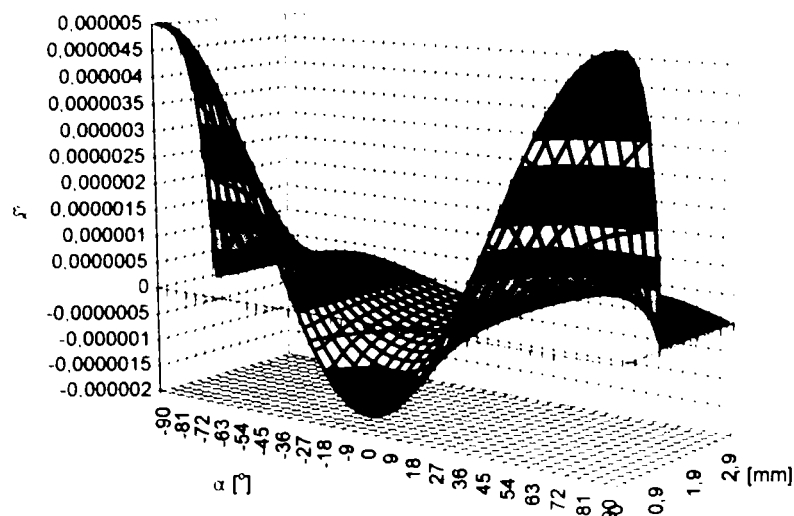


Figura 3.26. Deformația  $\varepsilon_z$ .

Acceptând acum criteriul de plasticitate Saint Venant:

$$\tau_{\max} = \frac{\sigma_c}{2}. \quad (3.63.)$$

Din relațiile 3.42, 3.44 și 3.58 obținem, pentru criteriul Saint Venant, expresia:

$$\left( -2y_0 + \sqrt{2} \sqrt{y_0^2 - x_0^2 + 1 + \sqrt{(y_0^2 - x_0^2 + 1)^2 + 4x_0^2 y_0^2}} \right) \cdot \frac{x_0 y_0}{x_0^2 + y_0^2} = \sigma_{c0}. \quad (3.64.)$$

Dacă considerăm criteriul de plasticitate Huber – Hencky – Mises, avem:

$$\sigma_c = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 6\tau_{xz}^2}. \quad (3.65.)$$

Înlocuind obținem:

$$\sigma_{c0} = \frac{1}{4} \cdot \left( -2y_0 + \sqrt{2} \sqrt{(y_0^2 + 1 - x_0^2) + \sqrt{(y_0^2 + 1 - x_0^2)^2 + 4x_0^2 y_0^2}} \right) \sqrt{2 \left( \frac{y_0^2 - x_0^2}{y_0^2 + x_0^2} \right)^4 - 3 \left( \frac{y_0^2 - x_0^2}{y_0^2 + x_0^2} \right)^2 + 3} \quad (3.66.)$$

Ecuatiile 3.64. și 3.66. au fost rezolvate numeric pentru  $\sigma_{c0} = 0,25$  și  $\sigma_{c0} = 0,8$  obținându-se variațiile prezentate în figura 3.27.

Se observă din figura 3.27. și 3.19. că aplicând criteriul de plasticitate Huber – Hencky – Mises zona deformată plastic este asemănătoare zonei deformată dată de relația 3.47., acceptată în această lucrare.

De asemenea metoda analitică de rezolvare a încărcării semieliptice prezintă o epură a tensiunilor diferită față de analiza în trepte, analiză demonstrată de autor în [34], fapt ce elimină erorile de calcul induse de metoda în trepte. Sugestivă în această direcție este comparația dintre epura tensiunilor la încărcarea în trei trepte și metoda analitică propusă de autor, figura 3.28.

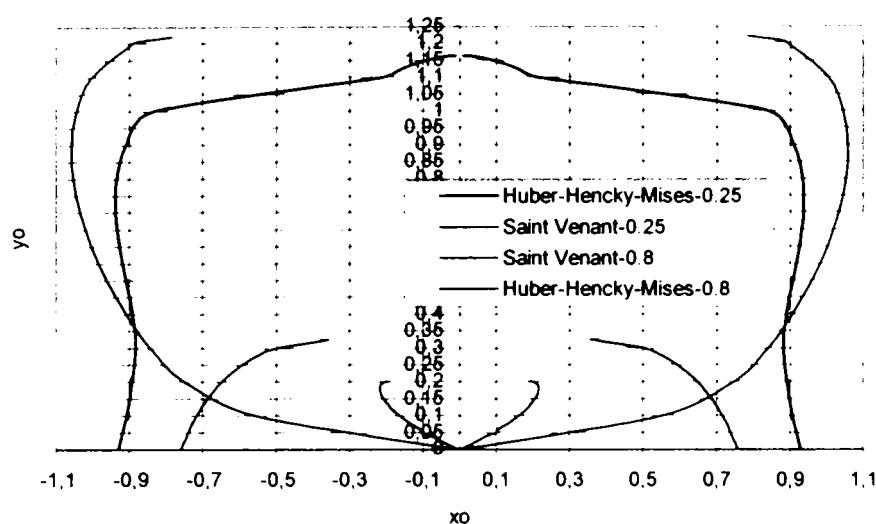


Figura 3.27. Epura zonei plastice.

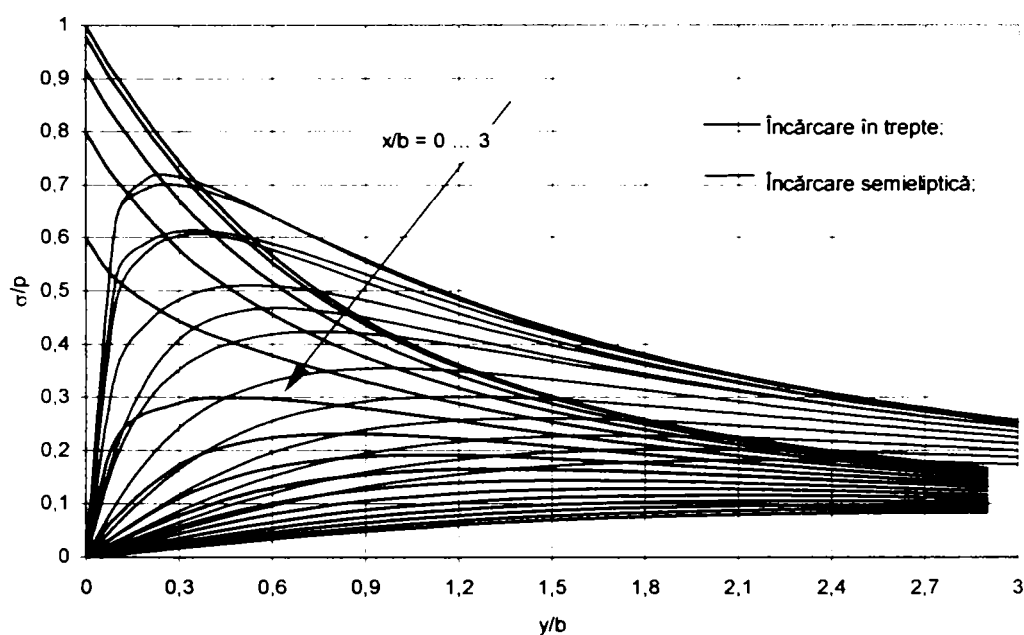


Figura 3.28. Analiză comparativă a stării de tensiune.

După cum s-a putut observa tensiunea de contact atinge valori maxime în stratul superficial adiacent petei de contact, tratamentul de suprafață induce în stratul superficial o tensiune reziduală de compresiune, acest fapt determină o depreciere a tensiunii datorită contactului propriu-zis deci o creștere a rezistenței la contact a pieselor tratate superficial.

### 3.1.3. Aplicații ale metodei elementelor finite

Principalul organ de lucru ce poate fi solicitat accidental sau în regimul normal de funcționare al său la solicitări prin șoc și suferă tratamente de suprafață, în vederea îmbunătățirii uzurii de contact, este roata dințată.

În acest caz s-a considerat de bun augur analiza cu element finit a unei asemenea solicitări. Astfel s-a realizat în primă fază analiza solicitării unui segment de roată dințată, de modul 30, realizată din oțel, utilizând programul CosmosM și analiza 3D a unui pinion realizat utilizând programul SolidEdge și analizat în programul Algor.

În continuare se prezintă analiza în CosmosM.

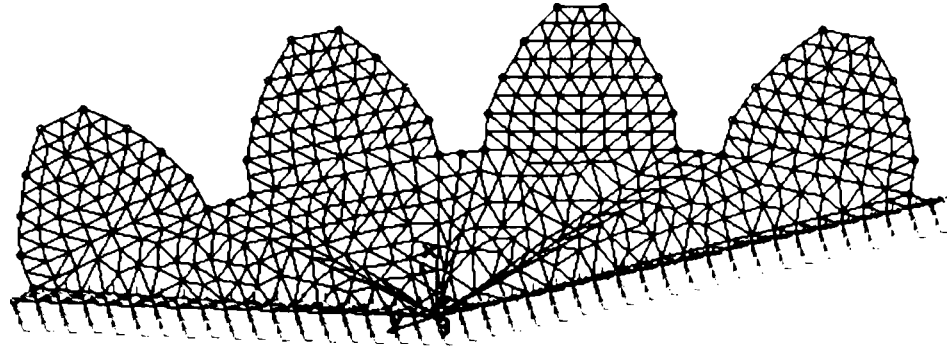


Figura 3.29. Discretizarea și încărcarea sectorului dințat.

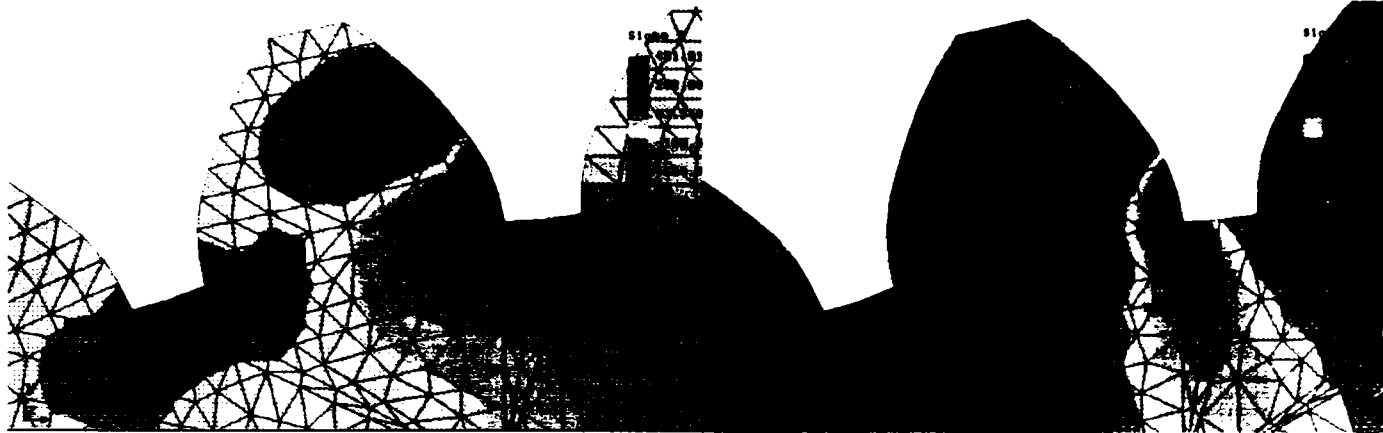


Figura 3.30. Variația tensiunii  $\sigma_x$

Figura 3.31. Variația tensiunii  $\sigma_y$

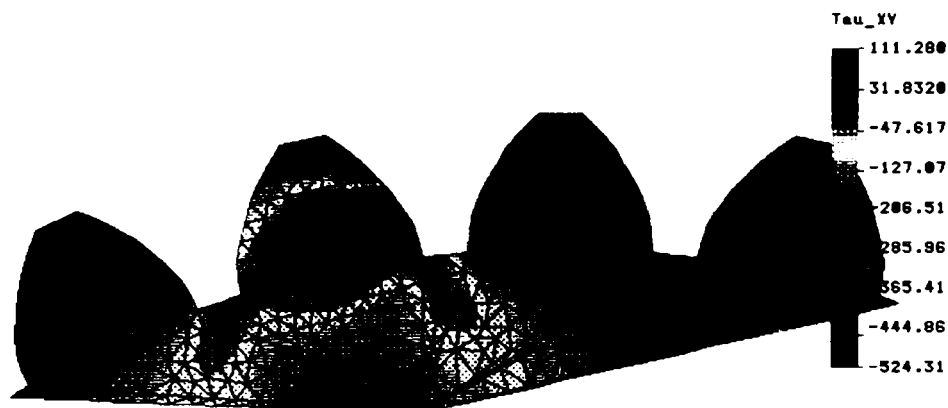


Figura 3.32. Variația tensiunii tangențiale  $\tau_{xy}$

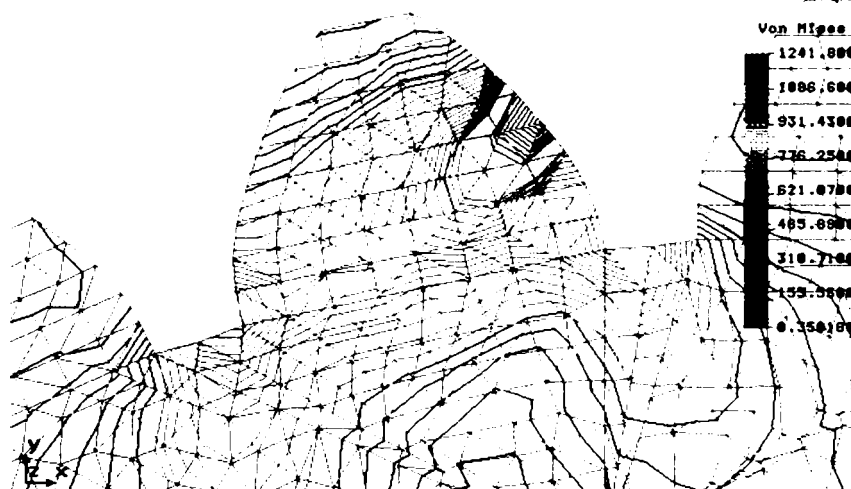


Figura 3.33. Variația tensiunilor Von Mises.

Analiza în Algor prezintă următoarele rezultate.

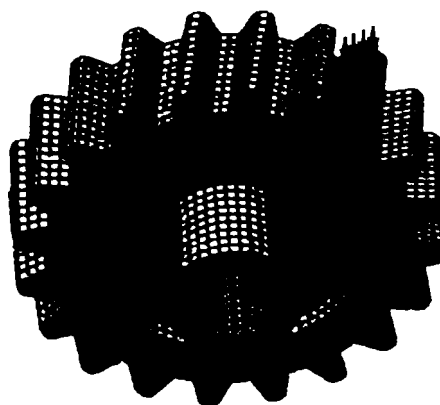


Figura 3.34. Discretizarea și încărcarea cu forță distribuită.

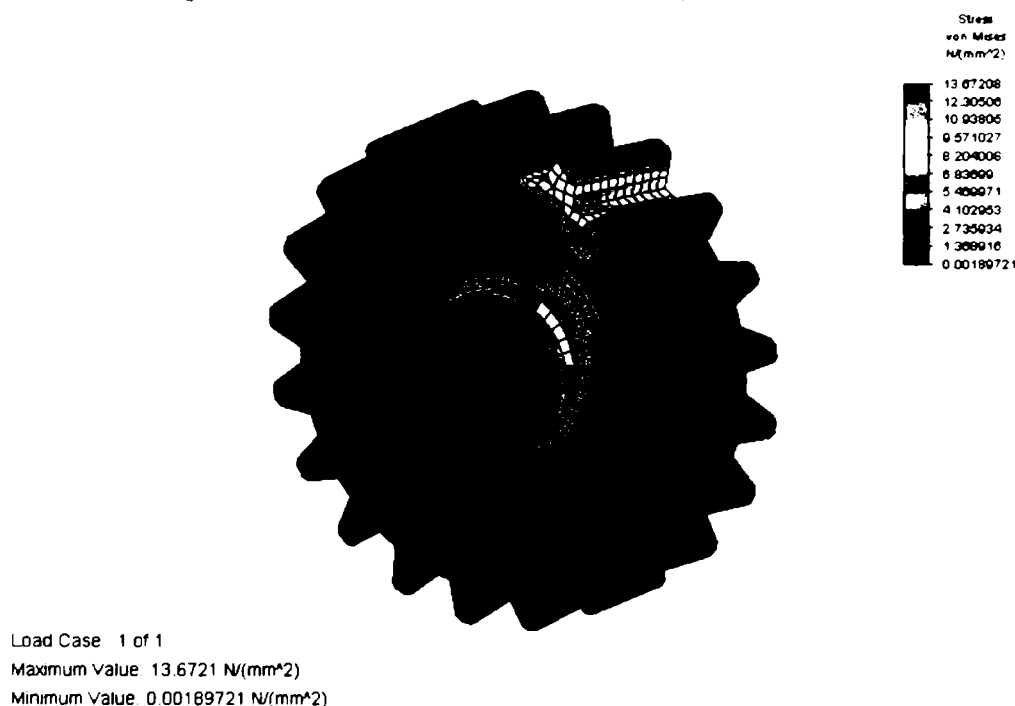


Figura 3.35. Starea de tensiune din roată,  $\sigma_{VM}$ .

Concluzia importantă ce reiese din aceste simulări o reprezintă modurile principale de solicitare și anume solicitarea la contactul corpurilor și încovoierea la baza dintelui.

În vederea stabilirii unei concordanțe între modul real de solicitare și încercarea de laborator, care la oboseală cu impact direct se realizează pe epruvete de tip Charpy, se va simula în continuare o astfel de solicitare pentru a evidenția starea de tensiune din epruvetă și similitudinile cu starea reală de tensiune.

Astfel se observă, figurile 3.36. ... 3.44., că principalele solicitări la proba etalon sunt solicitarea la contact și încovoierea la baza creștăturii, fapt ce ne determină să acceptăm rezultatele experimentale ca fiind relevante în ce privește cele două tipuri principale de solicitare.

Ca o concluzie interesantă putem observa lipsa influenței tipului de creștătură asupra epurei tensiunilor simulate în pata de contact.

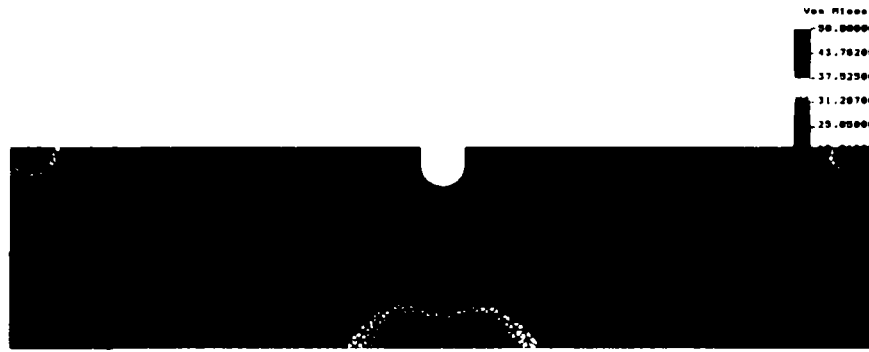


Figura 3.36. Variația tensiunii Von Mises în proba cu creștătură U

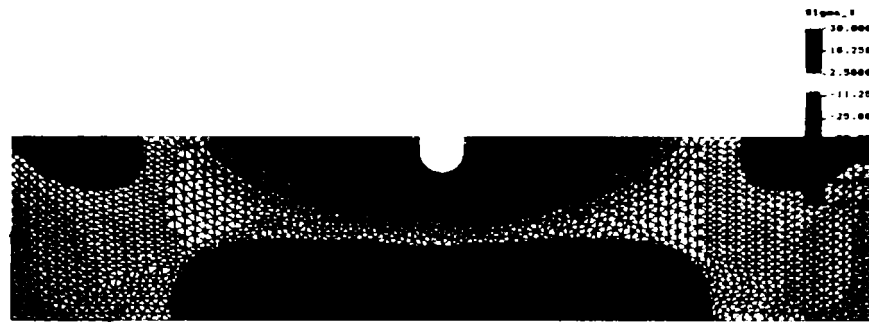


Figura 3.37. Variația tensiunii  $\sigma_x$  în proba cu creștătură U



Figura 3.38. Variația tensiunii  $\sigma_y$  în proba cu creștătură U



Figura 3.39. Variația tensiunii  $\tau_{xy}$  în proba cu creștătură U



Figura 3.40. Variația tensiunii Von Mises în proba cu creștătură V

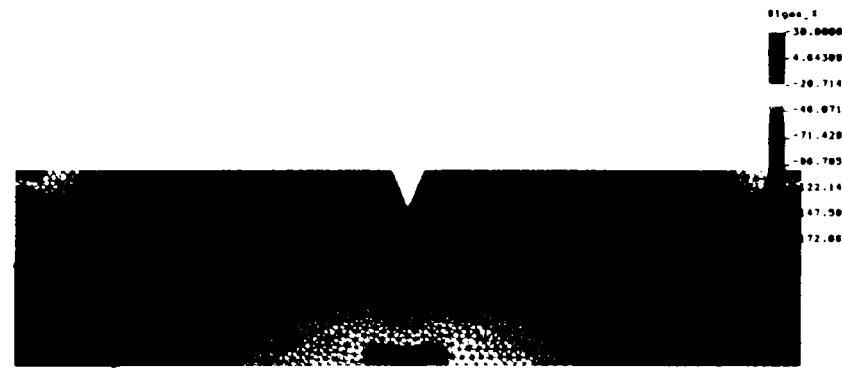


Figura 3.41. Variația tensiunii  $\sigma_x$  în proba cu creștătură V

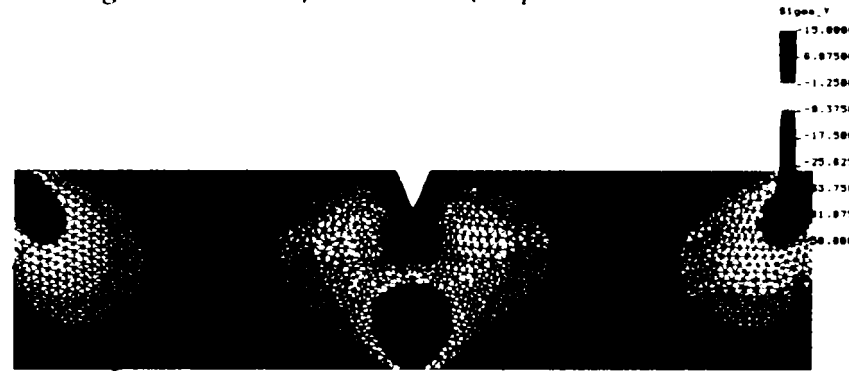


Figura 3.42. Variația tensiunii  $\sigma_y$  în proba cu creștătură V

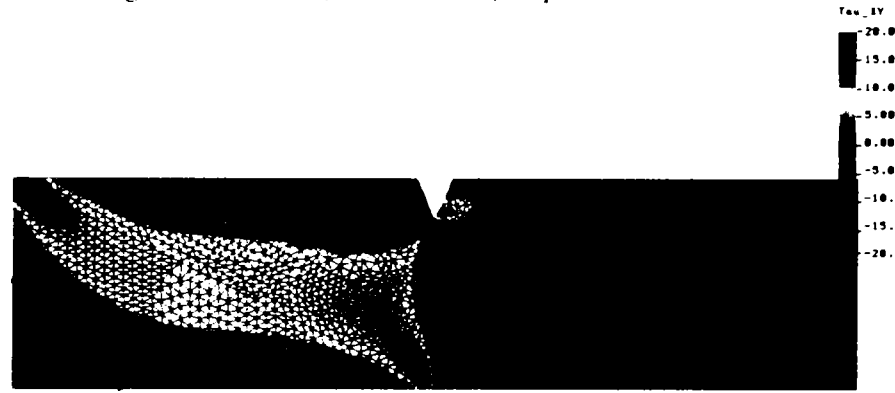


Figura 3.43. Variația tensiunii  $\tau_{xy}$  în proba cu creștătură V

Pentru o simulare mai exactă a stării de tensiune din pata de contact s-a realizat în CosmosM contactul dintre ciocanul pendul și probă în 3D, figura 3.44.

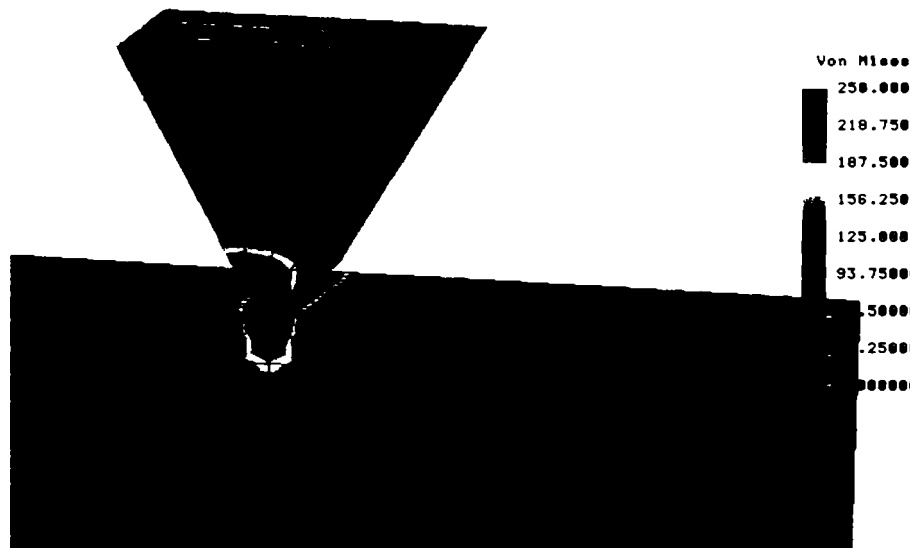


Figura 3.44. Variația tensiunii echivalente Von Mises la contactul ciocan pendul probă

Se poate observa variația similară a tensiunii în pata de contact cu cea obținută pe cale analitică figura 3.19.

### 3.2. Calculul la solicitări prin șoc

În funcționarea lor majoritatea organelor de mașini, ce necesită tratamente de suprafață (roți dințate, bolțuri, cilindri motoarelor cu ardere internă, arbori etc.), sunt supuse dacă nu ca sarcini de serviciu cel puțin ca sarcini accidentale la șocuri. Ca atare modul în care tratamentul modifică comportarea la șoc a acestor piese precum și înțelegerea fenomenelor ce apar la solicitări prin șoc prezintă o importanță deosebită.

Dimensionarea pieselor din condiții de solicitare dinamică se reduce, în general în practică, la rezolvarea problemei corespunzătoare de solicitare statică și introducerea unui coeficient numit multiplicator de impact [52]:

$$\psi = 1 + \sqrt{1 + \frac{v_0^2}{g \cdot \Delta_{st}} \frac{1}{1 + \eta \frac{Q_0}{Q}}} \quad (3.67.)$$

unde:  $Q, Q_0$  – greutatea corpului care lovește, respectiv, care este lovit;  
 $v_0$  – viteza în momentul inițial al șocului;  
 $\Delta_{st}$  – deformația la încărcarea statică cu sarcina  $Q$ ;  
 $\eta$  - coeficient de reducere a masei corpului lovit.

În continuare se va prezenta o sinteză privind modul în care undele de șoc elastice se propagă în materiale omogene, [56, 80, 81, 87] precum și o analiză privind amortizarea undelor și influența tratamentului de suprafață în propagarea undelor de șoc.

O undă de șoc se poate exprima ca fiind variația în timp a unei cantități fizice într-un punct în spațiu sau ca variație a spațiului la un moment dat.

#### 3.2.1. Propagarea undelor longitudinale

Autorul a realizat un program care simulează propagarea unei unde de șoc longitudinal [30], bazat pe modelul grafic. Se va analiza în continuare modelul teoretic analitic.

Considerăm acum vibrația longitudinală a unei bare uniforme de secțiune  $A$ , densitate  $\rho$  și modul de elasticitate  $E$ , datorată acțiunii unei forțe  $F$ , vezi figura 3.45.

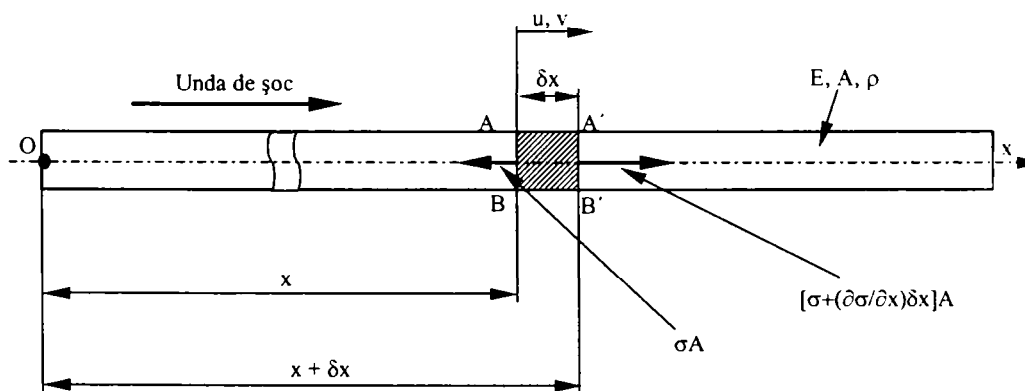


Figura 3.45. Propagarea unei unde longitudinale.

Fie  $u$  deplasarea planului  $AB$  situat inițial la distanța  $x$  de originea sistemului fix în spațiu,  $O$ . Atunci deplasarea unui plan  $A'B' // AB$ , situat la distanța  $\delta x$  de  $AB$ , este  $\left[ u + \frac{\partial u}{\partial x} \delta x \right]$ .



Dacă la momentul  $t = 0$  se aplică în O o forță (un șoc), aceasta va genera o undă de șoc ce se va propaga elastic în bară și la un moment dat,  $t$ , în planul AB va acționa o tensiune nominală de compresiune  $-\sigma$ .

Ecuția de mișcare a elementului de bară este:

$$-\frac{\partial \sigma}{\partial x} \cdot \delta x \cdot A = A \cdot \rho \cdot \delta x \cdot \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \Rightarrow \frac{\partial \sigma}{\partial x} = -\frac{\partial^2 u}{\partial t^2}. \quad (3.68.)$$

Semnul minus apare deoarece accelerația elementului de bară este orientată în direcție opusă lui  $x$ .

Deformația elementului  $ABB'A'$  este  $\frac{\partial u}{\partial x}$  atunci, conform legii lui Hook:

$$-\sigma = E \cdot \frac{\partial u}{\partial x} \quad (3.69.)$$

derivând în  $x$  obținem:

$$\frac{\partial \sigma}{\partial x} = -E \cdot \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \quad (3.70.)$$

din ecuația 3.68. și 3.70. se obține ecuația generală de propagare a undelor longitudinale:

$$\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = c^2 \cdot \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \quad (3.71.)$$

unde:  $c = \sqrt{\frac{E}{\rho}}$  și reprezintă viteza de propagare a unei longitudinale elastice în bară.

Soluțiile ecuației 3.71. sunt de forma:

$$u = f(x - c \cdot t) + g(x + c \cdot t) \quad (3.72.)$$

unde  $f$  și  $g$  sunt funcții arbitrare de forma:  $\sin w$ ,  $e^w$ ,  $w^n$  etc., ( $w = x \pm ct$ ).

Astfel deformația relativă are expresia:

$$\varepsilon = \frac{\partial u}{\partial x} = f'(x - c \cdot t) + g'(x + c \cdot t) \quad (3.73.)$$

iar viteza de deformare are expresia:

$$v = \frac{\partial u}{\partial t} = -c \cdot f'(x - c \cdot t) + c \cdot g'(x + c \cdot t). \quad (3.74.)$$

O observație importantă este faptul că funcția  $f$  definește deplasarea pe direcția pozitivă a axei  $x$  pe când funcția  $g$  definește deplasarea pe direcția negativă a axei  $x$ , a unei de șoc.

Astfel dacă considerăm propagarea undei doar într-o singură direcție, fie cea a axei  $x$ , atunci:

$$\varepsilon = -\frac{v}{c} \quad \underline{\sigma = E \cdot \varepsilon} \quad \sigma = -\frac{E \cdot v}{c} \Rightarrow \sigma = -\rho \cdot v \cdot c . \quad (3.75.)$$

Expresia  $\rho \cdot c = Z_c$  și se numește impedanță mecanică și este o caracteristică de material.

Se va analiza în continuare reflecția și transmiterea undelor de șoc, astfel în figura 3.46. se prezintă modelul de analizat.

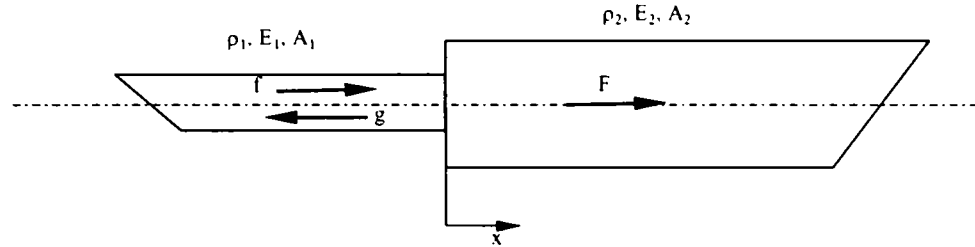


Figura 3.46. Reflecția și transmiterea undelor de șoc.

Astfel unda incidentă este  $u_i = f(x - c_1 \cdot t)$ , cea reflectată are expresia  $u_r = g(x + c_1 \cdot t)$  și unda transmisă va avea relația  $u_t = F(x - c_2 \cdot t)$ .

Pentru  $x = 0$  avem aceeași variație a vitezei și respectiv a forței.

Rezultă astfel, pentru viteză:

$$\frac{\partial u_i}{\partial t} + \frac{\partial u_r}{\partial t} = \frac{\partial u_t}{\partial t} \Rightarrow c_1 \cdot f' + c_1 \cdot g' = c_2 \cdot F' \quad (3.76.)$$

și pentru forțe:

$$\begin{aligned} (E \cdot A)_1 \cdot \frac{\partial u_i}{\partial x} + (E \cdot A)_1 \cdot \frac{\partial u_r}{\partial x} &= (E \cdot A)_2 \cdot \frac{\partial u_t}{\partial x} \Rightarrow \\ \Rightarrow -(E \cdot A)_1 \cdot f' + (E \cdot A)_1 \cdot g' &= (E \cdot A)_2 \cdot F' \end{aligned} \quad (3.77.)$$

Din relațiile 3.76. și 3.77., eliminând  $F'$ , obținem:

$$f' \cdot \left( \frac{c_1}{c_2} - \frac{(EA)_1}{(EA)_2} \right) + g' \cdot \left( \frac{c_1}{c_2} + \frac{(EA)_1}{(EA)_2} \right) = 0. \quad (3.78.)$$

Dacă notăm  $Z = Z_c \cdot A$ , și o definim ca impedanță a probei, atunci:

$$f' \cdot \left( 1 - \frac{Z_1}{Z_2} \right) + g' \cdot \left( 1 + \frac{Z_1}{Z_2} \right) = 0 \Rightarrow g' = -f' \cdot \left( \frac{Z_2 - Z_1}{Z_2 + Z_1} \right). \quad (3.79.)$$

Atunci din ecuația 3.76. și 3.79. obținem:

$$F' = \frac{c_1}{c_2} \cdot f' \cdot \left( \frac{2Z_1}{Z_2 + Z_1} \right). \quad (3.80.)$$

Astfel din relațiile de mai sus obținem următoarele dependențe relative:

$$\begin{aligned}\frac{\sigma_r}{\sigma_i} &= \frac{Z_2 - Z_1}{Z_2 + Z_1} \\ \frac{v_r}{v_i} &= -\frac{Z_2 - Z_1}{Z_2 + Z_1} \\ \frac{\sigma_t}{\sigma_i} &= \frac{2Z_2}{Z_2 + Z_1} \\ \frac{v_t}{v_i} &= \frac{2Z_1}{Z_2 + Z_1}\end{aligned}\tag{3.81.}$$

Se observă că în cazul în care capătul barei este liber ( $Z_2 = 0$ ) avem  $\sigma_r = -\sigma_i$  și  $v_r = v_i$ , iar dacă capătul este încastrat ( $Z_2 \rightarrow \infty$ ) avem  $\sigma_r = \sigma_i$  și  $v_r = -v_i$ .

În ce privește energia de deformare în urma impactului putem scrie:

$$E_p = \frac{1}{2} \int_0^L EA \varepsilon^2 \cdot dx = \frac{EAL}{2} \int_0^1 (f')^2 \cdot d\left(\frac{x}{L}\right)\tag{3.82.}$$

considerând întreaga lungime,  $L$ , solicitată, atunci:

$$E_p = \frac{AL \cdot \sigma^2}{2E} = \frac{1}{2} AL\rho \cdot v^2.\tag{3.83.}$$

Energia cinetică dezvoltată de bară, este:

$$E_c = \frac{1}{2} \int_0^L \rho Av \cdot dx = \frac{\rho ALc^2}{2} \int_0^1 (f')^2 \cdot d\left(\frac{x}{L}\right)\tag{3.84.}$$

considerând întreaga masă a barei, solicitată:

$$E_c = \frac{1}{2} m \cdot v^2 = \frac{1}{2} AL\rho \cdot v^2.\tag{3.85.}$$

Se observă că principiul conservării energiei nu este încălcat.

Această analiză complexă fost realizată pentru înțelegerea noilor metode de abordare a solicitărilor prin șoc, și anume metoda dinamică a celulelor neomogene [40], metodă similară metodelor de analiză cu element finit, metodă ce presupune discretizarea materialului solicitat dinamic, în celule, izotrope sau neizotrope, și analiza propagării undei de șoc prin analiza interacțiunilor dintre celule, prin analiza reflecției și transmiterii tensiunilor și deformațiilor specifice la interfața celulelor.

Metoda este extrem de compatibilă cu calculatorul permițând ușor simularea și analiza pe acesta.

În continuare se va analiza influența tensiunilor remanente caracteristice tratamentelor superficiale asupra stării de tensiune dintr-o bară solicitată dinamic.

În figura 3.47. se prezintă impactul dintre o masă rigidă, de masă  $M$  și viteză de impact  $v_0$ , și o bară, pe care o vom considera alternativ netratată și respectiv tratată superficial.

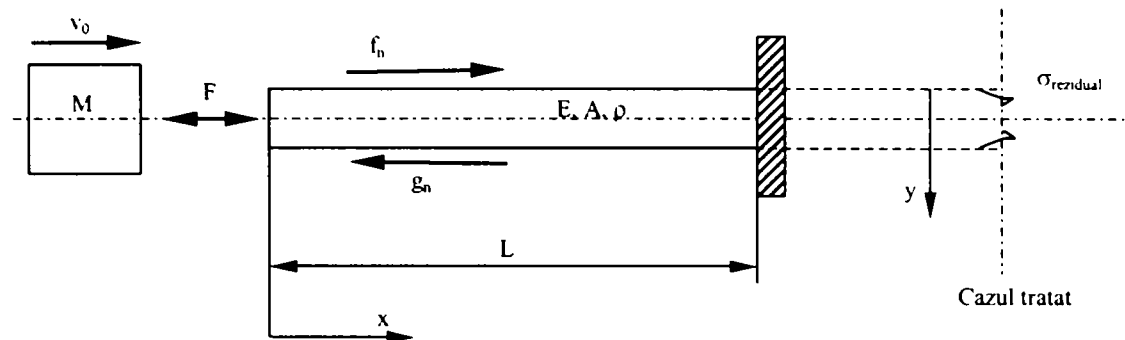


Figura 3.47. Impactul și propagarea undelor unidimensionale.

Vom considera în această aplicație capătul nesolicitat al barei ca fiind încastrat.

La capătul fix al barei viteza particulelor este nulă,  $v = 0$ , atunci:

$$v = c \cdot f'_n + c \cdot g'_{n+1} \Rightarrow -f'_n = g'_{n+1}. \quad (3.86.)$$

La  $x = 0$  forța are expresia:

$$F = -EA(-f'_n + g'_n) = -M \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = -Mc^2(f''_n + g''_n). \quad (3.87.)$$

Dacă notăm  $\mu = \frac{\rho AL}{M}$  - raportul maselor, atunci:  $\frac{EA}{Mc^2} = \frac{\mu}{L}$ .

Atunci, relația 3.87., devine:

$$f''_n + \frac{\mu}{L} f'_n = f''_{n-1} - \frac{\mu}{L} f'_{n-1}. \quad (3.88.)$$

Înmulțind relația 3.88. cu termenul  $e^{\mu z/L}$ , unde  $z = x-ct$ , aceasta devine:

$$\frac{d}{dz} \left( e^{\mu z/L} f'_n \right) = e^{\mu z/L} \left( f''_{n-1} - \frac{\mu}{L} f'_{n-1} \right). \quad (3.89.)$$

Integrând avem:

$$f'_n = e^{-\mu z/L} \left( \int \left( e^{\mu z/L} \left( f''_{n-1} - \frac{\mu}{L} f'_{n-1} \right) \right) dz + C_n \right) \quad (3.90.)$$

unde  $C_n$  este o constantă de integrare.

Pentru  $z = 0$ , avem  $v = v_0$  și  $f_{,1} = 0$  atunci:

$$v = c \cdot f'_0(0) = c \cdot e^0 \cdot (0 + C_0) = v_0. \quad (3.91.)$$

Astfel  $C_0 = \frac{v_0}{c}$  și:

$$f'_0 = \frac{v_0}{c} \cdot e^{-\mu \frac{z}{L}}. \quad (3.92.)$$

Expresia 3.92. este valabilă pe perioada  $z = 0 - 2L$ .

Pentru această perioadă caracteristicile undei și a tensiunii propagate au expresile:

$$v = cf' = v_0 e^{-\mu \frac{z}{L}} \quad (3.93.)$$

$$\sigma = E\varepsilon = -Ef' = -E \frac{v_0}{c} e^{-\mu \frac{z}{L}} = -\sigma_0 e^{-\mu \frac{z}{L}}$$

unde:  $\sigma_0 = \rho \cdot v_0 \cdot c$ .

Dacă considerăm bara tratată superficial, pe baza principiului suprapunerii de efecte, putem aprecia că tensiunea propagată variază și în profunzimea materialului, astfel:

$$\sigma = \sigma_{\text{rezidual}}(y) - \sigma_0 e^{-\mu \frac{z}{L}}. \quad (3.94.)$$

În cazul solicitării de compresiune cu șoc, se observă, relația 3.94., că tratamentul induce o creștere a tensiunii de comprimare în stratul superficial și deci o degenerare a comportamentului la șoc al materialului, dacă solicitarea este de întindere cu șoc, pe baza similitudinii cu analiza de mai sus, capacitatea de a prelua sarcini de către piesa tratată crește, relația 3.95.

$$\sigma = \sigma_{\text{rezidual}}(y) + \sigma_0 e^{-\mu \frac{z}{L}}. \quad (3.95.)$$

Să analizăm în continuare perioada  $z > 2L$  sau  $t > 2L/c$ :

Din relația 3.90. obținem:

$$f'_1 = e^{-\mu \frac{z}{L}} \left( \int e^{\mu \frac{z}{L}} \left( -\frac{\mu v_0}{Lc} e^{-\mu \frac{z}{L}} - \frac{\mu v_0}{Lc} e^{-\mu \frac{z}{L}} \right) dz + C_1 \right) = e^{-\mu \frac{z}{L}} \left( -\frac{2\mu v_0}{Lc} + C_1 \right). \quad (3.96.)$$

Din condiții la limită, la  $x = 0$  viteza este continuă, adică:

$$v(0) = c(f'_1(0) + g'_1(0)) = c(f'_0(2L) + g'_0(2L)). \quad (3.97.)$$

Atunci din relația 3.86., avem:

$$f'_1(0) = f'_0(2L) + f'_0(0) - f'_{-1}(2L) = C_1 \Rightarrow C_1 = \frac{v_0}{c} (e^{-2\mu} + 1). \quad (3.98.)$$

Astfel ecuația ce definește propagarea undei devine:

$$f'_1 = \frac{v_0}{c} e^{-\mu \frac{z}{L}} \left( -\frac{2\mu}{L} z + e^{-2\mu} + 1 \right). \quad (3.99.)$$

Analiză similară ne conduce la determinarea relației deformației la șoc și pentru alte perioade, astfel:

$t > 4Lc$ :

$$f'_2 = \frac{v_0}{c} e^{-\mu \frac{z}{l}} \left( -\frac{\mu}{L} (4 + 2e^{-2\mu}) z^2 + 2 \left( \frac{\mu}{L} \right)^2 z^2 + e^{-4\mu} + e^{-2\mu} (1 - 4\mu) + 1 \right); \quad (3.100.)$$

$t > 6Lc$ :

$$f'_3 = \frac{v_0}{c} e^{-\mu \frac{z}{l}} \left( -\frac{2\mu}{L} (e^{-4\mu} + e^{-2\mu} (2 - 4\mu) + 3) z^2 + 2 \left( \frac{\mu}{L} \right)^2 (3 + e^{-2\mu}) z^2 - \right. \\ \left. -\frac{4}{3} \left( \frac{\mu}{L} \right)^3 z^3 + e^{-6\mu} + e^{-4\mu} (1 - 8\mu) + e^{-2\mu} (1 - 8\mu + 8\mu^2) + 1 \right). \quad (3.101.)$$

Pentru a exemplifica variația tensiunii în bară precum și influența tensiunilor reziduale se vor utiliza dependențe relative între parametrii șocului, și anume:

$$\sigma^* = \frac{\sigma}{\sigma_0} = F \left( \mu, z_0 = \frac{z}{L} \right). \quad (3.102.)$$

Viteza și deformația în secțiunea  $x = 0$ , au expresiile:

$$v_{x=0} = c(f'_n + g'_n) = c(f'_n - f'_{n-1}) \\ \varepsilon_{x=0} = -f'_n + g'_n = -(f'_n + f'_{n-1}). \quad (3.103.)$$

Variația tensiunii relative în funcție de timp și pentru diferite valori ale lui  $\mu$ , în secțiunea  $x = 0$ , este prezentată în figura 3.48 și 3.49.

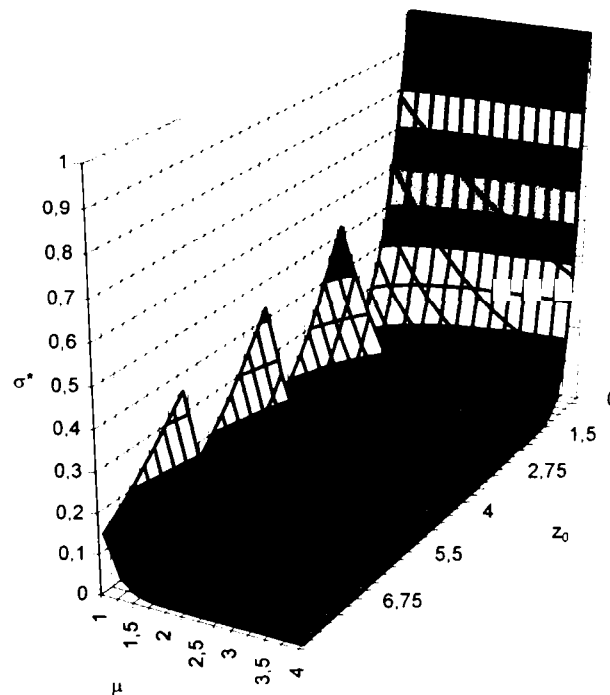


Figura 3.48. Variația 3D a tensiunii în secțiunea  $x = 0$ .

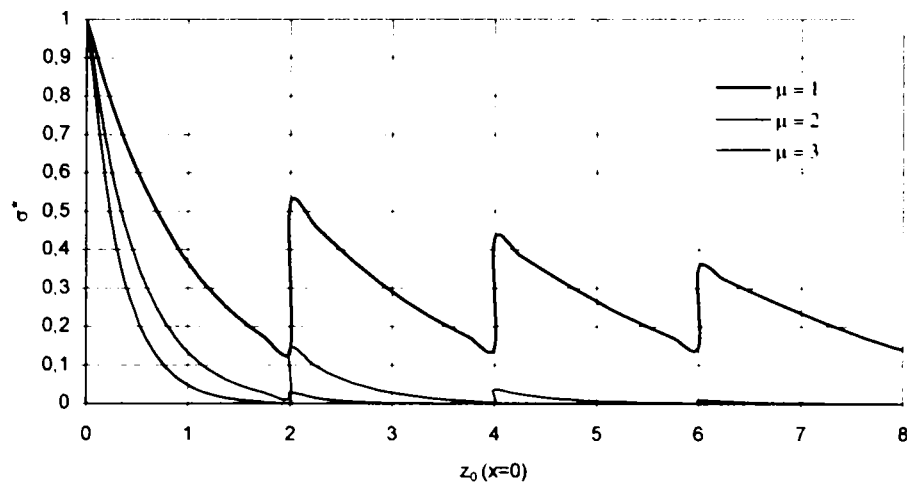


Figura 3.49. Influența raportului maselor asupra variației tensiunii în secțiunea  $x = 0$ .

Dacă acceptăm acum, în baza principiului suprapunerii de efecte, influența tensiunilor reziduale, atunci tensiunea propagată longitudinal va avea o variație și pe secțiunea materialului. În figura 3.50. se prezintă influența tensiunilor reziduale în stratul superficial al probei.

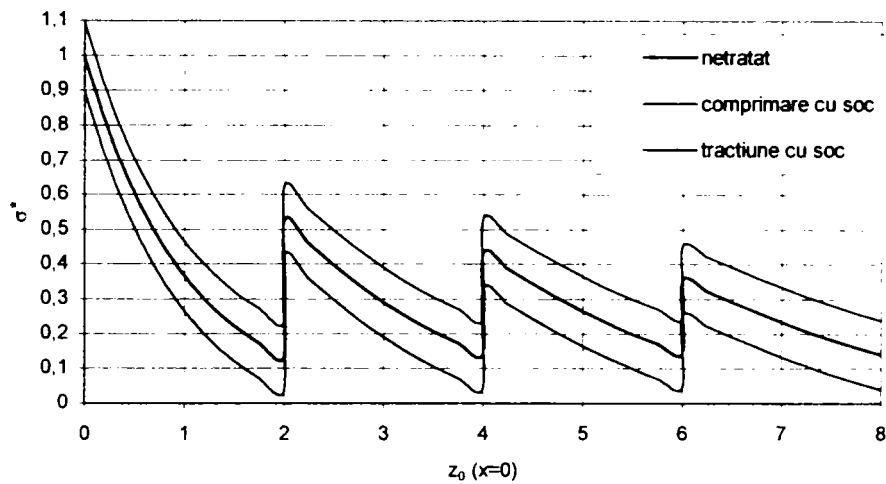


Figura 3.50. Influența tensiunilor reziduale de comprimare asupra valorii tensiunii propagate de unda de șoc.

Se observă că teoretic probele tratate superficial și solicitate la șoc longitudinal prezintă o comportare mai bună în cazul șocurilor de tracțiune.

### 3.2.2. Propagarea undelor de torsiune

Considerăm acum unda de torsiune generată de acțiunea unui momet  $M_t$ , variabil în timp, ce se aplică la capătul unei bare, figura 3.51.

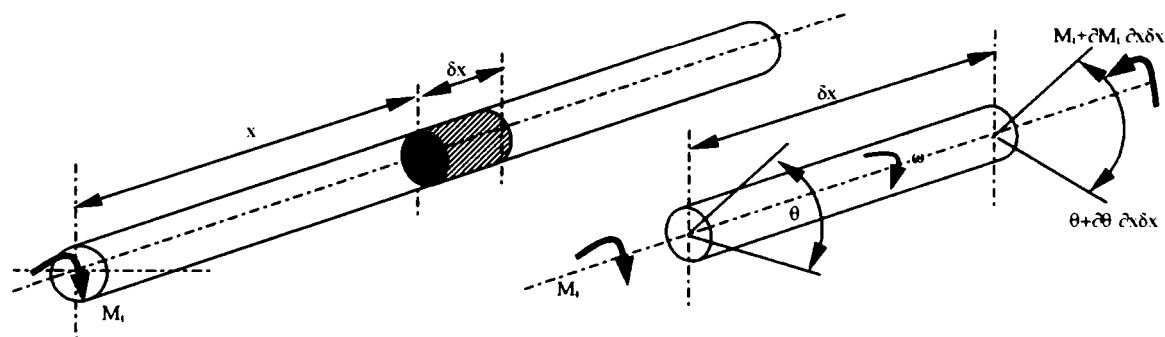


Figura 3.51. Propagarea unei unde de torsiune.

La distanța  $x$  de originea sistemului (punctul de aplicație al momentului  $M_t$ ) un element de bară de lungimea  $\delta x$  se deformează cu cantitatea  $\theta$  la  $t = 0$ , presupunem că  $w$  este viteza unghiulară a acestei secțiuni. Atunci acest element are o diferență de rotație la capete dată de  $\frac{\partial \theta}{\partial x} \cdot \delta x$ . De asemenea momentul net ce soliciță elementul este  $\frac{\partial M_t}{\partial x} \cdot \delta x$ , acesta produce o

acelerație unghiulară  $\frac{\partial^2 \theta}{\partial t^2}$ , atunci:

$$\frac{\partial M_t}{\partial x} \cdot \delta x = (I \cdot \delta x) \cdot \frac{\partial^2 \theta}{\partial t^2} \quad (3.104.)$$

unde:  $I \cdot \delta x$  – momentul de inerție în raport cu axa barei elementului.

Din teoria elementară a torsiunii:

$$M_t = J \cdot G \cdot \frac{\partial \theta}{\partial x} \quad (3.105.)$$

unde:  $J$  – momentul de inerție la răsucire al secțiunii;  
 $G$  – modulul de elasticitate transversal.

Din ecuația 3.104. și 3.105. rezultă:

$$\frac{\partial^2 \theta}{\partial t^2} = \frac{J \cdot G}{I} \cdot \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2}. \quad (3.106.)$$

Prin similitudine cu cazul de propagare al undelor longitudinale avem:

$$\frac{\partial^2 \theta}{\partial t^2} = c_t^2 \cdot \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} \quad (3.107.)$$

unde:  $c_t = \sqrt{\frac{J \cdot G}{I}}$  - viteza de propagare a undelor de torsiune.

Soluția ecuației 3.107. este de forma:

$$\theta = f(x - c_t \cdot t) + g(x + c_t \cdot t) \quad (3.108.)$$

unde  $f$  și  $g$  sunt funcții arbitrare de forma:  $\sin w$ ,  $e^w$ ,  $w^n$  etc., ( $w = x \pm ct$ ); iar funcția  $f$  definește deplasarea pe direcția pozitivă a axei  $x$  pe când funcția  $g$  definește deplasarea pe direcția negativă a axei  $x$ , a unei de șoc.

Dacă considerăm doar unda directă, obținem pentru deformație unghiulară și viteză de deformație următoarele relații:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \theta}{\partial x} &= f'(x - c_t \cdot t) \\ \frac{\partial \theta}{\partial t} &= -c_t \cdot f'(x - c_t \cdot t) \end{aligned} \quad (3.109.)$$



Din relațiile 3.109. și 3.105. reiese:

$$M_t = -\frac{J \cdot G}{c_t} \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t} = \frac{J \cdot G}{c_t} \cdot \omega . \quad (3.110.)$$

Dacă considerăm bara de secțiune circulară de rază  $r$  și densitate  $\rho$ :

$$I = \frac{\pi \cdot r^4 \cdot \rho}{2} \quad (3.111.)$$

$$J = \frac{\pi \cdot r^4}{2} \Rightarrow c_t = \sqrt{\frac{G}{\rho}}$$

Atunci pentru mometul din relația 3.110. obținem expresia:

$$M_t = J \cdot \sqrt{G \cdot \rho} \cdot \omega . \quad (3.112.)$$

Atunci expresia tensiunii tangențiale maxime, este:

$$\tau = r \cdot \sqrt{G \cdot \rho} \cdot \omega . \quad (3.113.)$$

Deoarece torsiunea cu șoc este o solicitare mai puțin probabilă în cazul roților dințate se va limita analiza la această parte introductivă a problemelor.

### 3.2.3. Încovoierea cu șoc

Viteza de încovoiere este dependentă de lungimea de undă a șocului de aceea abordarea ca în cazul undelor longitudinale nu este posibilă.

Presupunem că o bară de secțiune  $A$  și densitate  $\rho$  este solicitată la încovoiere pură. Atunci ecuația de mișcare pe direcția  $z$ , a săgeții (vezi figura 3.52.), unde  $w$  este săgeata este:

$$-(\rho \cdot A \cdot dx) \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = \frac{\partial F}{\partial x} \cdot dx \quad (3.114.)$$

unde:  $F$  – este forța de forfecare la distanța  $x$ .

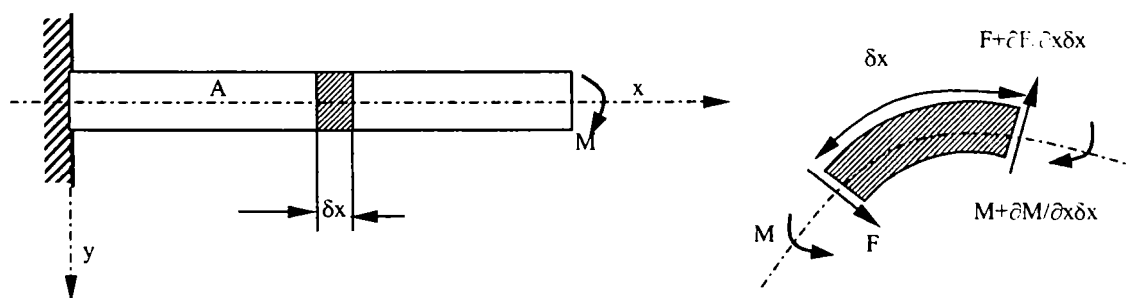


Figura 3.52. Încovoierea cu șoc.

Expresia forței  $F$  este:

$$F = E \cdot I \cdot \frac{\partial^3 w}{\partial x^3}. \quad (3.115.)$$

Din relația 3.114. și 3.115. obținem:

$$\frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = -\frac{E}{\rho} \cdot \frac{I}{A} \cdot \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} = -c^2 \cdot k_g^2 \cdot \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} \quad (3.116.)$$

unde:  $c$  – viteza de propagare a undei de șoc;  
 $k_g$  – raza de girație a secțiunii în raport cu axa barei.

Ecuția 3.116. reprezintă ecuația oscilațiilor libere ale grinzii.  
 Soluția ecuației 3.116. oferită de Maple este:

$$w(x, t) = f(x) \cdot g(t) \quad (3.117.)$$

unde:

$$\begin{aligned} \frac{\partial^4 f}{\partial x^4} &= C \cdot f(x) \\ \frac{\partial^2 g}{\partial t^2} &= -C \cdot c^2 \cdot k_g^2 \cdot g(t) \end{aligned} \quad (3.118.)$$

$C$  – constantă de integrare.

Rezolvând, în Maple, ecuațiile 3.118. obținem:

$$\begin{aligned} g(t) &= A_1 \cdot \sin(c \cdot k_g \cdot \sqrt{C} \cdot t) + A_2 \cdot \cos(c \cdot k_g \cdot \sqrt{C} \cdot t) \\ f(x) &= B_1 \cdot \sin(\sqrt[4]{C} \cdot x) + B_2 \cdot \cos(\sqrt[4]{C} \cdot x) + B_3 \cdot e^{(\sqrt[4]{C} \cdot x)} + B_4 \cdot e^{-(\sqrt[4]{C} \cdot x)} \end{aligned} \quad (3.119.)$$

unde:  $A_1, A_2$  – se obțin din condiții inițiale;  
 $B_1, B_2, B_3, B_4$  – se determină din condiții de contur.

Dacă oscilațiile sunt cauzate datorită acțiunii unei forțe, ecuația 3.116. devine:

$$c^2 \cdot k_g^2 \cdot \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = F(t). \quad (3.120.)$$

Soluția în acest caz este de forma:

$$w(x, t) = f(x) \cdot g(t) + \int_0^t \int_0^t F(t) \cdot dt \cdot dt + C_1 \cdot t + C_2. \quad (3.121.)$$

Stabilirea constantelor de integrare este influențată de profilul grinzii, de punctul de aplicație a forței, de modul de variație al forței etc., acest lucru face analiza la încovoiere cu șoc extrem de complicată și complexă.

Să considerăm acum, în vederea stabilirii influenței tensiunilor reziduale o aplicație și anume ciocnirea transversală a unui corp rigid de masă  $m_0$  și viteză  $v_0$  pe o grindă omogenă dreaptă, figura 3.53.

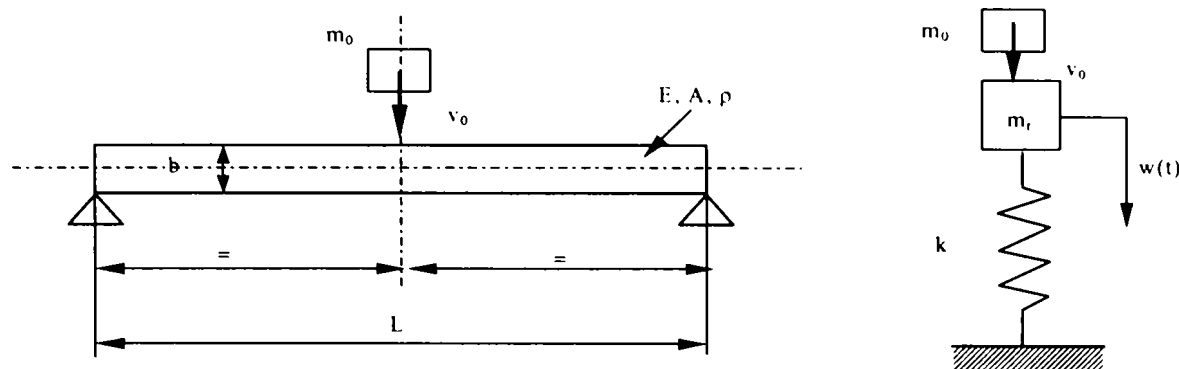


Figura 3.53. Ciocnirea transversală a unui corp cu o bară.

Unde:  $m_r = \frac{17}{35} \rho \cdot L \cdot A$  - masa redusă a barei;

$k = \frac{48E \cdot I}{L^3}$  - rigiditatea barei, după Timoshenko și Goodier aceasta este:

$$k = \frac{48E \cdot I}{L^3 \cdot \left(1 + 2.85 \cdot \left(\frac{b}{L}\right)^2 - 0.84 \cdot \left(\frac{b}{L}\right)^3\right)}$$

Atunci în baza legii conservării energiei avem valoarea săgeții maxime:

$$\frac{1}{2} m_0 \cdot v_0^2 = \frac{1}{2} k \cdot w_m^2 \Rightarrow w_m = v_0 \sqrt{\frac{m_0}{k}} \quad (3.122.)$$

Dacă considerăm și modificarea energiei potențiale a masei în cădere, obținem:

$$\frac{1}{2} m_0 \cdot v_0^2 + m_0 \cdot g \cdot w_m = \frac{1}{2} k \cdot w_m^2 \Rightarrow w_m = \frac{m_0 \cdot g}{k} \left(1 + \sqrt{1 + \frac{v_0^2 k}{m_0 g^2}}\right) \quad (3.123.)$$

Dacă pentru aprecierea tensiunilor reziduale în proba tratată considerăm energia potențială indusă de acestea, avem pentru energie:

$$W = A \cdot L \cdot \frac{1}{2E} \cdot \iint \sigma^2(x, y) dx dy \cong \frac{A \cdot L}{2E} \cdot \sigma_m^2 \quad (3.124.)$$

unde:  $\sigma_m^2$  - tensiune echivalentă medie a tensiunilor reziduale;  
 $x, y$  - coordonatele secțiunii transversale a probei.

Astfel bilanțul energetic devine:

$$\frac{1}{2} m_0 \cdot v_0^2 + m_0 \cdot g \cdot w_m = \frac{1}{2} k \cdot w_m^2 + \frac{A \cdot L}{2E} \cdot \sigma_m^2 \quad (3.125.)$$

În acest caz săgeata maximă a barei este:

$$w_m = \frac{m_0 \cdot g}{k} \left( 1 + \sqrt{1 + \frac{v_0^2 \cdot k}{m_0 \cdot g^2} - \frac{k \cdot A \cdot L \cdot \sigma_m^2}{E \cdot m_0^2 \cdot g^2}} \right). \quad (3.126.)$$

Se poate observa, din relațiile 3.123. și 3.126., că tensiunile reziduale determină o scădere a săgeții maxime ca urmare a solicitării dinamice, dacă acceptăm că cementarea și tratamentul termic de suprafață determină și o creștere a limitei de proporționalitate atunci putem conclua că tratamentele, utilizate în special în construcția roților dințate, determină o îmbunătățire a comportamentului la încovoiere cu șoc a materialului.

Pentru a evidenția fenomenul precum căruia un impact conține o serie de ciocniri succesive se va analiza din considerente de ciocniri perfect elastice impactul prezentat de sistemul echivalent din figura 3.53.

Astfel conform principiilor de conservare a energiei și a impulsului se poate scrie:

$$\begin{aligned} v_0^2 &= \gamma \cdot \tilde{v}_1^2 + v_1^2 \\ v_0 &= \gamma \cdot \tilde{v}_1 + v_1 \end{aligned} \quad (3.127.)$$

unde:  $\gamma = \frac{m_r}{m_0}$  - raportul maselor;

$v_i$  - viteza ciocanului;

$\tilde{v}_i$  - viteza masei lovite.

Astfel vitezele după o primă ciocnire ale corpurilor în impact este:

$$\begin{aligned} \tilde{v}_1 &= \frac{2}{1 + \gamma} \cdot v_0 \\ v_1 &= \frac{1 - \gamma}{1 + \gamma} \cdot v_0 \end{aligned} \quad (3.128.)$$

Se observă din relația 3.128. că pentru  $\gamma \geq 1$  există o unică ciocnire iar pentru  $\gamma < 1$  mai există cel puțin o ciocnire.

Să considerăm în continuare că masa ciocanului este superioară masei elementului de bară lovit, astfel ecuația oscilațiilor libere ale barei lovite este:

$$m_r \cdot \ddot{w}(t) + k \cdot w(t) = 0 \quad (3.129.)$$

unde:  $k$  - rigiditatea sistemului.

Soluția ecuației 3.129. este:

$$w(t) = A \cdot \cos(\omega \cdot t) + B \cdot \sin(\omega \cdot t) \quad (3.130.)$$

unde:  $\omega = \sqrt{\frac{k}{m_r}}$  - pulsația proprie a sistemului echivalent.;

$A, B$  - constante de integrare.

Din condițiile inițiale determinăm constantele de integrare, astfel:

$$\begin{aligned} w_1(0) = 0 &\Rightarrow A_1 = 0 \\ \dot{w}_1(0) = \tilde{v}_1 &\Rightarrow B_1 = \frac{\tilde{v}_1}{\omega} \end{aligned} \quad (3.131.)$$

indicele reprezintă numărul ciocnirii pe durata impactului.

Astfel ecuația oscilațiilor barei după prima ciocnire devine:

$$w_1(t) = \frac{\tilde{v}_1}{\omega} \cdot \sin(\omega \cdot t) = \frac{2v_0}{(1+\gamma) \cdot \omega} \cdot \sin(\omega \cdot t). \quad (3.132.)$$

În acest caz timpul scurs până la a doua ciocnire se determină, acceptând o ipoteză simplificatoare și anume că viteza ciocanului este constantă, din relația:

$$w_1(t_1) = v_1 \cdot t_1 = \tilde{v}_1 \cdot t_1 + \frac{\ddot{w}_1(t_1) \cdot t_1^2}{2}. \quad (3.133.)$$

Astfel durata primei ciocnirii este dată de ecuația:

$$t_1 \cdot \sin(\omega \cdot t_1) = \frac{2(\tilde{v}_1 - v_1)}{\tilde{v}_1 \cdot \omega} = \frac{1+\gamma}{\omega}. \quad (3.134.)$$

Rezolvată numeric relația 3.134. are soluția:

$$t_1 = \frac{1}{\omega} \cdot (0,9905(1+\gamma) + 0.0525) \quad R^2 = 0,9745 \quad (3.135.)$$

pentru:  $(1+\gamma) \leq 1,8$  pentru  $1,8 \leq (1+\gamma) \leq 2$  vitezele (probă și ciocan) au sensuri diferite.

Aplicând din nou principiul conservării energiei cinetice și a impulsului pentru a doua ciocnire, la momentul  $t_1$ , obținem:

$$\begin{aligned} \tilde{v}_2 &= \frac{2}{1+\gamma} \cdot \frac{1-\gamma}{1+\gamma} \cdot v_0 \cdot (1 - \cos(\omega \cdot t_1)) \\ v_2 &= \left( \frac{1-\gamma}{1+\gamma} \right)^2 \cdot v_0 + \left( \frac{2}{1+\gamma} \right)^2 \cdot \gamma \cdot v_0 \cdot \cos(\omega \cdot t_1) \end{aligned} \quad (3.136.)$$

Pentru a stabili constantele de integrare ale ecuației 3.130. considerăm pentru simplificare că axa timpului este zero în momentul celui de-al doilea contact, astfel:

pentru  $\tau > t_1 \Rightarrow$  fie  $t = \tau - t_1$  atunci pentru  $t = 0$  avem:

$$\begin{aligned} w_2(0) = 0 &\Rightarrow A_2 = 0 \\ \dot{w}_2(0) = \tilde{v}_2 &\Rightarrow B_2 = \frac{\tilde{v}_2}{\omega} \Rightarrow w_2(t) = \frac{\tilde{v}_2}{\omega} \cdot \sin(\omega \cdot t) \end{aligned} \quad (3.137.)$$

Similar analizei de mai sus, relațiile 3.133., 3.134. și 3.135. obținem momentul celei de-a treia ciocnire:

$$t_2 \cdot \sin(\omega \cdot t_2) = \frac{1 + \gamma}{\omega} \cdot \frac{2(1 - \cos(\omega \cdot t_1)) - (1 + \gamma)}{(1 - \gamma) \cdot (1 - \cos(\omega \cdot t_1))} = \frac{1 + \gamma}{\omega} \cdot \alpha \quad (3.138.)$$

unde:

$$t_2 = \frac{1}{\omega} \cdot (0,9905\alpha \cdot (1 + \gamma) + 0.0525) \quad (3.139.)$$

pentru:  $(1 + \gamma)\alpha \leq 1,8$ .

Algoritmul se repetă până când viteza ciocanului devine mai mică sau egală cu zero moment în care impactul își schimbă sensul, producându-se din direcția bară - ciocan.

După cum se poate observa fenomenul este extrem de complex, cu atât mai mult cu cât analiza de mai sus a considerat sistemul echivalent al barei solicitată la șoc transversal și a ignorat contactul corpurilor considerând ciocniri perfect elastice. Cu toate acestea se poate trage o concluzie privind influența tensiunilor remanente și anume, prezența energiei potențiale datorită acestor tensiunii superficiale determină o scădere a numărului de ciocniri precum și a ecartului de timp dintre acestea, astfel că se poate aprecia ca fiind benefică influența tensiunilor remanente ele determinând o continuitate a impactului eliminând ciocnirile multiple ce amplifică șocul.

### 3.2.4. Solicitarea de contact la șoc

În analiza realizată la paragraful 3.2.1. am considerat că la ciocnirea dintre două elemente elastice (figura 3.47.) deformația și viteza se produc instantaneu pe întreaga secțiune a barei. În realitate contactul se realizează progresiv, astfel vom analiza în continuare contactul acordându-i acestuia caracteristici liniare și neliniare.

În figura 3.54. se prezintă modelul analizat, în care acceptăm că planele de referință în care se propagă unda de șoc sunt separate de distanța  $(s - \alpha)$  în care  $\alpha$  reprezintă comprimarea locală la contactul corpurilor.

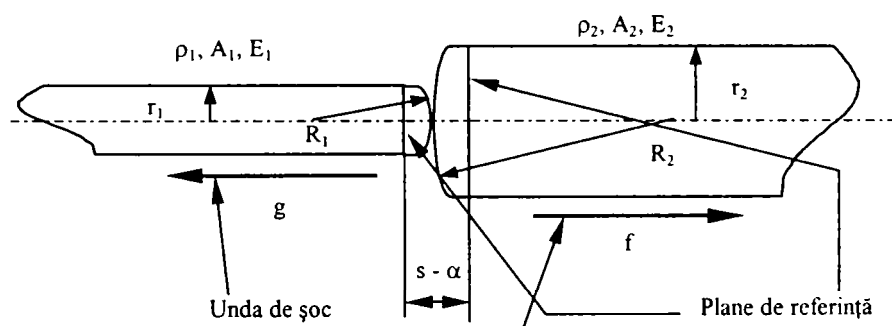


Figura 3.54. Contactul longitudinal a două bare.

Presupunem că forța ce apare la contactul celor două bare este de forma:

$$F = k \cdot \alpha^m. \quad (3.140.)$$

Astfel viteza de apropiere a planelor de referință este:

$$\dot{\alpha} = v + c_1 \cdot g' - c_2 \cdot f' \quad (3.141.)$$

unde:  $v$  – viteza relativă de apropiere a barelor.

Iar forța de contact este:

$$F = -(E_1 \cdot A_1) \cdot g' = +(E_2 \cdot A_2) \cdot f'. \quad (3.142.)$$

Din relațiile 3.140., 3.141. și 3.142. avem:

$$\dot{\alpha} = v - \frac{F \cdot c_1}{E_1 \cdot A_1} - \frac{F \cdot c_2}{E_2 \cdot A_2} = v - k \cdot \alpha^m \cdot \left( \frac{1}{Z_1} + \frac{1}{Z_2} \right) \quad (3.143.)$$

unde:  $Z_1, Z_2$  – impedanța mecanică a probelor.

Fie  $\lambda = k \cdot \left( \frac{1}{Z_1} + \frac{1}{Z_2} \right)$  atunci relația 3.143. devine:

$$\dot{\alpha} + \lambda \cdot \alpha^m = v. \quad (3.144.)$$

Să presupunem că contactul prezintă o caracteristică liniară ( $m = 1$ ) atunci soluția ecuației 3.144., pentru condițiile inițiale ( $\alpha = 0$  la  $t = 0$ ), este:

$$\alpha = \frac{v}{\lambda} \cdot (1 - e^{-\lambda t}). \quad (3.145.)$$

În acest caz forța are relația:

$$F = v \cdot \frac{Z_1 \cdot Z_2}{Z_1 + Z_2} \cdot (1 - e^{-\lambda t}). \quad (3.146.)$$

Prin similitudine cu contactul dintre doi dinți a două roți dințate putem aprecia că forța transmisă datorită șocului scade datorită contactului, precum și cu cât durata șocului este mai redusă. Astfel dacă considerăm aceeași impedanță mecanică avem:

$$F_{\max} = v \cdot Z < v \cdot Z \cdot (1 - e^{-\lambda t}) = F. \quad (3.147.)$$

În analiza precedentă am considerat contactul ca fiind linear, dacă acceptăm teoria hertziană privind contactul dintre două suprafețe sferice avem:

$$\alpha = F^{\frac{2}{3}} \left[ \frac{9\pi}{16} \cdot (\mu_1 + \mu_2)^2 \cdot \left( \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) \right]^{\frac{1}{3}} \quad (3.148.)$$

unde:  $\mu = \frac{1-\nu}{\pi \cdot E}$ ,  $\nu$  – coeficientul lui Poisson.

Astfel ecuația 3.140. devine:

$$F = k \cdot \alpha^{\frac{3}{2}} \quad (3.149.)$$

unde:

$$k = \left[ \frac{3\pi}{4} \cdot (\mu_1 + \mu_2) \cdot \sqrt{\left( \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right)} \right]^{-1} \quad (3.150.)$$

În acest caz ecuația 3.144. devine:

$$\dot{\alpha} + \lambda \cdot \alpha^{\frac{3}{2}} = v \Rightarrow \int_0^{\alpha} \frac{d\alpha}{v - \lambda \cdot \alpha^{\frac{3}{2}}} = \int_0^t dt. \quad (3.151.)$$

Făcând schimbarea de variabilă  $\beta^3 = \frac{\lambda \cdot \alpha^{\frac{3}{2}}}{v}$  ne conduce la soluția:

$$t = \frac{2}{3} \frac{1}{v} \left( \frac{v}{\lambda} \right)^{\frac{2}{3}} \left[ \frac{1}{2} \ln \left( \frac{\beta^2 + \beta + 1}{(1 - \beta)^2} \right) - \sqrt{3} \operatorname{arctg} \left( \frac{2\beta + 1}{\sqrt{3}} \right) + \frac{\pi\sqrt{3}}{6} \right]. \quad (3.152.)$$

Astfel forța are valoarea:

$$F = \frac{k \cdot v}{\lambda} \cdot \beta^3 \quad (3.153.)$$

unde:  $\beta$  - soluția ecuației 3.152.

Analiza în acest caz este posibilă doar numeric datorită complexității ecuației 3.152.

### 3.3. Considerații de mecanica ruperii în regim dinamic

Creșterea vitezei de lucru în exploatare a diverselor organe de mașini, precum și apariția inerentă a unor solicitări dinamice accidentale, pot genera și generează apariția fisurilor precum și amplifică și propagă anumite defecte de material formând astfel fisuri.

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

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

În această ordine de idei în acest paragraf se prezintă pe scurt analiza teoretică a factorului dinamic de intensitate a tensiunii, precum și o analiza experimentală propusă de autor [33].

Analiza teoretică și experimentală va urmări comportamentul la șocuri a epruvetelor Charpy analizate și experimental în această lucrare.

În acest caz vom analiza răspunsul unei epruvete Charpy V solicitată la șoc [69], modelul de analizat precum și modelul echivalent este prezentat în figura 3.55.

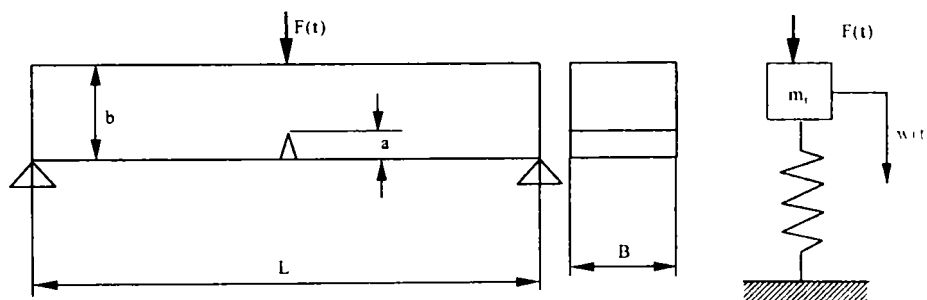


Figura 3.55. Solicitarea la șoc de încovoiere a epruvetelor cu creștătură.



Unde  $w(t)$  reprezintă săgeata probei în secțiunea mediană,  $F(t)$  forța aplicată și  $m_r$  masa redusă a probei, care are relația:

$$m_r = \frac{17}{35} \rho \cdot L \cdot B \cdot b \quad (3.154.)$$

unde:  $\rho$  – densitatea materialului;  
 $L, B, b$  – dimensiunile probei.

Dacă notăm  $R(a)$  rigiditatea probei cu fisura de lungime  $a$ , atunci ecuația de mișcare a sistemului este:

$$m_r \cdot \ddot{w}(t) + R(a) \cdot w(t) = F(t) \quad (3.155.)$$

din condițiile inițiale: la  $t = 0$  avem  $w(t) = \dot{w}(t) = 0$ , atunci soluția ecuației 3.155. este:

$$w(t) = \frac{1}{\omega \cdot m_r} \cdot \int_0^t F(\tau) \cdot \sin \omega(t - \tau) \cdot d\tau \quad (3.156.)$$

unde:  $\omega$  – pulsația proprie a sistemului, și are expresia:

$$\omega = \sqrt{\frac{R(a)}{m_r}}. \quad (3.157.)$$

Factorul dinamic de intensitate a tensiunii are expresia, dată de [70]:

$$K_I(t) = \lim_{r \rightarrow 0} \left[ \sigma(r, \theta = 0, t) \sqrt{2\pi \cdot r} \right]. \quad (3.158.)$$

Unde  $\sigma$  este tensiunea perpendiculară pe direcția fisurii în coordonate polare  $r$  și  $\theta$ . În cazul încovoierii unei grinzi fără fisură tensiunea este proporțională cu momentul vom accepta proporționalitatea și în cazul cu fisură, astfel factorul de intensitate a tensiunii, în baza relației 3.158., va fi proporțional cu momentul, în secțiunea mediană, [128]:

$$K_I(t) = C \cdot w(t). \quad (3.159.)$$

Unde constanta  $C$  este obținută din analiză de mecanica ruperii în domeniul elastic, [7]:

$$C = \frac{3L\sqrt{\pi \cdot a}}{2B \cdot b^2} \cdot f\left(\frac{a}{b}\right) \cdot R(a). \quad (3.160.)$$

unde  $f(a/b)$  este funcția de influență datorită geometriei probei și are expresia dată de Srawley [166], pentru  $a/b = 4$ :

$$f\left(\frac{a}{b}\right) = \frac{1.99 - \frac{a}{b} \left(1 - \frac{a}{b}\right) \left(2.15 - 3.93 \frac{a}{b} + 2.7 \left(\frac{a}{b}\right)^2\right)}{\left(1 + 2 \frac{a}{b}\right) \left(1 - \frac{a}{b}\right)^{3/2}}. \quad (3.161.)$$

Astfel din ecuațiile 3.156., 3.157. și 3.160. factorul dinamic de intensitate a tensiunii are expresia:

$$K_I(t) = \frac{3L\sqrt{\pi \cdot a}}{2B \cdot b^2} \cdot f\left(\frac{a}{b}\right) \cdot \omega \cdot \int_0^t F(\tau) \cdot \sin \omega(t - \tau) \cdot d\tau. \quad (3.162.)$$

Pentru determinarea rigidității probei,  $R(a)$ , se utilizează relația:

$$R(a) = \frac{F}{w} \quad (3.163.)$$

unde:  $w$  – săgeata mediană maximă a probei cu fisură.

Săgeata mediană maximă a probei cu fisură este suma, [59], săgeții grinzii fără creștătură și respectiv cu creștătură:

$$w = w_{fc} + w_{cc}. \quad (3.164.)$$

Relația săgeții grinzii fără creștătură a fost dată de Timoshenko și Goodier, [183]:

$$w_{fc} = \frac{F \cdot L^3}{48E \cdot I_z} \left( 1 + 2.85 \left(\frac{b}{L}\right)^2 - 0.84 \left(\frac{b}{L}\right)^3 \right). \quad (3.165.)$$

Iar în ce privește deplasarea mediană a barei cu creștătură, Tada etc. [175], oferă următoarea relație:

$$w_{cc} = \frac{F \cdot L^3}{48E \cdot I_z} \left[ 6 \left(\frac{b}{L}\right) \left[ \left(\frac{a/b}{1-a/b}\right)^2 \left( 5.58 - 19.57 \frac{a}{b} + 36.82 \left(\frac{a}{b}\right)^2 - 34.94 \left(\frac{a}{b}\right)^3 + 12.77 \left(\frac{a}{b}\right)^4 \right) \right] \right] \quad (3.166.)$$

Astfel din relațiile 3.163., 3.164., 3.165. și 3.166. obținem rigiditatea probei:

$$R(a) = \frac{48E \cdot I_z}{L^3} \left[ \left( 1 + 2.85 \left(\frac{b}{L}\right)^2 - 0.84 \left(\frac{b}{L}\right)^3 + 6 \frac{b}{L} \cdot \left[ \left(\frac{a/b}{1-a/b}\right)^2 \left( 5.58 - 19.57 \frac{a}{b} + 36.82 \left(\frac{a}{b}\right)^2 - 34.94 \left(\frac{a}{b}\right)^3 + 12.77 \left(\frac{a}{b}\right)^4 \right) \right] \right)^{-1} \right] \quad (3.167.)$$

Acceptând acum o variație a forței de impact de genul:

$$F(t) = A \cdot \sin \omega(t - t_0) \quad (3.168.)$$

unde:  $A$  – amplitudinea forței;  
 $t_0$  – defazajul solicitării, (considerăm  $t_0 = 0$ ).

Putem obține variația ipotetică a factorului de intensitate a tensiunii:

$$K_{Id}(t) = \frac{C \cdot A}{2\omega^2 m_r} (\sin(\omega \cdot t) - \omega \cdot t \cdot \cos(\omega \cdot t)). \quad (3.169.)$$

Derivând relația 3.169. obținem variația în timp a factorului dinamic de intensitate al tensiunii:

$$\dot{K}_{ld}(t) = \frac{C \cdot A}{2m_r} \cdot t \cdot \sin(\omega \cdot t). \quad (3.170.)$$

Variația factorului de intensitate al tensiunii funcție de durata solicitării pentru diferite lungimi ale fisurii, dată de relația 3.169. este prezentată în figura 3.56.

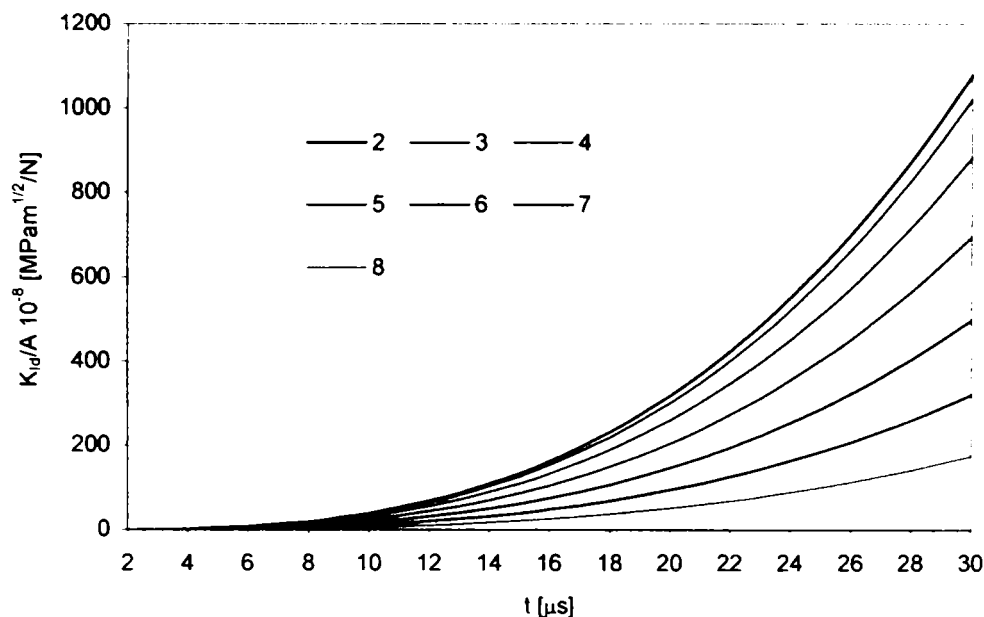


Figura 3.56. Variația factorului dinamic de intensitate al tensiunii.

Se observă din analiza teoretică complexitatea fenomenului în ce privește stabilirea factorului dinamic de intensitate a tensiunii precum și determinarea valorii sale critice. În continuare se prezintă o metodă experimentală propusă de autor [33] în vederea stabilirii factorului dinamic de intensitate a tensiunii precum și valoarea s-a critică.

Pe baza similitudinilor cu viteza de propagare a fisurilor când solicitările nu includ șocul [19, 116, 160], precum și acceptând propunerea lui Srinivasan [167], privind solicitările cu șocuri repetate, relații similare cu relația 3.171., precum și în baza observațiilor experimentale ale lui Dumitru [56], se acceptă o dependență similară funcție de energia unui impact, relația 3.172.:

$$\frac{da}{dN} = C_0 \cdot \sigma^m \cdot a^n \quad (3.171.)$$

$$\frac{da}{dN} = B \cdot W^\beta \cdot a^\alpha \quad (3.172.)$$

unde:  $B, C_0, \alpha, \beta, m, n$  – constante de material.

Acceptăm acum ca viteză de propagare a fisurii o derivație a legii lui Paris:

$$\frac{da}{dN} = C(K_{\max} \cdot (1 - R))^n \quad (3.173.)$$

unde:  $R$  – gradul de asimetrie al încercării ( $R = 0$  – pentru rupere în domeniu elastic);  
 $C, n$  – constante de material.

Din relația 3.172. și 3.173. obținem:

$$K_{ld} = \sqrt[n]{\frac{B}{C} \cdot \frac{W^{\frac{\beta}{n}} \cdot a^{\frac{\alpha}{n}}}{1-R}} = \sqrt[n]{\frac{B}{C} \cdot W^{\frac{\beta}{n}} \cdot a^{\frac{\alpha}{n}}}. \quad (3.174.)$$

Dependența de viteza de solicitare se poate atunci aprecia ca fiind:

$$K_{ld} = \sqrt[n]{\frac{B}{C} \cdot \frac{m_r^{\frac{\beta}{n}} \cdot v^{\frac{2\beta}{n}} \cdot a^{\frac{\alpha}{n}}}{1-R}} = \sqrt[n]{\frac{B}{C} \cdot m_r^{\frac{\beta}{n}} \cdot v^{\frac{2\beta}{n}} \cdot a^{\frac{\alpha}{n}}}. \quad (3.175.)$$

Pentru exemplificare se prezintă în figura 3.57. dependența factorului dinamic de intensitate al tensiunii determinat în baza analizei propuse de autor pentru un oțel aliat 40Cr10.

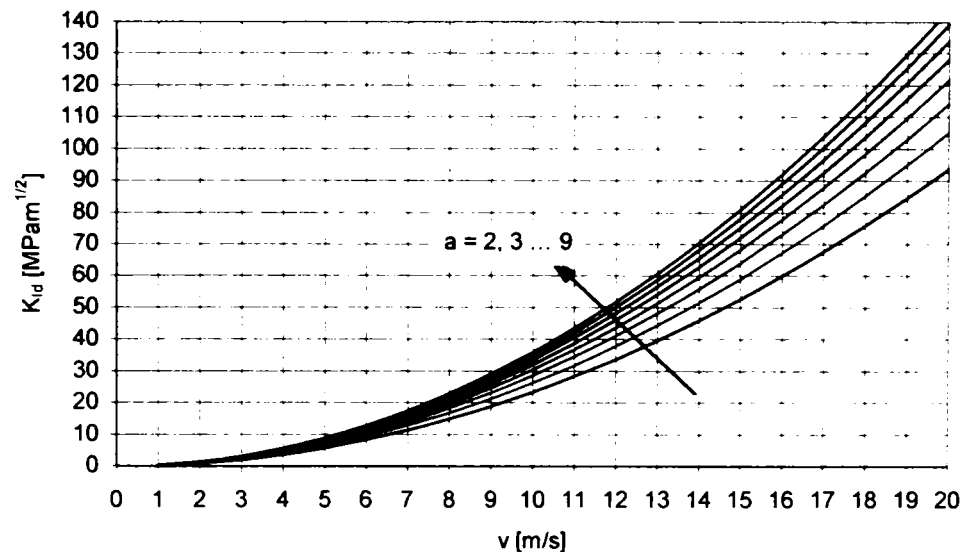


Figura 3.57. Variația  $K_{ld}$  pentru oțelul 40Cr10.

În plus în urma încercării de încovoiere cu șocuri se obțin și valorile la limită, și anume lungimea fisurii finale și numărul total de lovituri până la rupere.

Astfel în baza relației 3.174. se pot determina valorile factorului dinamic critic de intensitate al tensiunii, precum și dependența acestuia de energia totală a solicitării, reprezentată în figura 3.58. pentru 40Cr10.

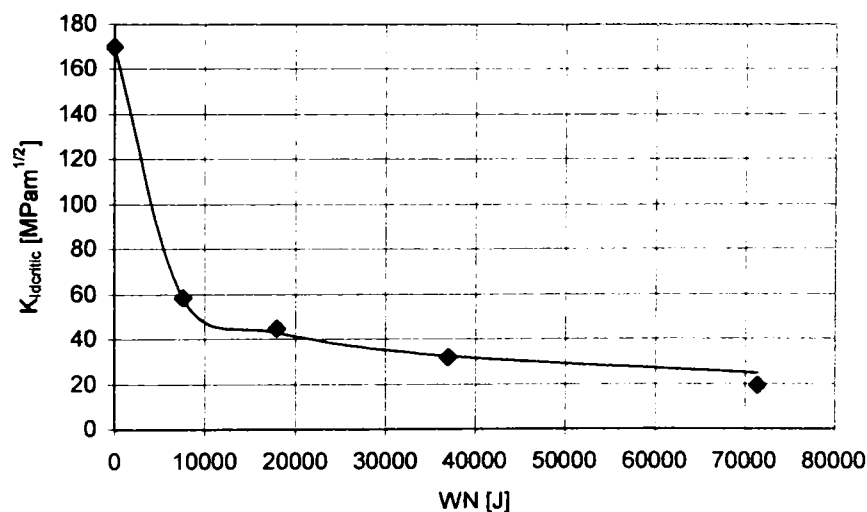


Figura 3.58. Variația  $K_{ldc}$  cu energia totală de solicitare, pentru 40Cr10.

O corelare simplă a rezultatelor prezentate în figura 3.58. ne conduce la o relație de genul:

$$K_{ldc} = \frac{10^5}{A + B \cdot \sqrt{W \cdot N}} \quad (3.176.)$$

unde:  $A, B$  – constante de material.

Metoda propusă de autor prezintă un mare avantaj fiind ieftină și ușor de aplicat permițând determinarea variației factorului dinamic de intensitate al tensiunii funcție de energia sau viteza de solicitare. De asemenea un mare avantaj îl prezintă posibilitatea de-a stabili din considerente de mecanica ruperii, durabilitatea la șocuri a unei piese – structuri cu fisură, relația 3.176.

În general, se reprezintă variația factorului dinamic de intensitate a tensiunii funcție de viteza de solicitare. Această dependență poate induce erori în aprecierea parametrului de mecanica ruperii deoarece viteza este o caracteristică cinematică și pentru aceeași viteză, două probe diferite doar ca dimensiuni (masă) prezintă comportamente diferite în propagarea fisurilor la solicitării dinamice. Astfel pentru o înțelegere globală a variației factorului de intensitate a tensiunii, autorul, consideră oportună utilizarea, ca parametru de dependență, a variației forței în timp, respectiv a energiei de solicitare.

În continuare se prezintă o metodă de analiză a factorului dinamic de intensitate a tensiunii pentru cazul probei din figura 3.55., din considerente energetice.

Acceptăm că energia absorbită de probă pe durata unui impact este:

$$W = \frac{R(a) \cdot w^2(t)}{2} = \frac{m_r \cdot v_0^2}{2}. \quad (3.177.)$$

Cunoscând soluțiile ecuației oscilațiilor libere de încovoiere (3.117., 3.118. și 3.119.) și anume  $w(x,t) = g(t) \cdot f(x)$  se poate trece la determinarea constantelor de integrare din condiții inițiale și condiții la limită și de contur.

Din condiții inițiale avem:

$$g(0) = w(0) = \frac{v_0}{\omega'} = A \quad \text{unde} \quad \omega' = \sqrt{\frac{R(a)}{m_r}} \quad (3.178.)$$

$$\dot{g}(0) = \dot{w}(0) = 0 = B \Rightarrow g(t) = \frac{v_0}{\omega'} \cdot \cos(\omega' \cdot t)$$

Atunci tensiunea maximă ce apare se obține din expresia:

$$\begin{aligned} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} = \frac{2\sigma}{b \cdot E} \Rightarrow \sigma &= \frac{b \cdot E}{2} \cdot \frac{v_0}{\omega'} \cdot \cos(\omega' \cdot t) \cdot \frac{\partial^2 f}{\partial x^2} \\ \Rightarrow \sigma_{\max.} (x=0, t=0) &= \frac{b \cdot E}{2} \cdot \frac{v_0}{\omega'} \cdot \frac{\partial^2 f}{\partial x^2}(0). \end{aligned} \quad (3.179.)$$

Știim că expresia componentei  $f$  este de forma:

$$f(x) = C_1 \cdot \sin\left(\sqrt{\frac{\omega'}{a'}} \cdot x\right) + C_2 \cdot \cos\left(\sqrt{\frac{\omega'}{a'}} \cdot x\right) + C_3 \cdot e^{\sqrt{\frac{\omega'}{a'}} \cdot x} + C_4 \cdot e^{-\sqrt{\frac{\omega'}{a'}} \cdot x}. \quad (3.180.)$$

Acceptăm sistemul de referință cu originea în zona mediană a probei și simetria oscilațiilor, atunci condițiile de contur sunt:

- $f(0) = 1$  - săgeata secțiunii mediane este cea a sistemului echivalent;
- $\frac{\partial f}{\partial x}(0) = 0$  - rotirea secțiunii mediane e nulă;
- $\frac{\partial^2 f}{\partial x^2}(l) = 0$  - momentul în articulație este nul;
- $f(l) = 0$  - săgeata în articulație e nulă.

Efectuând calculele, cu notația  $\alpha = \sqrt{\omega'/a'} \cdot l$  obținem:

$$\begin{aligned}
 C_1 &= -\frac{1 + e^{2\alpha}}{(1 + e^{2\alpha}) \cdot \operatorname{tg}(\alpha) + (1 - e^{2\alpha})} \\
 C_2 &= \frac{(1 + e^{2\alpha}) \cdot \operatorname{tg}(\alpha)}{(1 + e^{2\alpha}) \cdot \operatorname{tg}(\alpha) + (1 - e^{2\alpha})} \\
 C_3 &= \frac{1}{(1 + e^{2\alpha}) \cdot \operatorname{tg}(\alpha) + (1 - e^{2\alpha})} \\
 C_4 &= -\frac{e^{2\alpha}}{(1 + e^{2\alpha}) \cdot \operatorname{tg}(\alpha) + (1 - e^{2\alpha})}.
 \end{aligned} \tag{3.181.}$$

Atunci mometul în secțiunea mediană are dependența:

$$\frac{\partial^2 f}{\partial x^2}(0) = \frac{\omega'}{a'} \cdot (-C_2 + C_3 + C_4) = \frac{\omega'}{a'} \cdot \frac{(1 - e^{2\alpha}) - (1 + e^{2\alpha}) \cdot \operatorname{tg}(\alpha)}{(1 + e^{2\alpha}) \cdot \operatorname{tg}(\alpha) + (1 - e^{2\alpha})}. \tag{3.182.}$$

Astfel putem aprecia factorul dinamic de intensitate a tensiunii:

$$K_{ld} = b \cdot E \cdot \sqrt{\frac{W}{2R(a)}} \cdot \frac{\partial^2 f}{\partial x^2}(0) \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot f\left(\frac{a}{b}\right). \tag{3.183.}$$

În relația finală apare energia solicitării ce poate fi exprimată funcție de viteză dar în același timp exprimă dependența factorului dinamic de intensitate a tensiunii și de masa elementului de tip bară dreptunghiulară cu fisură centrală și solicitată dinamic de o forță transversală în zona mediană.

## CONSIDERAȚII PRIVIND ACHIZIȚIA ȘI PRELUCRAREA DATELOR EXPERIMENTALE LA ÎNCERCĂRILE ÎN REGIM DINAMIC

### 4.1. Lanțul de măsurare

Captoarele cu TER se caracterizează printr-o suplețe deosebită la integrarea în lanțul de măsurare, [43, 79, 91, 124, 138]. Modalitățile optime de interfațare vor fi analizate în continuare. Mărimea mecanică de la intrarea sistemului de măsură suferă un șir de transformări succesive până devine semnal electric de ieșire, figura 3.1. Pentru exemplificare, se consideră că mărimea de intrare este forța  $F$ . Celelalte mărimi mecanice, care fac obiectul acestei lucrări, se pot reduce la forță, pe baza unor relații clasice:  $M = Fd$ ;  $p = F/A$ ;  $a = F/m$ ,  $m$  fiind masa elementului elastic. Forța este proporțională cu tensiunea mecanică  $\sigma$  prin intermediul unui termen constant – aria  $A$  sau modulul de rezistență  $W_z$  sau  $W_d$  – definit de caracteristicile geometrice a secțiunii transversale a elementului elastic. Deformația specifică  $\epsilon$  depinde liniar de  $\sigma$  prin modulul de elasticitate  $E$ , conform legii lui Hooke ( $\sigma = \epsilon E$ ). Se lucrează până la limita de proporționalitate a caracteristicii sarcină – deformație. TER transformă deformația specifică în variație relativă de rezistență  $\Delta R/R$  prin factorul de sensibilitate al mărcii  $k$ , iar puntea Wheatstone o convertește în variație a tensiunii electrice  $U_e$  prin factorul de punte  $n$ . Etajul de amplificare, prin factorul de amplificare electronică  $\beta$  (minim 100), furnizează indicația  $U = U_e \beta$ . În concluzie, se obține o dependență liniară între indicația  $U$  a instrumentului electric și sarcina  $F$  aplicată elementului elastic al captorului, liniaritate probată de etalonarea întregului sistem de măsurare, prin care se determină sensibilitatea sa globală (factorul global de cuplaj electromecanic).

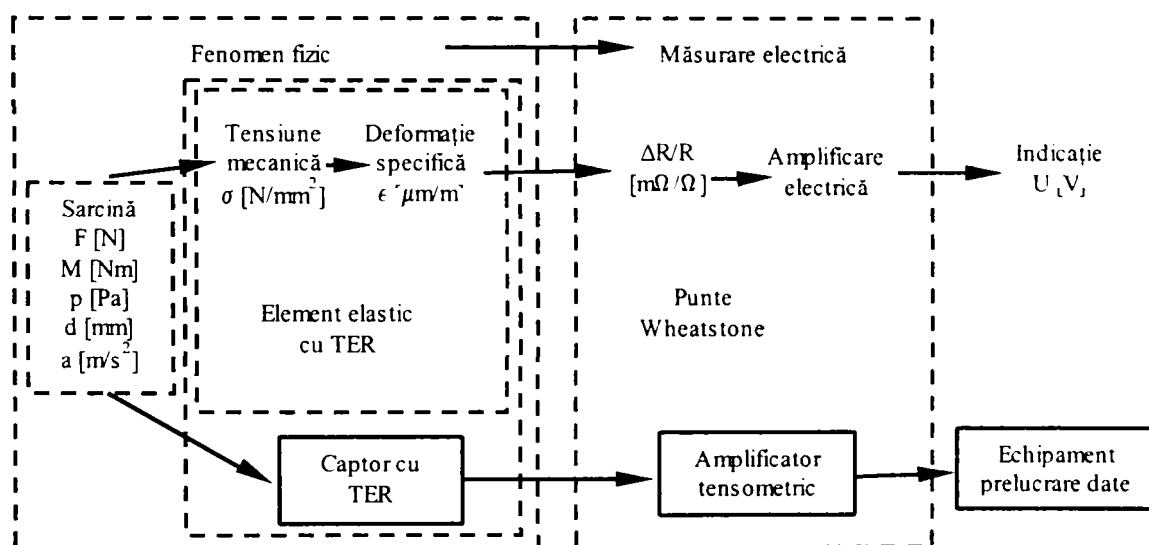


Figura 4.1. Schemă bloc a lanțului de măsurare.

Captoarele rezistive nu pot funcționa singure, ci trebuie înglobate într-un lanț de măsurare, a cărui schemă bloc este prezentată în figura 4.1. Triada sesizare – amplificare – indicare (înregistrare) trebuie privită ca un tot unitar, deoarece tehnologiile actuale permit realizarea unor dispozitive, ale căror dimensiunii reduse fac posibilă încorporarea elementelor triadei în captor. Acesta este un motiv suplimentar de a acorda atenție și aspectelor electrice la captoarele pentru măsurarea mărimilor mecanice. Este de remarcat marea varietate a mărimilor mecanice pe care lanțul de măsurare, care începe cu captorul, le transformă în final în mărimi electrice, cu multiple posibilități de indicare: analogică sau digitală, înregistrare, prelucrare a datelor pe calculator.

Pe lângă traductoarele rezistive, care, amplasate pe elementul elastic și conectate în punte, convertesc solicitarea mecanică în semnal electric, mai sunt necesare o serie de rezistențe, cu diverse funcțiuni: reglarea zeroului, stabilitatea amplificării, îmbunătățirea liniarității.

#### 4.2. Sisteme de amplificare și prelucrare

La acest paragraf se vor prezenta câteva tipuri, de generație nouă, de elemente componente a lanțului de măsură, și anume:

- Amplificatoare;
- Compensatoare;
- Instrumente indicatoare;
- Instrumente înregistratoare.

Precum și plăcii de achiziție de date, instrumente complexe cu mai multe canale de înregistrare, care înglobează toate elementele lanțului de măsură enumerate mai sus.

Amplificatoare sunt necesare amplificării semnalului tensometric, slab.

În continuare se vor enumera câteva tipuri de sisteme de amplificare și indicare - înregistrare cu caracteristicile generale ale acestora:

- **MGC** – amplificator – indicator alimentare curent continuu, cu frecvență purtătoare (600 Hz ... 4,8 kHz), 12 canale, traductorii rezistivi și inductivi, aplicabilitate în mediu industrial.
- **MGA** – amplificator – indicator alimentare curent continuu, cu frecvență purtătoare (600 Hz ... 4,8 kHz), 12 canale, traductorii rezistivi și inductivi, aplicabilitate în mediu exploziv.
- **alpha 3000** – amplificator – indicator alimentare curent continuu, cu frecvență purtătoare (225 Hz ... 5 kHz), traductorii rezistivi și inductivi.
- **MGT** – amplificator – indicator alimentare curent continuu, cu frecvență purtătoare (225 Hz ... 5 kHz), 12 canale, traductorii rezistivi și inductivi, indicat pentru determinarea: momentului, vitezei, puterii, temperaturii.
- **DMC 9012A** – amplificator – indicator alimentare curent continuu, cu frecvență purtătoare (600 Hz ... 4,8 kHz), 12 canale simultane, indicat încercărilor dinamice – viteza de înregistrare fiind: canalul 1 – 4 = 9600 Hz/canal; canalul 5 – 12 = 4800 Hz/canal; cu memorie proprie de înregistrare până la 120000 de valori.
- **DK 38** – amplificator – indicator alimentare curent continuu, cu frecvență purtătoare (225 Hz), 16 canale, traductorii rezistivi.
- **DMP 39** – amplificator – indicator alimentare curent continuu, cu frecvență purtătoare (225 Hz), 16 canale, traductorii rezistivi.
- **IG** – amplificator alimentare 220 V, cu frecvență purtătoare (225 Hz ... 5 kHz), 4 canale, traductorii rezistivi și inductivi.
- **MVD** – amplificator – indicator alimentare 220 V, cu frecvență purtătoare (225 Hz ... 5 kHz), traductorii rezistivi și inductivi, cu înregistrare a valorii de vârf.
- **DMD** – amplificator – indicator portabil alimentare curent continuu, cu frecvență purtătoare (225 Hz), traductorii rezistivi, cu înregistrare a valorii de vârf.

În continuare vom analiza câteva sisteme moderne de achiziție și prelucrare a datelor cu interfață pe calculator:

- a) Sistemul **AED** - având plăcii de achiziție (AD 101 ... AD 501) pentru traductorii rezistivi și inductivi, cu un canal sau canale multiple sau canale mixte. În figura 4.2. este prezentată schematic diagrama funcțională a plăcii de achiziție AD 102.



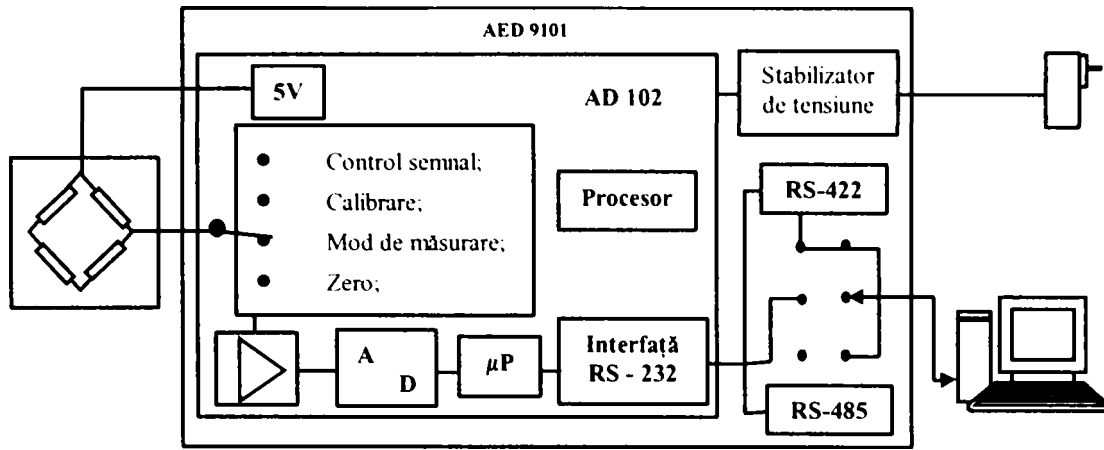


Figura 4.2. Placa de achiziție AED.

În figura 4.3. este prezentată interfața sistemului cu calculatorul și în figura 4.4. meniul programului de prelucrare a datelor.

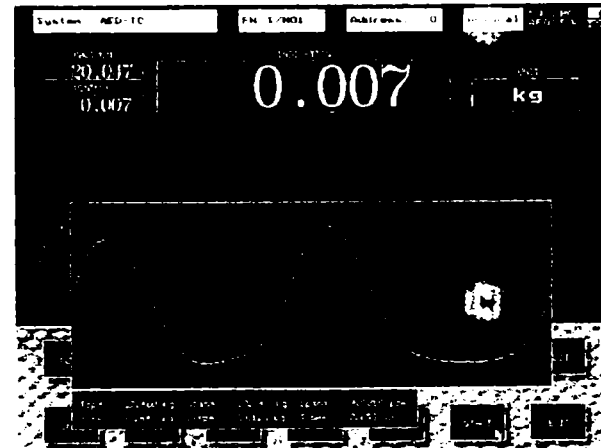
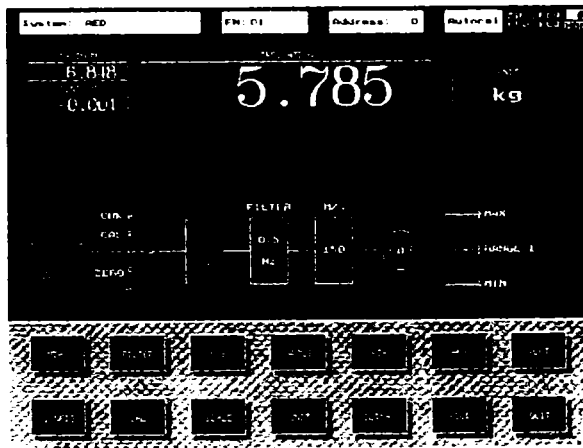


Figura 4.3. Interfața sistemului AED cu calculatorul.

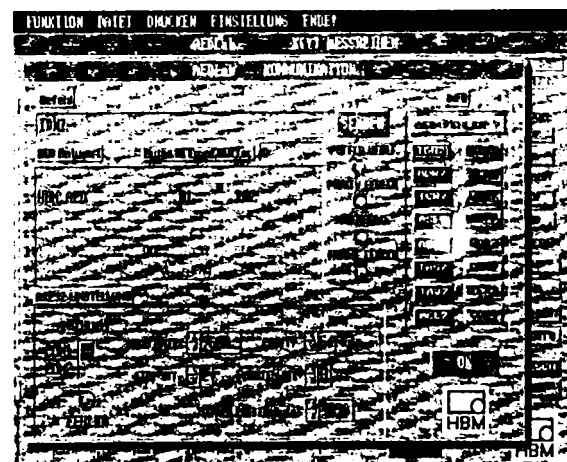
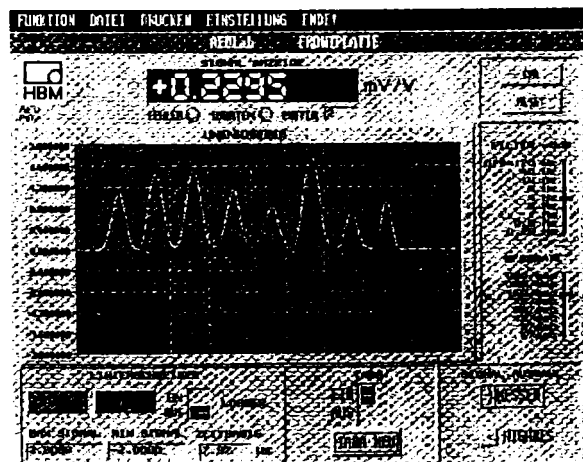


Figura 4.4. Meniul programului de analiză a plăcii AED.

b) Sistemul DMC plus – placa de achiziție este prezentată schematic în figura 4.5.

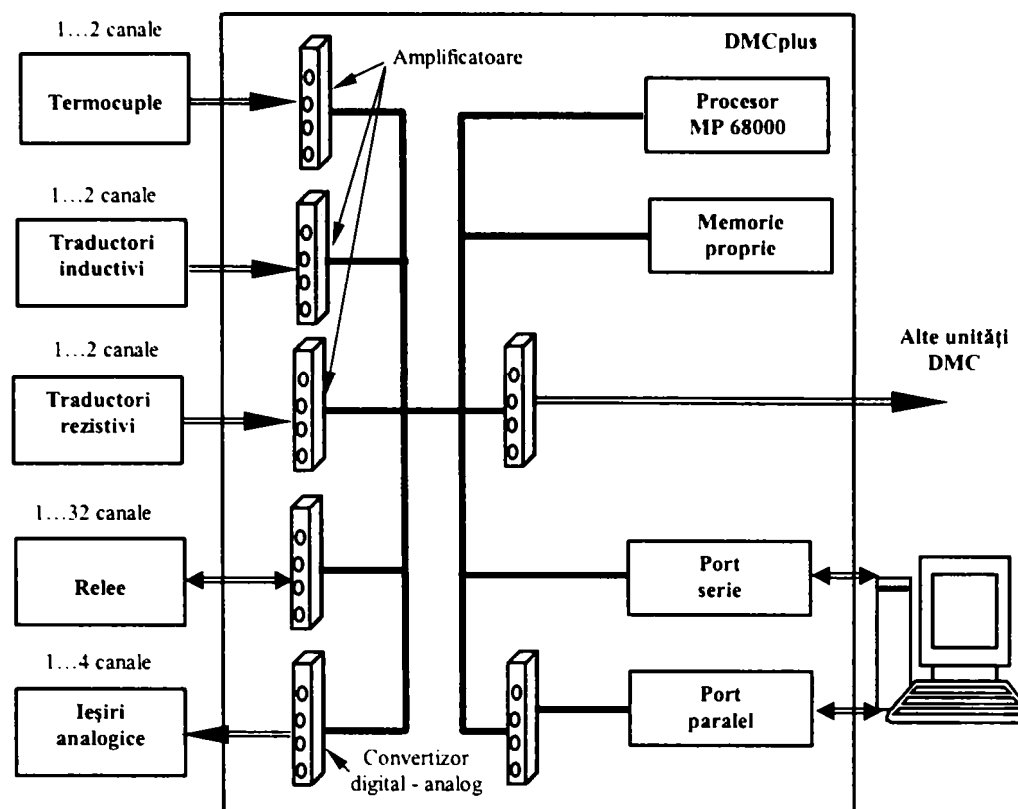


Figura 4.5. Placa de achiziție DMCplus.

În figură se pot identifica tipurile de traductori, numărul de canale aferent unei unității, interfața cu calculatorul sau/și alte unități DMC.

Sistemul este dotat cu *buffer* de memorie putând fi utilizat și fără legătura la calculator urmând ca ulterior determinărilor, datele să fie transferate în calculator, capacitatea de memorare este de 500000 date.

Amplificatoarele sunt:

- pentru termocuple – de curent continuu;
- pentru traductorii rezistivi și inductivi – cu frecvență purtătoare în banda de 600 Hz ... 4,8 kHz.

Transferul datelor la și de la calculator se realizează cu viteza de 400 kByte/sec. echivalentul a 100000 date/secundă.

În figura 4.6. este prezentată interfața sistemului cu calculatorul și meniul programului de prelucrare a datelor măsurate.

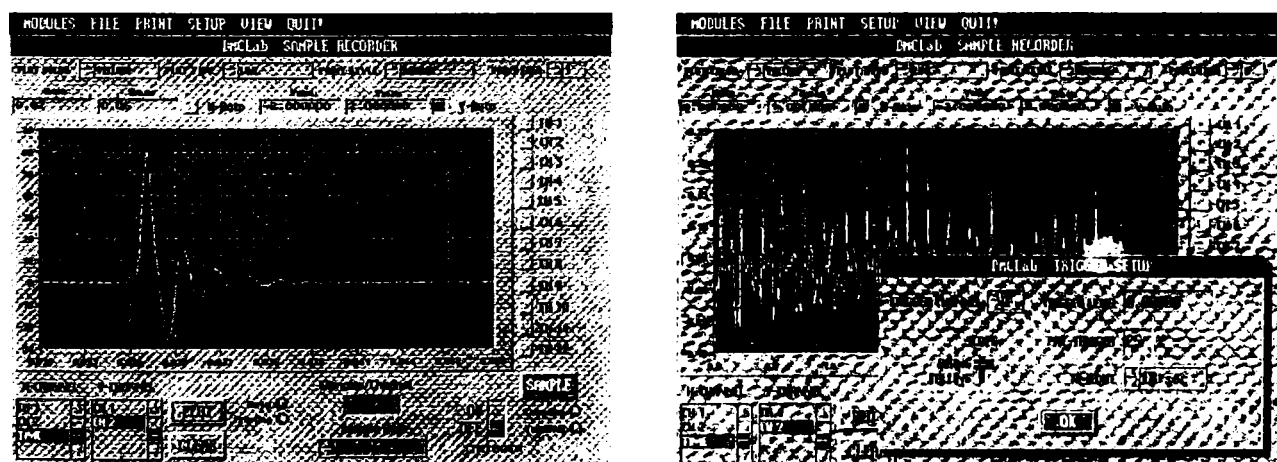


Figura 4.6. Interfața plăcii DMC cu calculatorul.

c) Sistemul **MGC** – permite conectarea următoarelor tipuri de traductori: rezistivi; inductivi; piezo-electrici; termocuple; potențiometre; curent-tensiune și de viteză și moment.

O caracteristică importantă este capacitatea sistemului de a compensa lungimii de cablu, dintre traductor și placa de achiziție, de până la 1000 metri.

De asemenea sistemul permite conectarea în serie de până la 16 plăcii MGC pentru măsurări dinamice și până la 32 MGC-uri pentru măsurări statice.

Schema de principiu este prezentată în figura 4.7.

Sistemul de achiziție este prevăzut, ca și cele prezentate anterior, cu program de prelucrare a datelor achiziționate.

În figura 4.8. este prezentată interfața (meniul) cu calculatorul al sistemului de achiziție și prelucrare a datelor MGC.

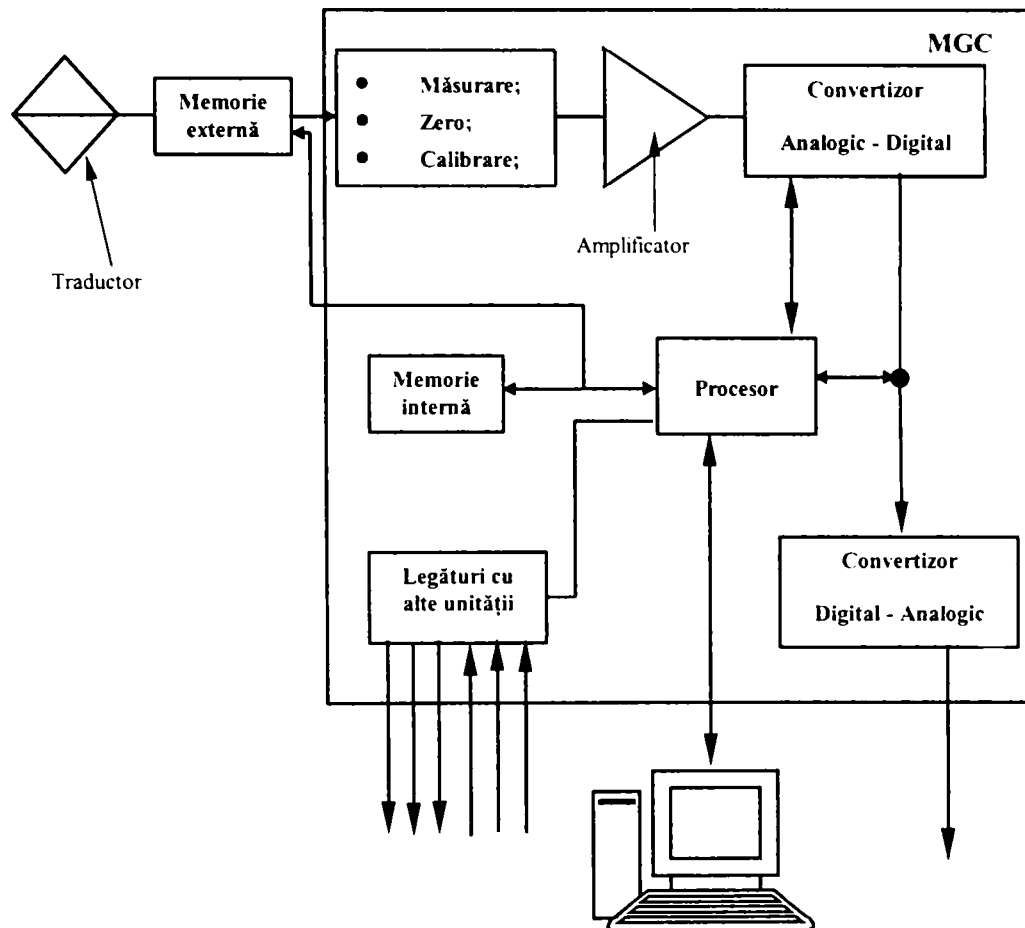


Figura 4.7. Placa de achiziție MGC.

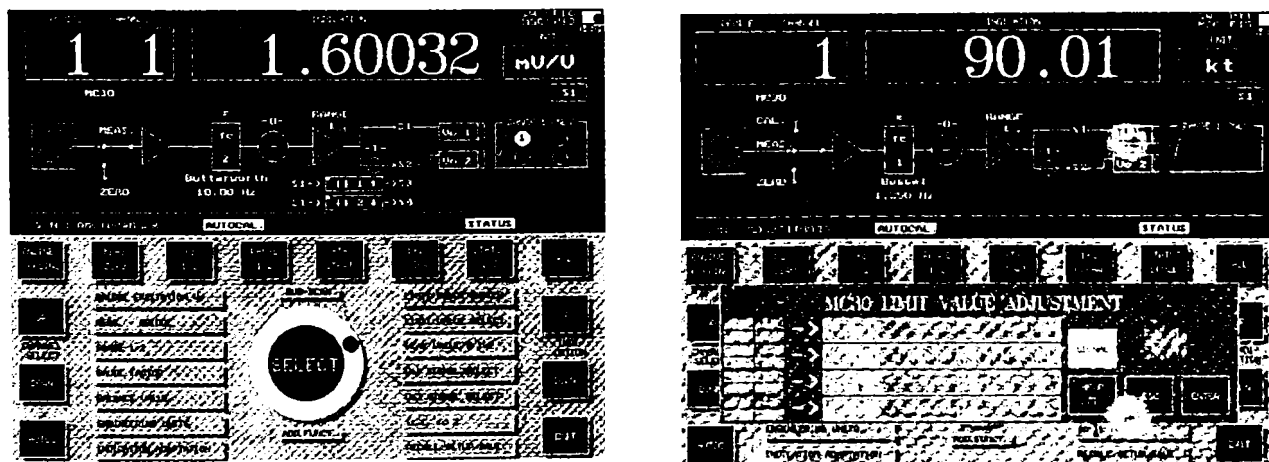


Figura 4.8. Interfața plăcii MGC cu calculatorul.

d) Sistemul **Spider 8** – este o placă de achiziție cu opt canale: semnal binar; TER, traductori inductivi; potențiometre; rezistivi; termocuplă; tensiune și curent.

Sistemul permite conectarea simultană la calculator și imprimantă precum și conectarea în paralel a mai multor sisteme Spider 8 și legarea acestora la calculator.

În figura 4.9. se prezintă schema de principiu a sistemului, Spider 8, de achiziție a datelor experimentale.

Sistemul Spider 8 are propriul program de calculator pentru reglajul și achiziția datelor experimentale.

În figura 4.10. este prezentat meniul principal cu funcțiunile aferente.

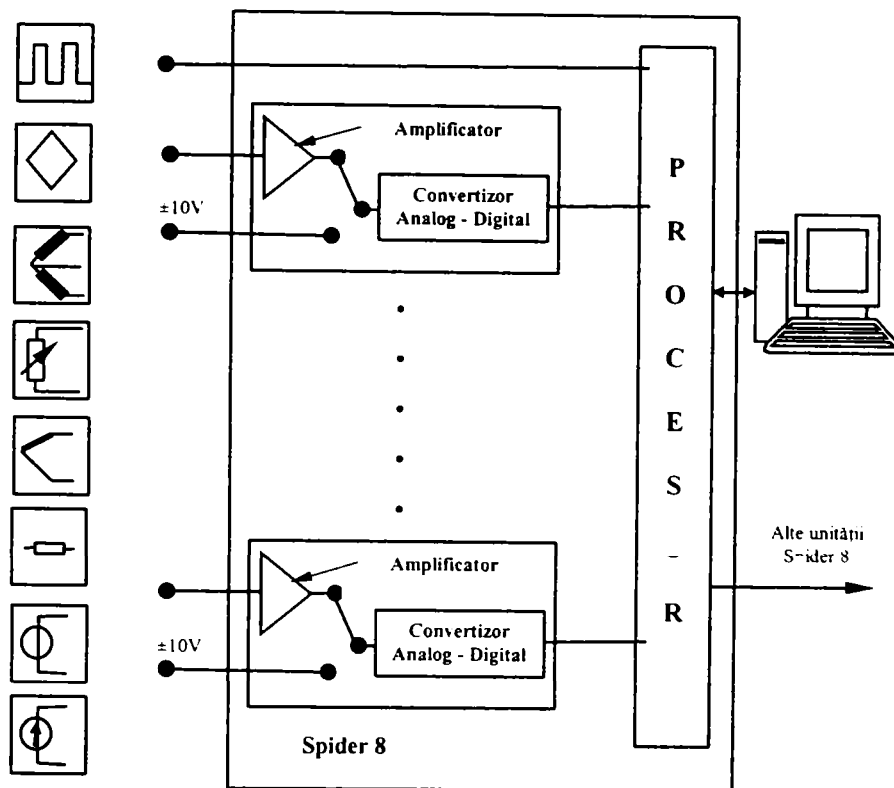


Figura 4.9. Placa de achiziție Spider8.

Canalul de măsură      Selectarea tipului de transductor      Domeniul de valori de măsurat      Valoarea reglajului de zero

Mark	Chan.	Name	Trans.	Meas. Rng.	Filter	Tare	Tare Val.	Meas. Value
	0	Channel0		3 mV/V	variable	<input checked="" type="checkbox"/>	1.0000	OFFLINE
	1	Channel1		1 MHz	variable	<input checked="" type="checkbox"/>	1.000	OFFLINE
	2	Channel2		3 mV/V	const	<input checked="" type="checkbox"/>	0.0000	OFFLINE
	3	Channel3		125 mV/V	variable	<input checked="" type="checkbox"/>	0.00	OFFLINE
	4	Channel4		12 mV/V	const	<input type="checkbox"/>	0.000	OFFLINE
	5	Channel5		100 mV	variable	<input checked="" type="checkbox"/>	0.00000	OFFLINE
	6	Chan 1		10	variable	<input type="checkbox"/>	0.00000	OFFLINE
	7	Channel7		400 Ohm	variable	<input checked="" type="checkbox"/>	0.00	OFFLINE
	8	Channel8						OFFLINE

Device: Spider8      Measuring Rate: 600 Hz      Filter Type [Var.]: beszel      Filter Frequency: 20 Hz

Tare      Test Device      Viteza de măsură      Filtrul      Valoarea măsurată

Reglaj de tară (re laj de zero)      Testare

Figura 4.10. Interfața plăcii Spider cu calculatorul.

Programul este realizat în limbaj modern ce utilizează programarea pe obiecte astfel că accesarea acestuia este foarte comodă, realizându-se practic cu ajutorul mouse-ului prin selectarea de pe meniul de mai sus a parametrului dorit lucru ce determină deschiderea unui alt meniu cu mai multe opțiuni selectarea ulterioară a comenzii dorite realizându-se în mod identic.

O caracteristică importantă a sistemului Spider 8 o reprezintă frecvența de înregistrare maximă foarte mare 9600 Hz, ceea ce face ca sistemul să fie competent pentru realizarea de încercări în regim dinamic.

### 4.3. Programe de analiză pe calculator

Programele de achiziție a datelor experimentale care dotează fiecare placă de achiziție sunt în general mai limitate.

Pentru o prelucrare mai amplă a datelor experimentale se exportă, acestea, în alte programe ca: Excel, Matlab etc.

Există în schimb și programe special concepute, complexe, ce permit și achiziționarea și prelucrarea datelor experimentale, un asemenea program este CATMAN –ul.

Pentru a înțelege mai bine modul de lucru a programului Catman, în figura 4.11. este prezentată o diagramă explicativă ce conține cele patru componente ale programului:

- driver-ul plăcii de achiziție (legătura plăcii cu calculatorul),
- baza de date;
- interfața cu operatorul;
- unitatea centrală de măsurare și control.

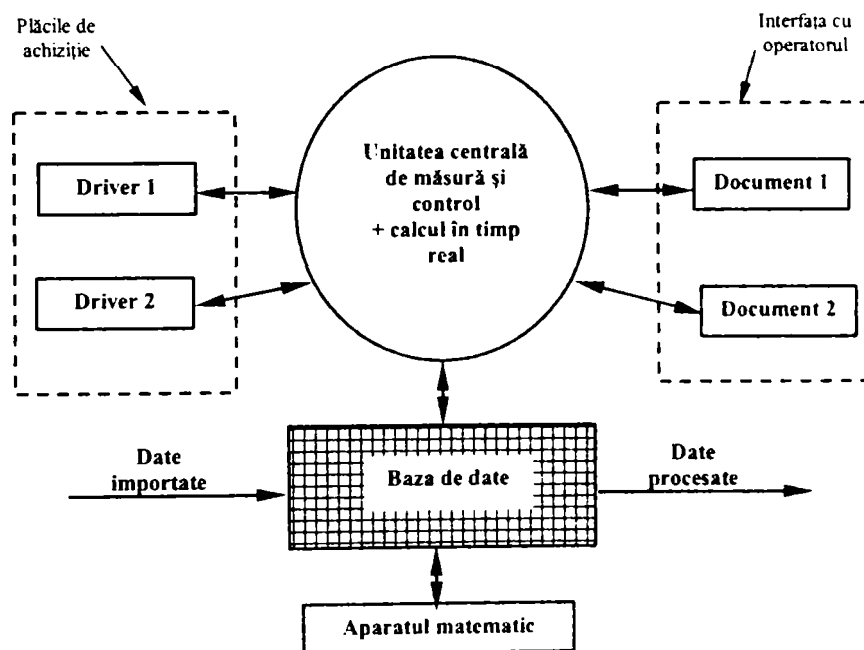


Figura 4.11. Diagrama explicativă a programului Catman 2.0

Baza de date salvează toate datele măsurate pentru prelucrarea lor ulterioară.

Documentele reprezintă modul în care datele măsurate în timp real, după măsurare, după procesare sunt prezentate operatorului.

Unitatea centrală realizează legătura dintre diferitele plăci de achiziție, implementează în timp real aparatul matematic de care dispune în vederea prelucrării datelor etc.

Spider 8 recunoaște o serie de plăci de achiziție, și anume: MGC, DMC<sub>plus</sub>, DMC9012A, UPM100, UPM60, Scout55, MVD2555 și Spider 8. Acestea sunt predefinite în program.

Prima operație necesară măsurării este definirea plăcii de achiziție, în figura 4.12. este prezentat meniul de configurare al instrumentelor.

Ordinea operațiilor este:

- selectarea plăcii de achiziție;
- selectarea interfeței plăci cu calculatorul;
- denumirea încercării;
- introducerea în listă a canalului;
- setarea instrumentului, prin acționarea butonului driverul plăci este deschis;
- setarea altor canale ce pot conține și prelucrări matematice a datelor canalelor precedente;

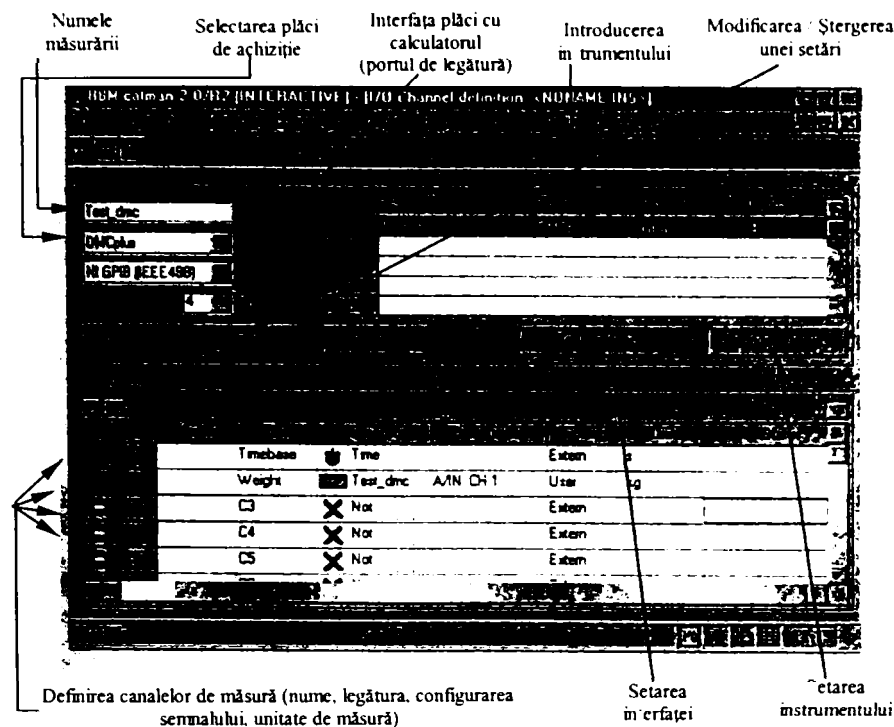


Figura 4.12. Interfața Catman.

Catman-ul achiziționează, prelucrează în timp real și post măsurare datele experimentale, precum și afișează numeric sau grafic.

#### 4.4. Încercarea la tracțiune prin șoc

Încercarea se impune prin multitudinea organelor de mașini și elemente de construcții care în funcționare sunt supuse unor șocuri de tracțiune (zale de lanț, buloane de blindaj, prezoane de prindere a chiulaselor etc.).

##### 4.4.1. Ciocanul CHARPY modificat.

Încercarea de tracțiune prin șoc se execută fie pe un utilaj special construit, fie pe ciocane pendul sau cu volant pe care se adaptează dispozitive ce realizează solicitarea de tracțiune.

Ciocanul modificat, figura 4.13., este format din două piese masive, 1, solidarizate prin plăcuțele, 2, care permit montarea epruvetei, 3, și a dinamometrului, 6, prin înșurubare în bacurile 4 și 5. Rezemarea bacurilor pe cele două plăcuțe se realizează prin calote sferice, care asigură centrarea și poziționarea epruvetei în așa fel încât axul ei geometric să fie tangent la cercul descris de centrul de percuție în punctul de transmitere al șocului. În plus forma sferică de rezemare a bacului 4, împreună cu forma cilindrică a aripilor 5, asigură axialitatea forței dinamice de tracțiune în timpul alungirii epruvetei până la rupere. Aripile bacului 5 lovind reazemele de pe batiul ciocanului pendul, modificate în așa fel încât poziția ciocanului în momentul lovirii să coincidă cu cea stabilită de fabrica constructoare, transmit șoc de tracțiune în

epruvetă, prin intermediul bacului 4. Datorită șocului de tracțiune, epruveta se alungește iar punctul B ajunge în B', deplasându-se pe cercul descris de centrul de percuție. Prin această deplasare poziția epruvetei se schimbă, căpătând poziția AB' în momentul ruperii. Această poziție se atinge prin rotirea epruvetei în jurul punctului A.

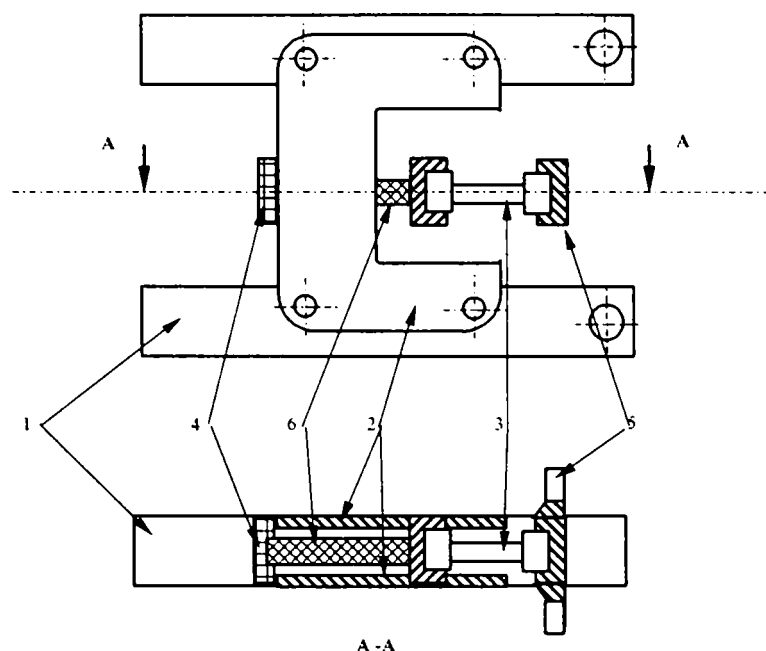


Figura 4.13. Schema ciocanului adaptat pentru tracțiune dinamică.

Epruveta fiind fixată de ciocan, după ruperea ei, masa bacului 4 împreună cu masa epruvetei rupte este antrenată în mișcare de rotație, cheltuindu-se o energie cinetică. La determinarea energiei de rupere se ține seama de această energie consumată.

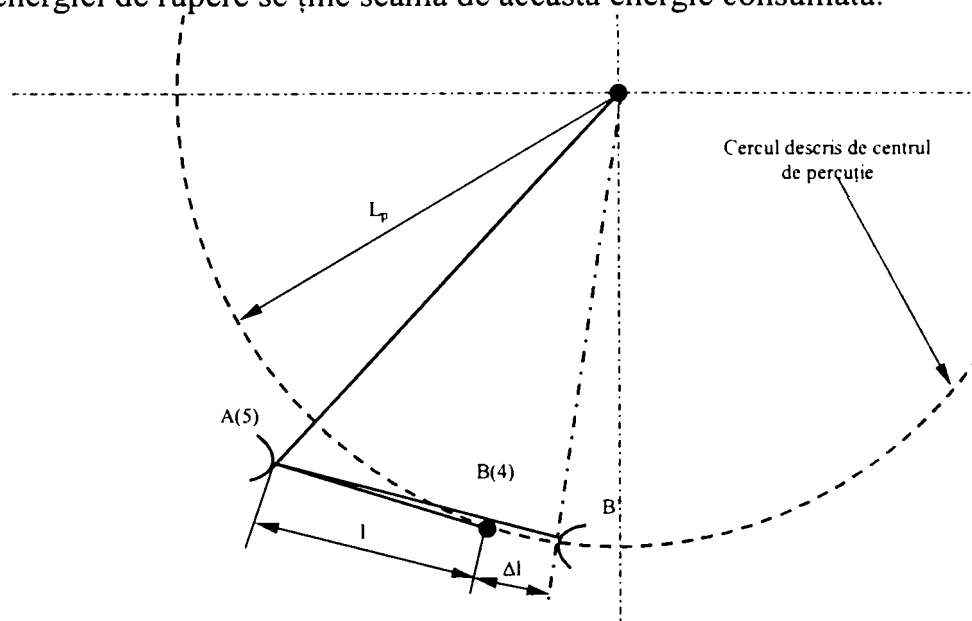


Figura 4.14. Traectoria centrului de percuție.

În ceea ce privește tipul de epruvetă avem, pentru o mai bună comparație între încercarea statică și cea dinamică ar trebui să se folosească aceleași epruvete. Folosirea aceluiași tip de epruvetă nu este posibilă, deoarece, spre deosebire de solicitarea statică de tracțiune, la care se exercită o forță constantă și o viteză de deformare constantă pe întreaga porțiune calibrată a epruvetei, până la apariția găturii, la încercarea dinamică de tracțiune au loc variații ale vitezei de deformare atât în cursul încercării cât și-n lungul epruvetei. Pentru înlăturarea acestui inconvenient s-au propus epruvete de secțiune variabilă. O variantă este epruveta Clark – Duwez

de secțiune inelară având grosimea pereților variabilă. Realizarea corectă a acestui tip de epruvetă întâmpină dificultăți. Orice abatere de la dimensiunile prescrise conduce la rezultate eronate, din care cauză în locul epruvetei Clark – Duwez a fost adoptată o epruvetă de secțiune circulară plină cu o porțiune calibrată dictată de raportul  $L/d = 3 \dots 5$ , figura 4.15. La acest tip de epruvetă s-a constatat o constanță a raportului dintre energia de rupere și volumul de material de pe porțiunea calibrată, pentru diametre ce au variat între 4 și 8 mm.

Acest tip de epruvetă s-a dovedit a fi necorespunzătoare la determinarea vitezei critice la tracțiune, din cauza împiedicării desfășurării curgerii. Pentru determinarea vitezei critice de tracțiune la oțelurile moi cercetările au arătat că raportul  $L/d$  trebuie mărit până la 13.

Nici până acum nu s-a ajuns la un accept general, care să conducă la normalizarea epruvetelor folosite la încercarea de tracțiune prin șoc. Totuși normele germane, de exemplu, prevăd epruvete de forma celor folosite la încercarea statică de tracțiune, singura deosebire constând în reducerea dimensiunilor.

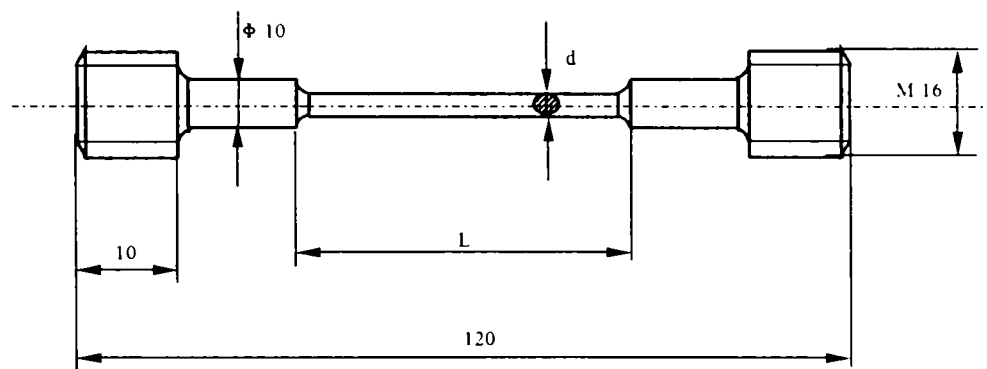


Figura 4.15. Epruveta de tracțiune dinamică.

#### 4.4.2. Trasarea diagramei $\sigma - \epsilon$

Determinarea caracteristicilor dinamice la tracțiune a unui metal este condiționată de obținerea diagramei  $\sigma - \epsilon$ . Dar instalațiile speciale de la dispozitivele de încercat înregistrează variația  $d\sigma/dt$  și  $d\epsilon/dt$ , pe baza acestor curbe se obține diagrama  $\sigma - \epsilon$ .

*Metoda Campbell* – constă în măsurarea lungimii în lungul porțiunii calibrate a epruvetei și obținerea vitezei de propagare a undei plastice, făcând raportul dintre lungimea porțiunii calibrate și durata necesară atingerii aceleiași deformații pe toată lungimea calibrată. Prin repetarea acestor măsurători pentru diverse lungiri și prin folosirea relației între viteza de propagare a deformației  $C_n$  și modulul de plasticitate, adică:

$$C_n^2 = \frac{1}{\rho} \cdot \left( \frac{d\sigma}{d\epsilon} \right)_{\epsilon=\epsilon_n} \quad (4.1.)$$

se determină:

$$\sigma = \int_0^{\epsilon} f(\epsilon) dt \quad (4.2.)$$

unde:  $\rho$  – densitatea materialului;

$C_n$  – viteza de propagare a deformației;

$\epsilon$  – deformația specifică, indicele n se referă la diferitele rapoarte dintre lungimea porțiunii calibrate și durata necesară atingerii aceleiași deformații pe toată lungimea calibrată.

*Metoda Greenfield – Habib* – pentru determinarea tensiunii se folosește energia  $w$  absorbită la producerea unor lungirii remanente raportată la volumul  $V$  al epruvetei deformată:



$$\sigma = \frac{d\left(\frac{w}{V}\right)}{d\varepsilon}. \quad (4.3)$$

Rezolvarea practică prevede mai întâi trasarea diagramei de variație a energiei specifice  $w/V$  în funcție de lungirea remanentă  $\varepsilon$  și apoi printr-o diferențiere (derivare) grafică se obține diagrama  $\sigma - \varepsilon$ .

La încercările dinamice axiale se remarcă o caracteristică dată de viteza critică de tracțiune care se definește ca fiind viteza la care epruveta se rupe fragil, în imediata apropiere a capătului de aplicare a șocului.

## CONTRIBUȚII PRIVIND INFLUENȚA TRATAMENTELOR DE SUPRAFAȚĂ ASUPRA CARACTERISTICILOR MECANICE A DOUĂ OȚELURI CARBON DE CALITATE

### 5.1. Stabilirea metodicii experimentale

#### 5.1.1. Stabilirea planului de încercări

În vederea determinării influenței tratamentului de suprafață asupra caracteristicilor oțelurilor carbon, în special asupra comportamentului la șocuri, s-a demarat analiza pornind de la următoarele:

- Stabilirea organelor de mașini ce în procesul de lucru suferă accidental sau ca sarcini de serviciu solicitări prin șoc și sunt tratate superficial și realizate din oțel carbon;
- Stabilirea tratamentelor de suprafață cel mai uzual folosite pentru durificarea pieselor de mai sus;
- Stabilirea încercărilor reprezentative din punct de vedere al influenței tratamentului și a similitudini cu solicitările reale.

Pornind de la cele enumerate s-a stabilit că, organele de mașini de largă utilizare ce sunt normal tratate superficial și sunt solificate dinamic, chiar prin șocuri, sunt roțile dințate. În general pentru realizarea pinioanelor se utilizează ca material (oțel carbon) și tratament următoarele combinații OLC 10..20 – cementare, carbonitrurare sau OLC 45 – tratament termic de suprafață. Tratamentul termic de suprafață a epruvetelor prezintă greutatea, dimensiunile mici ale acestora determină doar posibilitatea de tratare C.I.F. cu frecvențe foarte ridicate (zeci de mii de Hz) sau tratarea prin procedee mai moderne și anume cu fascicul de electroni sau călire cu laser, tratamente greu de realizat, acest fapt a determinat eliminarea acestui tip de tratament din analiză. Pe baza celor prezentate s-au stabilit următoarele combinații de material – tratament pentru realizarea încercărilor, și anume: OLC15 – cementare și OLC45 – nitrurare (după unii autori a doua variantă ar trebui să aibă o mai largă utilizare).

Pentru stabilirea celor mai reprezentative încercări s-a recurs din nou la tipul de solicitări suferite de roțile dințate. Solicitățile principale ale pinioanelor sunt solicitările de contact și solicitarea la oboseală cu încovoiere astfel s-a stabilit ca una din încercările să fie cea de oboseală la încovoiere cu impact direct. În vederea obținerii unei imagini cât mai clare privind influența tratamentului de suprafață s-au stabilit și determinării clasice: duritate, ridicarea diagramei  $\sigma$ - $\epsilon$ , reziliența KV și KCU. Pentru a observa influența șocului s-a stabilit și încercarea de tracțiune dinamică. În vederea stabilirii influenței tratamentului asupra structurii materialului se propun spre realizare a analizelor metalografice și de duritate în profunzime.

În continuare s-a stabilit o metodă de codificare a combinației epruvetă – tratament – încercare astfel epruveta s-a notat:  $X_1X_2 X_3X_4 X_5$  unde:

$X_1$  = oțelul din care este realizată epruveta (exemplu C – OLC15 și N – OLC45);

$X_2$  = numărul tratamentului în ordinea crescătoare a timpului de menținere (ex. 0 – netratat, 1 – tratament 1 (cel corespunzător materialului și care are numărul cel mai mic de ore de menținere, etc.);

**Plan de încercării.**

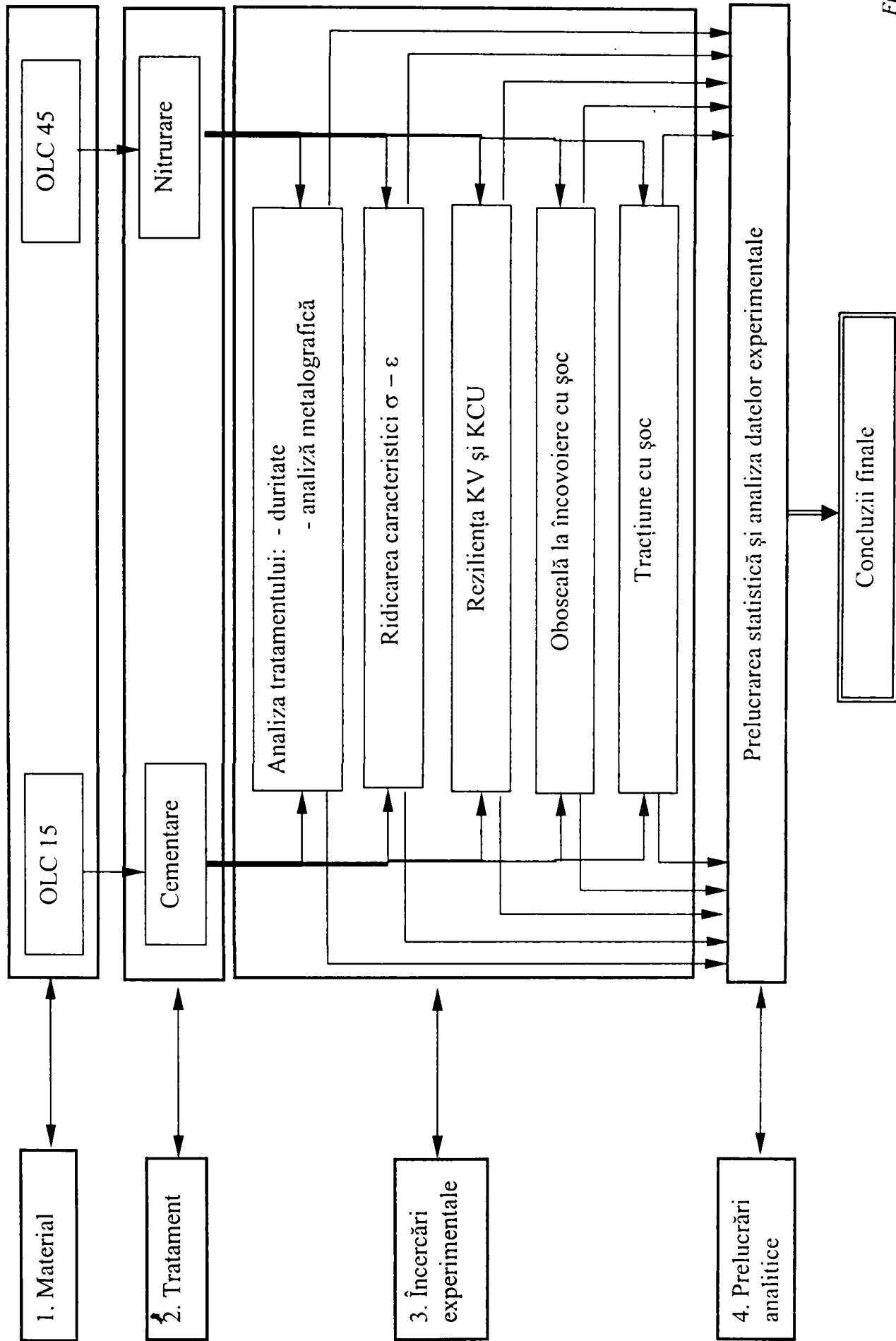


Figura 5.1.

$X_3$  = simbol ce reprezintă solicitarea și/sau epruveta (ex. T – tracțiune, D – tracțiune dinamică, V – crestătură V, U – crestătură U);

$X_4$  = numărul epruvetei de același tip;

$X_5$  = reprezintă pentru încercarea de oboseală postul de lucru al mașini (ex. P3 – postul III sau P4 – postul IV).

O condiție importantă este ca toate epruvetele să fie prelevate din aceeași șarjă de material.

În figura 5.1. este prezentat planul de încercării al lucrării.

## 5.1.2. Metode de analiză matematică a datelor experimentale.

### 5.1.2.1. Analiza statistică.

În vederea obținerii unor rezultate concludente din încercării este necesară prelucrarea statistică a datelor experimentale.

Principalele metode de analiză aplicate în această lucrare sunt:

- verificarea normalității datelor;
- eliminarea valorilor aberante.

În general s-a constatat că fenomenele naturale au o repartiție normală, verificarea acesteia se poate realiza prin mai multe procedee. În continuare sunt prezentate două asemenea procedee utilizate la verificarea normalității:

1. Criteriul colinearității. În acest caz se consideră că datele sunt normal distribuite dacă punctele  $M(x_i, z_i)$  sunt colineare, unde  $x_i$  este variabila discretă iar  $z_i$  reprezintă variabila normată dată de relația:

$$z_i = \frac{x_i - \bar{x}}{s} \quad (5.1.)$$

unde:  $\bar{x}$  - media aritmetică a variabilelor  $x_i$ ;

$s$  – abaterea medie pătratică și poate avea una din relațiile:

$$s = \sqrt{\frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2} \quad s = \sqrt{\frac{1}{n-1} \cdot \sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2} . \quad (5.2.)$$

2. Verificarea cu ajutorul asimetriei  $\alpha$  și excesului  $\beta$ . În acest caz se determină coeficienții menționați (în cazul distribuției normale teoretice aceștia sunt nuli):

$$\alpha = \frac{(\mu_3)^2}{(s^2)^3} \quad (5.3.)$$

și

$$\beta = \frac{(\mu_4)^2}{(s^2)^4} \quad \text{unde} \quad \mu_k = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^k . \quad (5.4.)$$

Dacă coeficienții sunt mici se poate considera că datele analizate sunt normal distribuite. Ordinul lor de mărime se compară cu abaterile medii pătratice corespunzătoare care se determină cu relațiile:

$$s_{\alpha} = \sqrt{\frac{6(n-1)}{(n+1) \cdot (n+3)}} \quad (5.5.)$$

$$s_{\beta} = \sqrt{\frac{24n \cdot (n-2) \cdot (n-3)}{(n-1)^2 \cdot (n+3) \cdot (n+5)}}.$$

În cazul când nici una din valorile a sau b nu depășește de 3 ori abaterea medie pătratică a ei, atunci datele pot fi considerate normal distribuite.

O altă importantă analiză a datelor experimentale o reprezintă eliminarea valorilor aberante. În lucrare s-a utilizat testul t (testul Student). Testul t reprezintă o metodă de verificare pentru selecții de volum mic. Acesta constă în:

- Determinarea lui t:

$$t = \frac{\bar{x}_{n-1} - x_{test}}{s_{\bar{x}_{n-1}}} \quad (5.6.)$$

unde:  $\bar{x}_{n-1}$  - reprezintă media variabilelor fără variabila testată ( $x_{test}$ ) și

$$s_{\bar{x}_{n-1}} = \frac{1}{\sqrt{n-1}} \cdot \sqrt{\frac{1}{n-2} \cdot \sum_{i=1}^{n-2} (x_i - \bar{x}_{n-1})^2}. \quad (5.7.)$$

- Compararea lui t cu  $t_{critic}$ . Dacă  $t > t_{critic}$  se elimită variabila  $x_{test}$  ca valoare aberantă. În tabelul 1.1. sunt date valorile lui  $t_{critic}$  pentru câteva grade de libertate ( $g = n-2$ , n-numărul total de variabile) și câteva nivele de semnificație.

Tabelul 5.1.

g	Nivelul de semnificație			
	5 %	2 %	1 %	0,1 %
1	12,71	31,82	63,66	636,60
2	4,303	6,965	9,925	31,60
3	3,182	4,541	5,841	12,92
4	2,776	3,747	4,604	8,610
5	2,571	3,365	4,032	6,869

În lucrare s-a acceptat un nivel de semnificație de 5 %, tocmai pentru a conferi rezultatelor experimentale o încredere mai mare.

Un alt procedeu, de analiză a datelor experimentale, utilizat în această lucrare îl reprezintă medierea. Dacă în urma analizei experimentale se obțin două variabile discrete (ex.  $y_i$  și  $x_i$  cu  $i=1..n$ ) cu grad de împrăștiere mare atunci corelarea acestora poate introduce erori, de aceea se poate accepta variația  $y(x)$  ca fiind dată de procedeu de mediere. Medierea presupune împărțirea pe clase de aceeași lungime a valorilor având marca clasei  $y_k$  ( $k = 1..j$ ,  $j =$  numărul de clase), și reprezentarea variației ( $y_i, x_i$ ) ca ( $y_k, x_k$ ), unde  $x_k$  este media aritmetică a valorilor  $x_i$  cuprinse în clasa k.

### 5.1.2.2. Analiza numerică.

Deoarece în urma analizei teoretice a unor fenomene naturale ecuațiile ce definesc fenomenul pot fi de complexitate mare, fapt ce prezintă complicații în prelucrarea ulterioară cu aceste funcții, inclusiv pentru programe de calcul, se poate recurge la o prelucrare numerică. Aceasta implică stabilirea, pe intervalul de interes, a cât mai multe valori numerice, cu ajutorul programelor de calcul, și corelarea acestora obținându-se funcții de regresie simple ce definesc fenomenul sau prelucrarea grafică ulterioară.

Acest mod de analiză se poate accepta în baza următoarelor ipoteze:

1. Fenomenul natural este analitic reprezentat de o funcție bijectivă;
2. Funcția este continuă și derivabilă pe intervalul de interes.

## 5.2. Aplicarea tratamentelor termochimice și analiza influenței acestora

### 5.2.1. Cementarea.

#### 5.2.1.1. Diagramele de tratament.

După cum s-a prezentat în planul de încercări epruvetele realizate din oțelul carbon OLC 15 au fost supuse tratamentului de cementare.

Deoarece în urma cementării se aplică un tratament de călire urmat de o revenire joasă, epruvetele au fost supuse de asemenea acestor tratamente necesare detensionării și corecției structurii miezului în sensul finisării granulației și creșterii tenacității.

Cementarea a fost realizată în mediu gazos (amestec de  $\text{CH}_4$  5% și endogaz 95%).

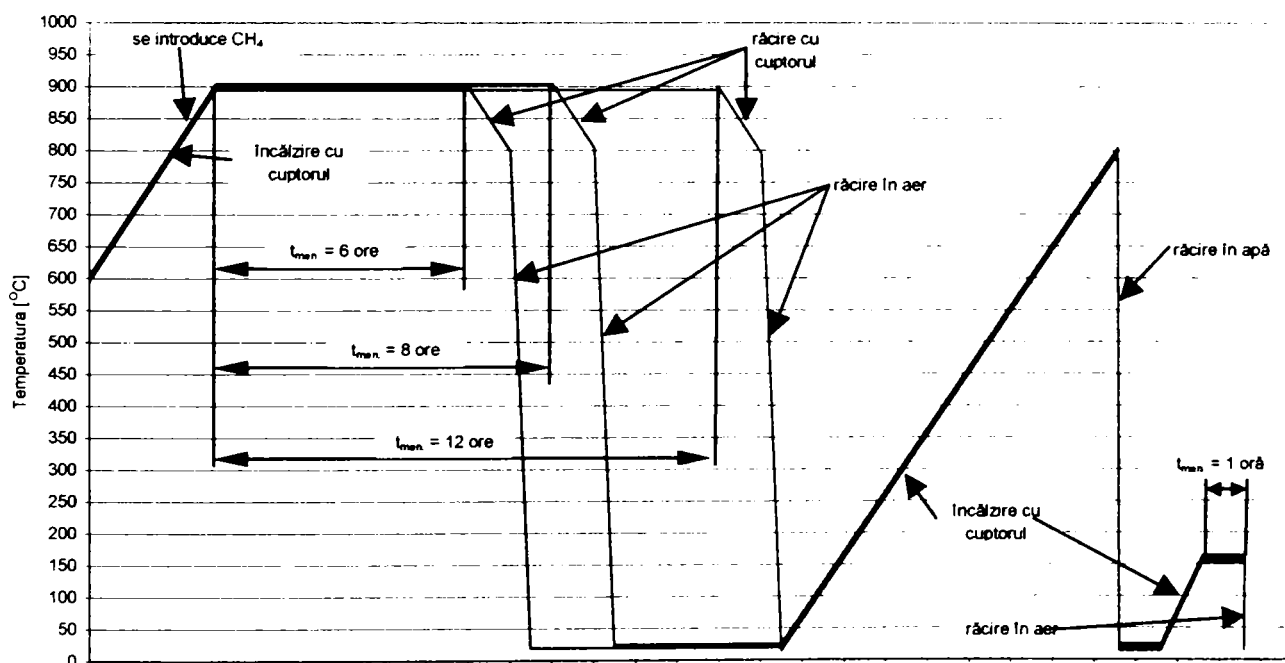


Figura 5.2. Diagrama de cementare.

Etapele tratamentului sunt prezentate în continuare:

1. Încălzirea epruvetelor cu cuptorul;
2. Introducerea gazului de carburare la  $T = 850\text{ }^\circ\text{C}$ ;
3. Menținerea la  $T = 900\text{ }^\circ\text{C}$ , timpi de menținere fiind:  $t_1 = 6\text{ ore}$ ,  
 $t_2 = 8\text{ ore}$ ,  
 $t_3 = 12\text{ ore}$ .

4. Răcire cu cuptorul până la  $T = 800\text{ }^{\circ}\text{C}$ ;
5. Răcire în aer;
6. Încălzire cu cuptorul la  $T = 800\text{ }^{\circ}\text{C}$ ;
7. Răcire cu apă;
8. Încălzire cu cuptorul la  $T = 160\text{ }^{\circ}\text{C}$ ;
9. Răcire în aer.

Diagrama aferentă tratamentelor este prezentată în figura 5.2.

### 5.2.1.2. Analiza adâncimi tratate.

În vederea determinării adâncimi de influență a tratamentului s-a recurs la stabilirea teoretică a acesteia – Metoda criterială – și determinarea experimentală – Metoda de duritate – conformă cu STAS 7235-88.

#### 5.2.1.2.1. Metoda criterială.

Analiza presupune următoarele [188]:

- Determinarea coeficientului de difuzie a C în  $\text{Fe}_{\gamma}$ :

$$D_{900^{\circ}\text{C}} = D_0 \cdot e^{-\frac{Q_a}{R \cdot T}} = 1.8263 \cdot 10^{-7} \text{ [cm}^2/\text{s]} \quad (5.8.)$$

unde:

- $D_0 = 0,23 \text{ cm}^2/\text{s}$  – factor de frecvență;
- $Q_a = 137000 \text{ J/mol}$  – energie de activare;
- $R = 8,314 \text{ J/molK}$  – constanta universală a gazelor;

- Determinarea concentrației de echilibru a mediului  $C_{\text{ech}}$ ;

În tabelul 2.1. sunt prezentate valorii medii ale coeficientului de difuziune al carbonului, la temperatura de  $900^{\circ}\text{C}$ .

Tabelul 5.2.

T [ $^{\circ}\text{C}$ ]	D [ $\text{cm}^2/\text{s} \cdot 10^{-7}$ ] la valori $\Delta C = C_S - C_0$		
	0,8% C	1,0 %C	1,2 %C
900	1,20	1,70	2,35

Prin interpolare pentru D determinat mai sus se obține:  $\Delta C = 1,0911\text{ \%C}$ ,

unde:  $C_0 = 0,15\text{ \%C}$  – concentrația în carbon a miezului piesei.

Pe baza celor de mai sus obținem  $C_S = 0,94\text{ \%C}$  – concentrația în strat.

Atunci:  $C_{\text{ech.}} = 1,1C_S = 1,034\text{ \%C}$ .

- Determinarea criteriului de concentrație:

$$\theta_c = \frac{C(x, \tau) - C_0}{C_{\text{ech.}} - C_0} = \begin{cases} 0,226 \\ 0,283 \end{cases} \quad (5.9.)$$

unde:  $C(x, \tau) = 0,35 - 0,40\text{ \%C}$  și reprezintă concentrația de carbon corespunzătoare adâncimii convenționale de carburare.

- Calcularea criteriului Tihonov:

$$Ti = k \cdot \sqrt{\frac{\tau}{D}} = \begin{cases} 3,44..9,97 & \tau = 6ore \\ 3,97..11,52 & \tau = 8ore \\ 4,86..14,10 & \tau = 12ore \end{cases} \quad (5.10.)$$

unde:  $k = (1..2,9)10^{-5}$  [cm/s] – coeficient de transfer de carbon;  
 $\tau$  – timp de menținere în secunde.

- Determinarea criteriului  $\xi$ , se citește din nomograma prezentată în figura 5.3. funcție de  $\theta_c$  și  $Ti$ .

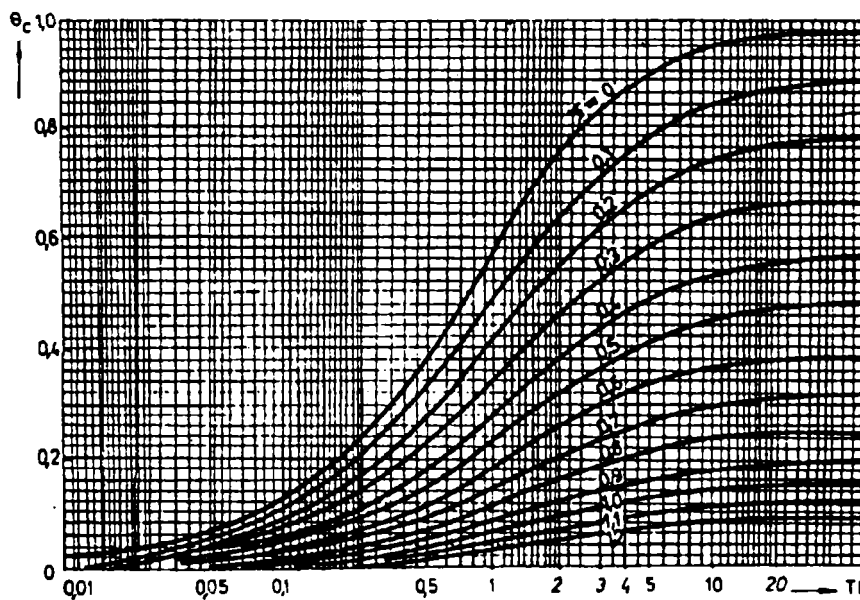


Figura 5.3.

Astfel se obține:

$$\xi = \begin{cases} 0,8..0,85 & C_x = 0,35\%C - \tau = 6ore \\ 0,64..0,73 & C_x = 0,4\%C - \tau = 6ore \\ 0,76..0,84 & C_x = 0,35\%C - \tau = 8ore \\ 0,66..0,73 & C_x = 0,4\%C - \tau = 8ore \\ 0,8..0,84 & C_x = 0,35\%C - \tau = 12ore \\ 0,69..0,74 & C_x = 0,4\%C - \tau = 12ore \end{cases} \quad (5.11.)$$

- Determinarea adâncimii de tratament:

$$x = 2\xi \cdot \sqrt{D \cdot \tau} \text{ [cm]} \Rightarrow \begin{cases} 0,1005..0,1068 & C_x = 0,35\%C - \tau = 6ore \\ 0,08..0,09 & C_x = 0,4\%C - \tau = 6ore \\ 0,1102..0,1218 & C_x = 0,35\%C - \tau = 8ore \\ 0,095..0,106 & C_x = 0,4\%C - \tau = 8ore \\ 0,1421..0,1492 & C_x = 0,35\%C - \tau = 12ore \\ 0,122..0,131 & C_x = 0,4\%C - \tau = 12ore \end{cases} \quad (5.12.)$$



### 5.2.1.2.2. Metoda de duritate

Conform normativelor se apreciază adâncimea convențională de cementare ca distanța de la suprafața piesei până la stratul în care duritatea are valoarea de 550 HV.

Determinarea durității a fost realizată prin metoda Vickers, în conformitate cu prevederile STAS 7235-88. acesta prevede:

- Măsurarea să se efectueze pe o secțiune transversală;
- Suprafața să fie polizată și șlefuită;
- Amprente de duritate se efectuează în lungul uneia sau mai multor linii paralele normale la suprafață și în interiorul unui interval de lățime de 1,5 mm;

Suplimentar prevederilor s-au realizat măsurători pe două probe martor, rezultatele cumulate sunt prezentate în anexa 1A și figura 5.4.

În plus, doar ca valori informative, s-a determinat și valoarea durității în suprafața cementată.

Duritatea măsurată a oțelului OLC 15 netratat este de 182 HV.

O observație importantă o reprezintă valoarea mai mică decât cea dată de normative pentru duritatea oțelului în stare normalizată, acest fapt se datorează modului de prelevare a epruvetelor, respectiv acestea au fost realizate dintr-o bară de diametru 30 mm, prin eboșare la un diametru de 6..15 mm, starea materialului fiind în acest caz una recoaptă.

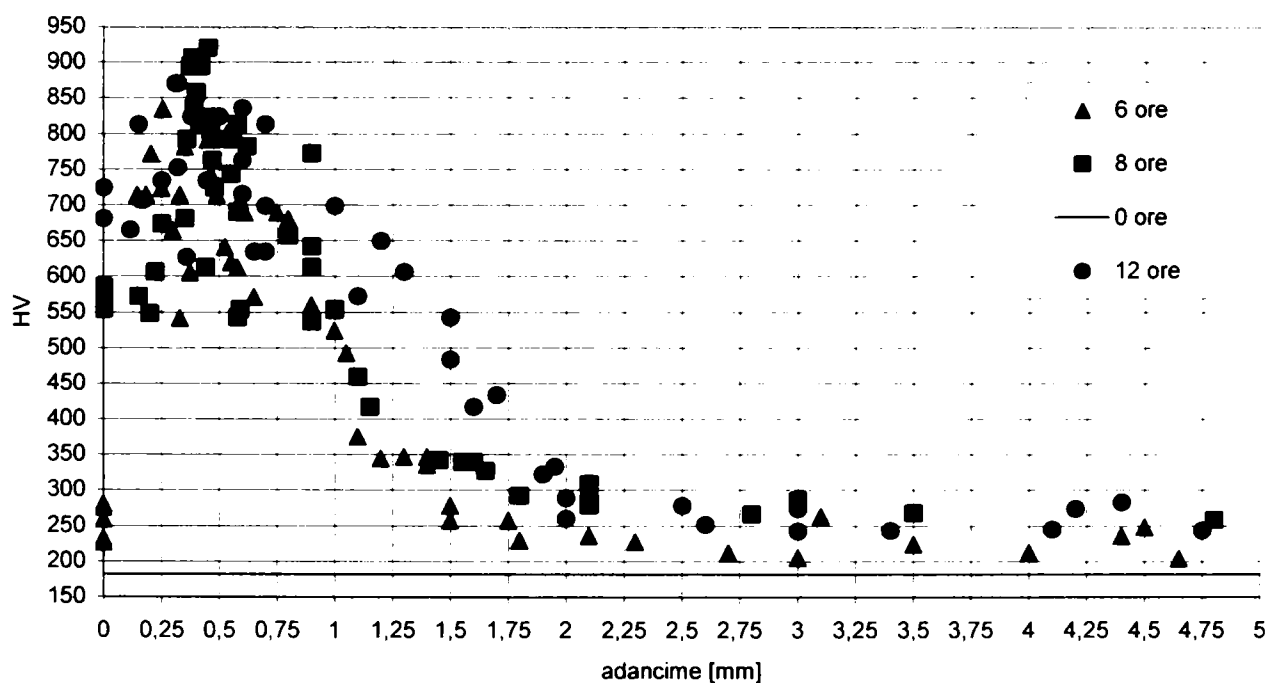


Figura 5.4. Variația experimentală a durității cu adâncimea de tratament.

Prin medierea rezultatelor măsurate se poate aprecia variația durității cu adâncimea de tratament, precum și determinarea adâncimii convenționale de tratament, figura 5.5.

Astfel putem aprecia adâncimea de tratament ca:

- Cementare 6 ore => adâncime = 0,9 mm;
  - Cementare 8 ore => adâncime = 1,0 mm;
  - Cementare 12 ore => adâncime = 1,4 mm.
- (5.13.)

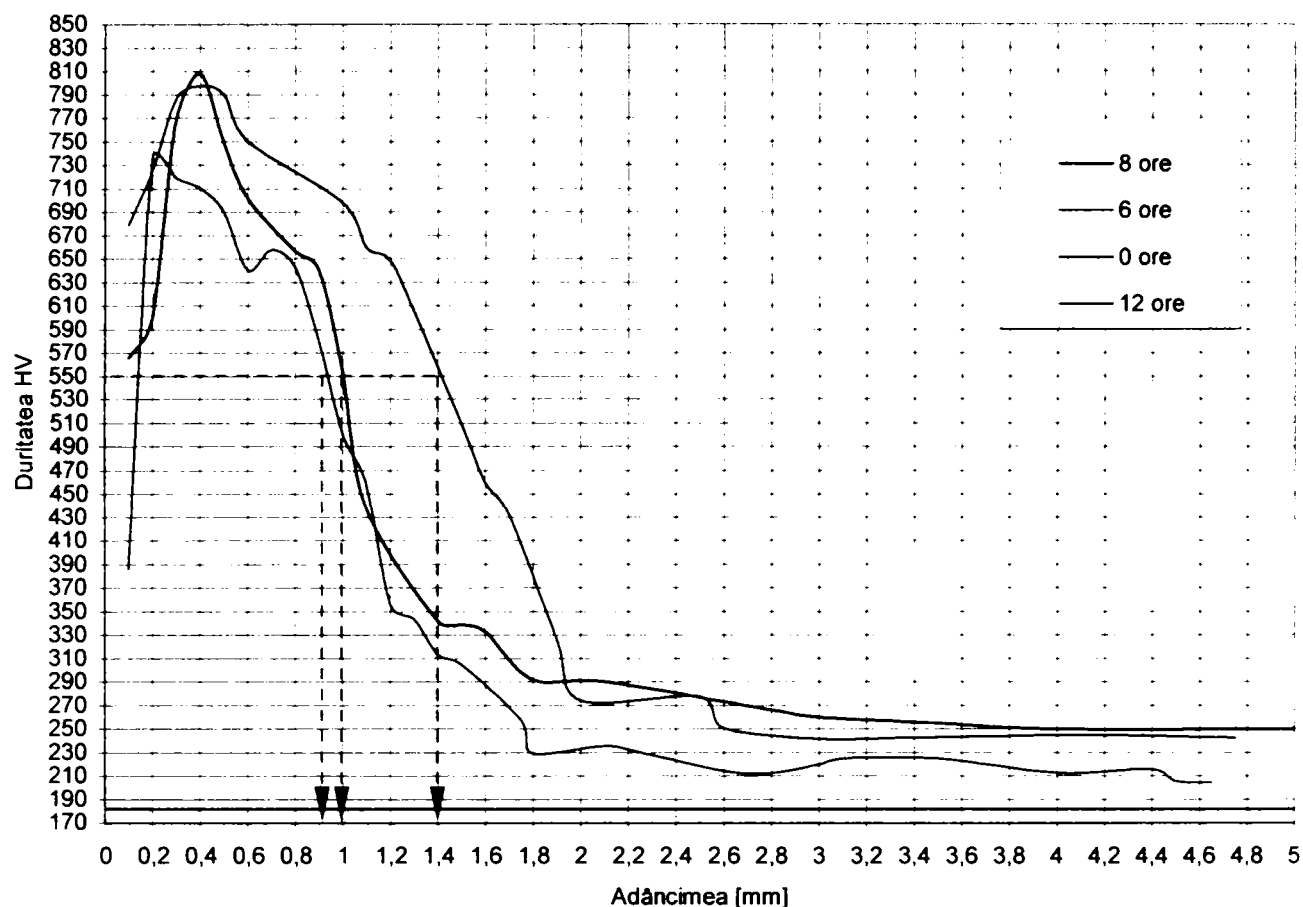


Figura 5.5. Variația corelată a durității cu adâncimea de cementare.

Adâncimea s-a măsurat utilizând dispozitivul de citire de la durimetrul Vickers (eroare de citire 0,005mm) iar pentru adâncimii mai mari de 0,6 mm s-a utilizat dispozitivul optic de citire a amprentei Brinell (eroare de citire 0,05 mm).

### 5.2.1.3. Analiza metalografică.

Operațiile premergătoare analizei probelor de OLC15 au fost realizate conform standardelor și cuprind:

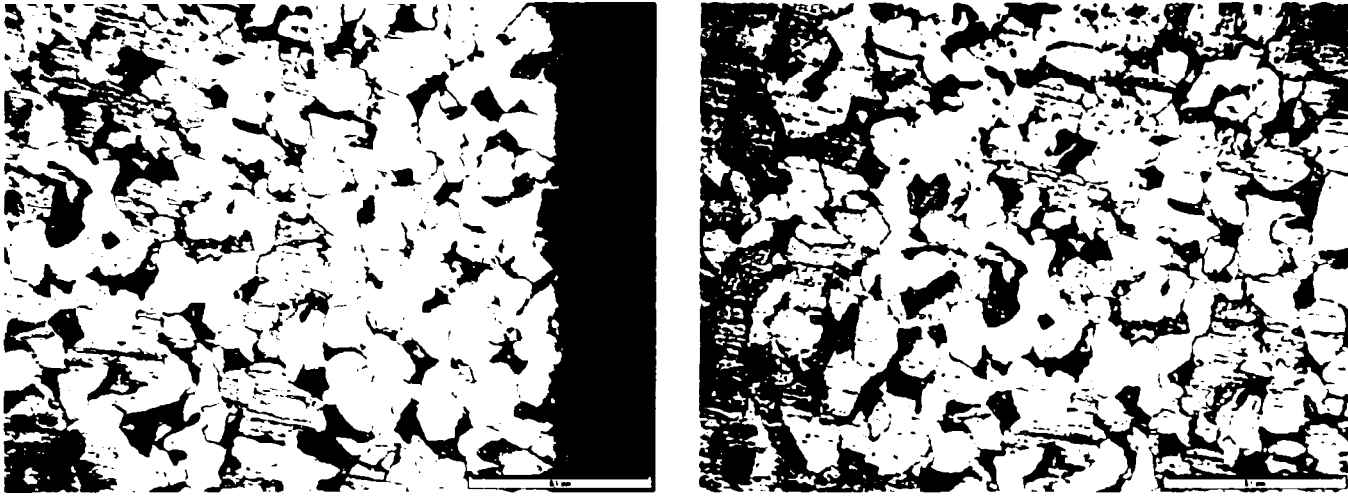
- Îndepărtarea stratului cementat prin frezare;
- Rectificarea plană a suprafeței;
- Șlefuirea suprafeței;
- Atacarea suprafeței cu soluție de Nital 4% (HNO+alcool).

Prin realizarea analizei s-au urmărit:

- Structura oțelului netratat în miez și suprafață;
- Structura materialului după aplicarea tratamentului:
  - o Strat superficial;
  - o Strat intermediar;
  - o Miez.

În figura 5.6. se prezintă structura materialului netratat: a) – în suprafață, b) – în miez.

Se observă o structură caracteristică oțelului carbon cu 0,15 %C, și anume o structură ferito – perlitică; în suprafață se observă granule deformate ca urmare a prelucrărilor mecanice.



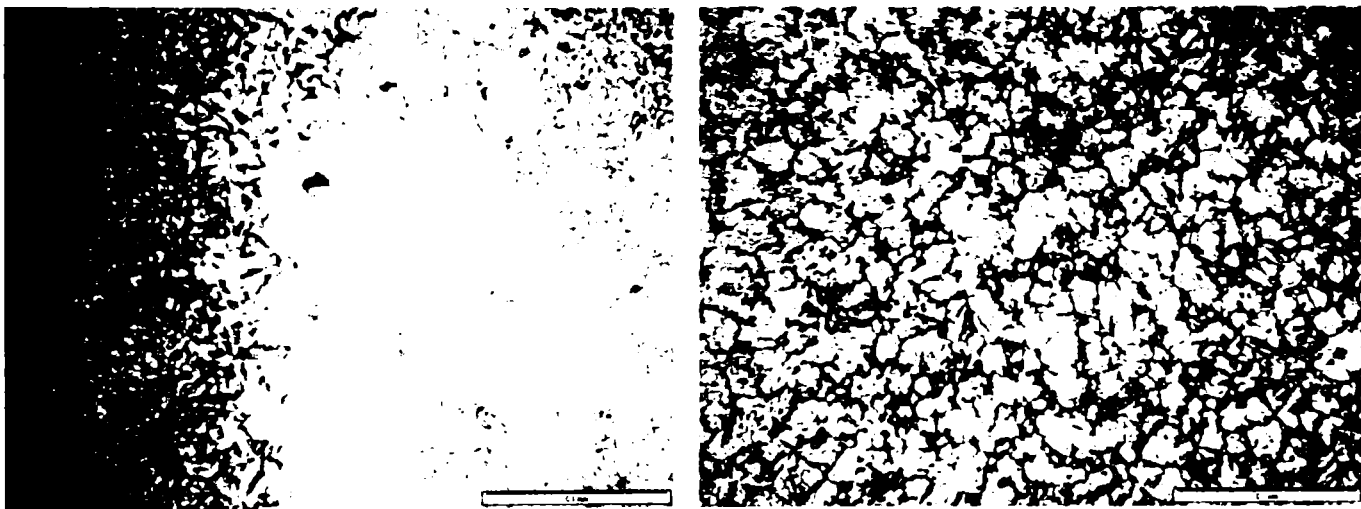
a)

b)

Figura 5.6. Structura oțelului OLC15 necementat

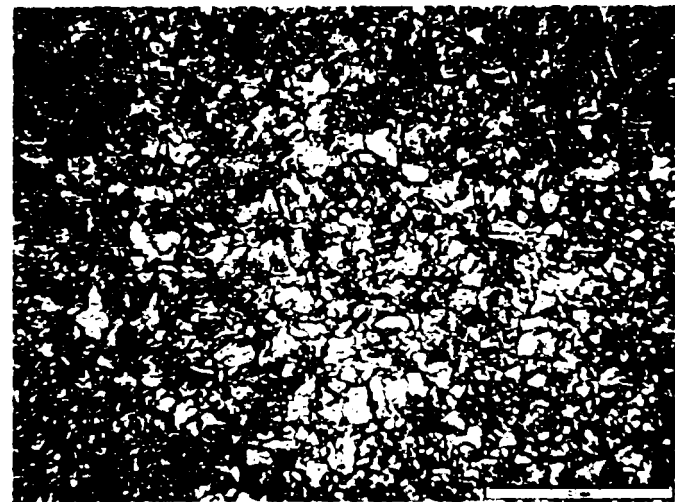
În ce privește influența tratamentului asupra structurii, s-au analizat metalografic epruvete cementate 6 ore și respectiv 12 ore.

În figura 5.7 este prezentată structura materialului cementat 6 ore și în figura 5.8. 12 ore, astfel a) în suprafață; b) în zona de tranziție și c) în miez.



a)

b)



c)

Figura 5.7. Structura oțelului OLC15 cementat 6 ore.

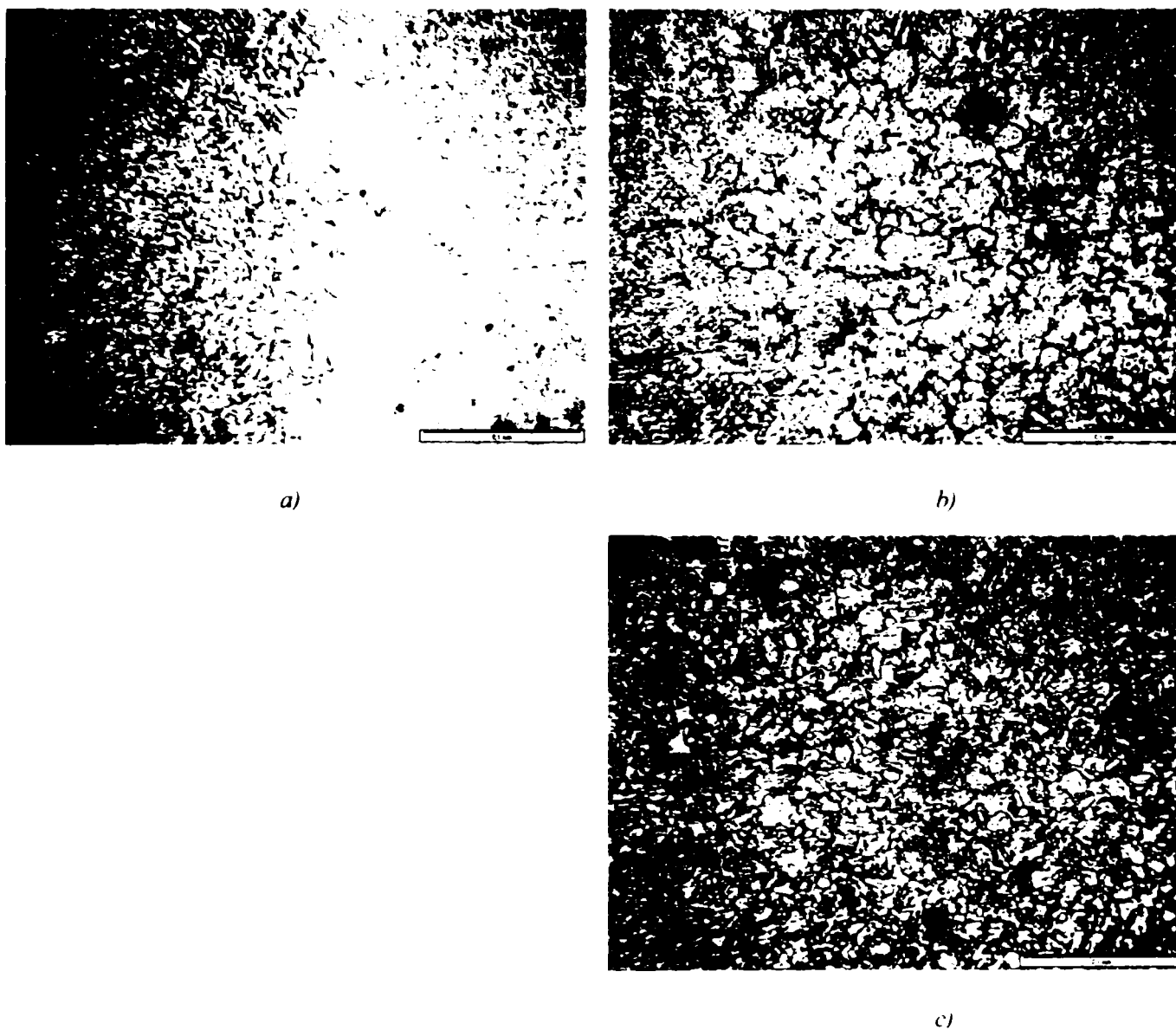


Figura 5.8. Structura oțelului OLC15 cementat 12 ore.

Se observă o structură caracteristică tratamentului, și anume martensită de revenire de aceeași granulație, în stratul superficial avem martensită + carburi.

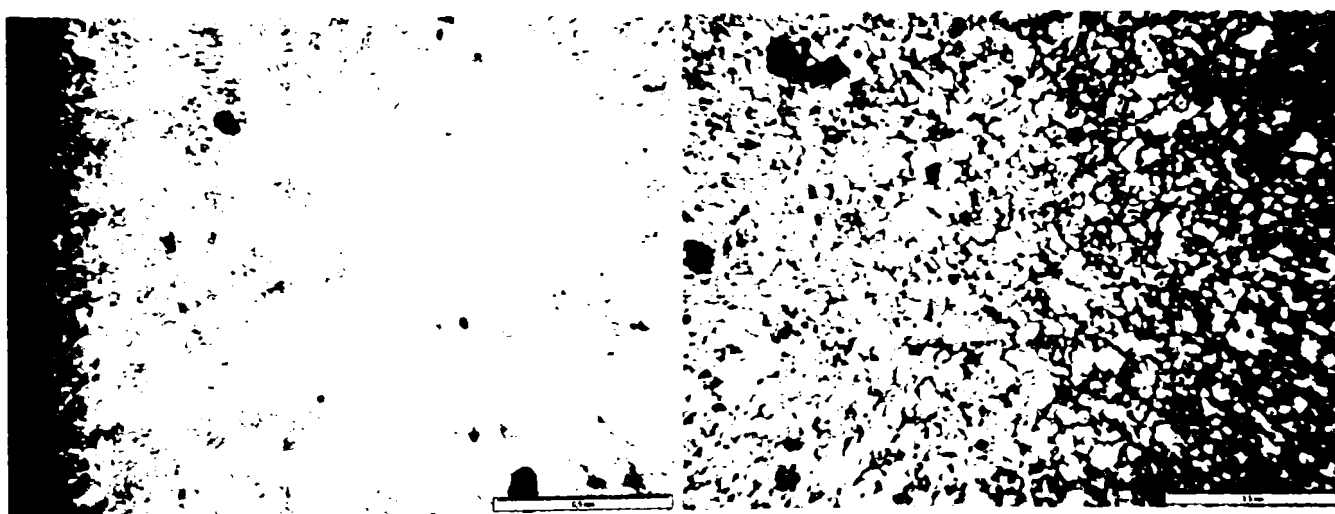


Figura 5.9. Privire de ansamblu privind influența cementării asupra structurii.

În figura 5.9. este prezentată zona de tranziție precum și numeroasele incluziunii nemetalice prezente în material.

### 5.2.1.4. Concluzii

Concluziile acestui paragraf sunt:

1. Corelarea teoretică, obținută prin metoda criterială (relația 5.12.), a adâncimii de tratament cu valoarea obținută prin metoda de duritate (relația 5.13.);
2. Variația adâncimii convenționale de cementare cu durata de cementare, figura 5.10.;

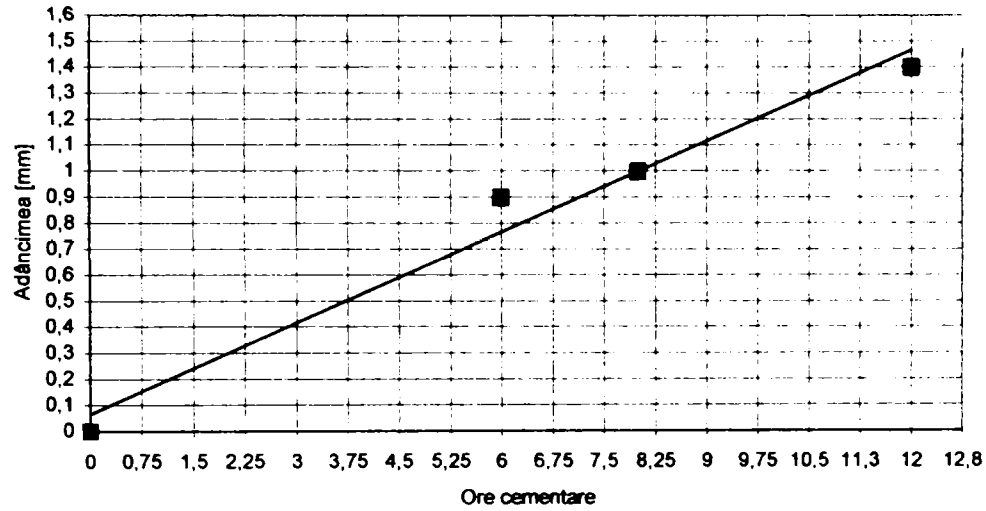


Figura 5.10. Estimare a influenței duratei de cementare asupra adâncimii de tratament.

3. Variația durității în suprafață, ca valoare informativă, cu durata de cementare, figura 5.11;

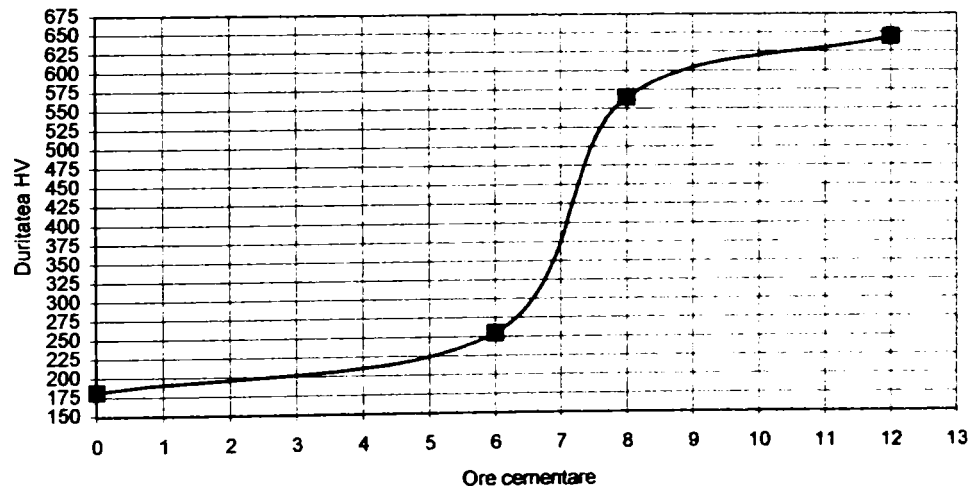
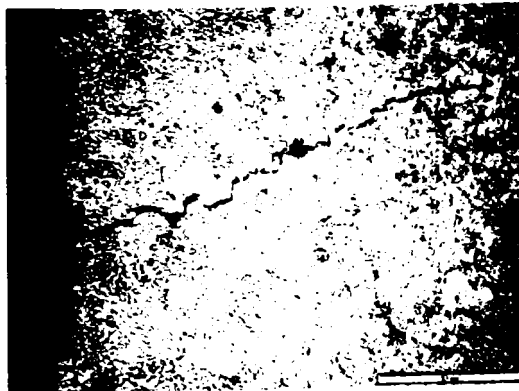


Figura 5.11. Estimare a influenței duratei de cementare asupra durității în suprafață.



a) Zona de ieșire a fisurii



b) Zona de inițiere a fisurii

Figura 5.12.

- Defecte de tratament-material, figura 5.12., unde este prezentată o fisură, observată la analiza metalografică, inițiată într-o zonă cu incluziunii nemetalice, ce s-a propagat către suprafața piesei cementată 6 ore;
- Variația concentrației de carbon cu adâncimea, figura 5.13. Dacă acceptăm variația concentrației cu adâncimea ca fiind liniară și că în zona carburată concentrația este constantă și maximă.

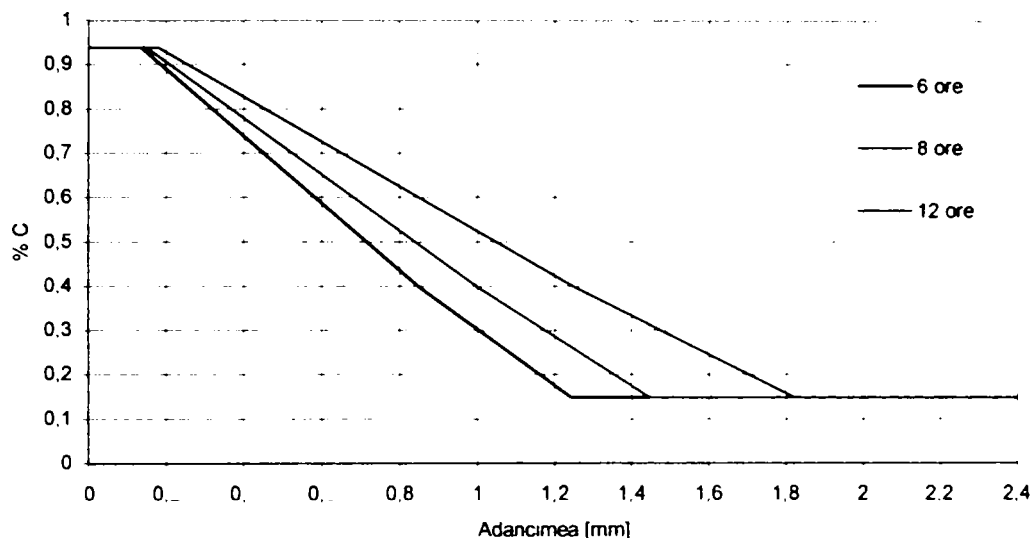


Figura 5.13. Variația empirică a concentrației de carbon în stratul cementat.

## 5.2.2. Nitrurarea.

### 5.2.2.1. Diagramele de tratament.

După cum s-a prezentat în planul de încercări, epruvetele din OLC 45 au fost supuse unui tratament termochimic de nitrurare.

Nitrurarea a fost realizată în mediu gazos, mediu de  $\text{NH}_3$ .

Etapele nitrurării au fost următoarele:

- Încălzire cu cuptorul ( $50^\circ\text{C}/\text{h}$ ) până la  $T = 500^\circ\text{C}$ ;
- Menținere  $t = 16$  h;
- Încălzire ( $10^\circ\text{C}/\text{h}$ ) până la  $T = 520^\circ\text{C}$ ;
- Menținere  $t_1 = 15$  h respectiv  $t_2 = 24$  ore;
- Răcire cu cuptorul până la  $T = 170^\circ\text{C}$ ;
- Răcire în aer.

De menționat, la etapa de încălzire, la  $T = 170^\circ\text{C}$  s-a introdus  $\text{NH}_3$ , debit 500 l/h, până la temperatura de egalizare, circa 2 ore, apoi s-a mărit debitul de  $\text{NH}_3$  la 1600 l/h.

În figura 5.14. este prezentată diagrama celor două nitrurării la care au fost supuse probele de OLC 45.

### 5.2.2.2. Analiza adâncimii tratate.

La analiza adâncimii convenționale de nitrurare s-a acceptat metoda de duritate care presupune că adâncimea de nitrurare este distanța de la suprafața piesei până la stratul în care duritatea depășește cu 50 HV duritatea miezului.

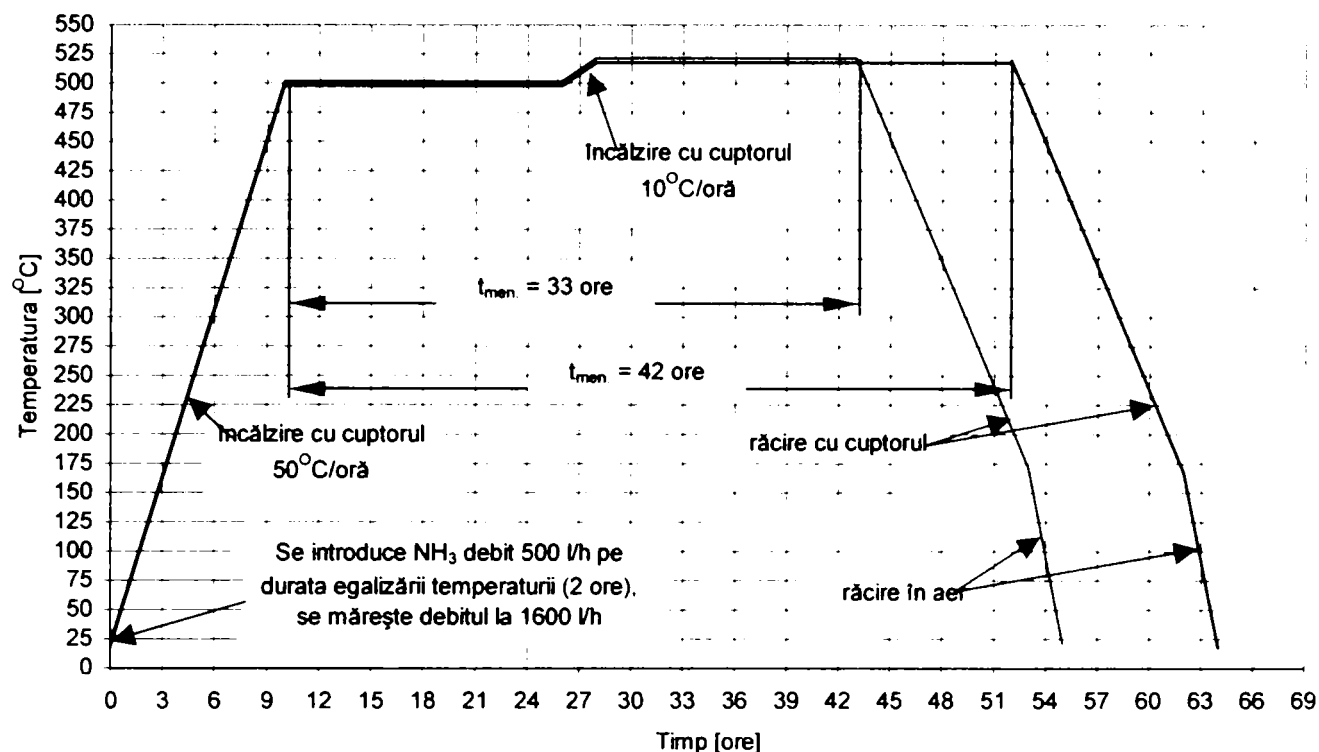


Figura 5.14. Diagrama de nitrurare.

Măsurătorile de duritate au parcurs aceleași etape menționate la paragraful 5.2.1.2.2.

Valorile măsurate sunt prezentate în Anexa 1B, și grafic în figura 5.15.

Duritatea oțelului netratat măsurată are valoarea de 205 HV, ca și în paragraful similar de la cementare 5.2.1.2.2., aceasta corespunde unei stări recoapte a materialului. Probele din OLC 45 au fost de asemenea prelevate dintr-o bară de diametru 30 mm.

Adâncimea de măsurare s-a realizat identic cu procedeu menționat la paragraful 5.2.1.2.2.

În urma medierii valorilor măsurate se poate aproxima variația durității cu adâncimea precum și stabili adâncimea convențională de nitrurare, figura 5.16.:

- Nitrurare 33 ore => adâncimea = 0,33 mm;
- Nitrurare 42 ore => adâncimea = 0,60 mm. (5.14.)

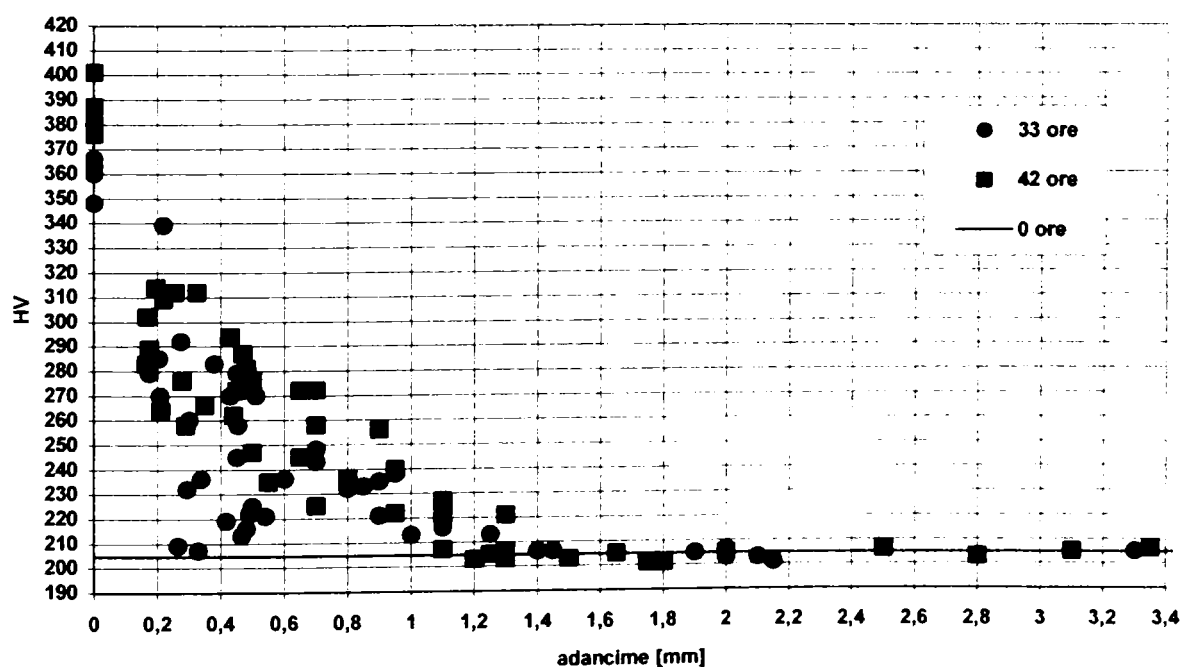


Figura 5.15. Variația experimentală a durității cu adâncimea de nitrurare.

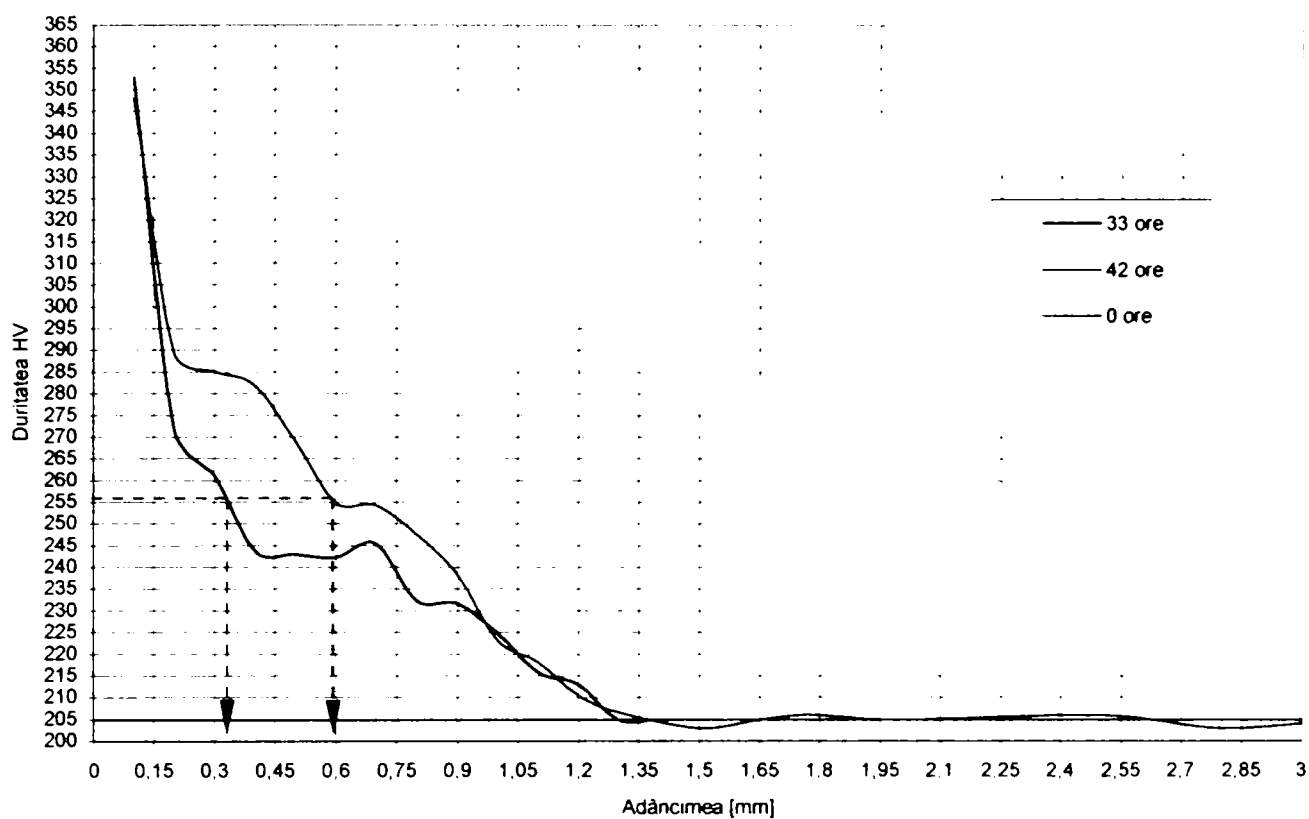


Figura 5.16. Variația corelată a durității cu adâncimea de nitrurare.

### 5.2.2.3. Analiza metalografică.

Modul de lucru și obiectivele urmărite sunt aceleași ca la cementare, paragraf 5.2.1.3.

În figura 5.17. este prezentată structura oțelului OLC 45 în stare netratată:

- a) în suprafață;
- b) în miez;

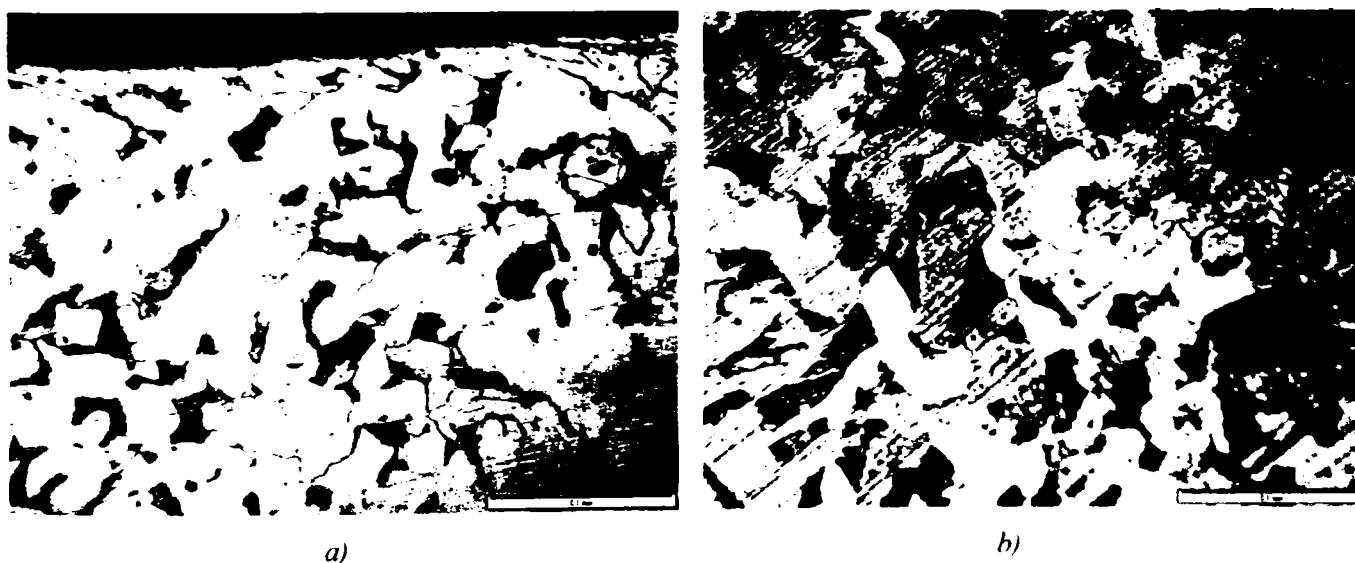
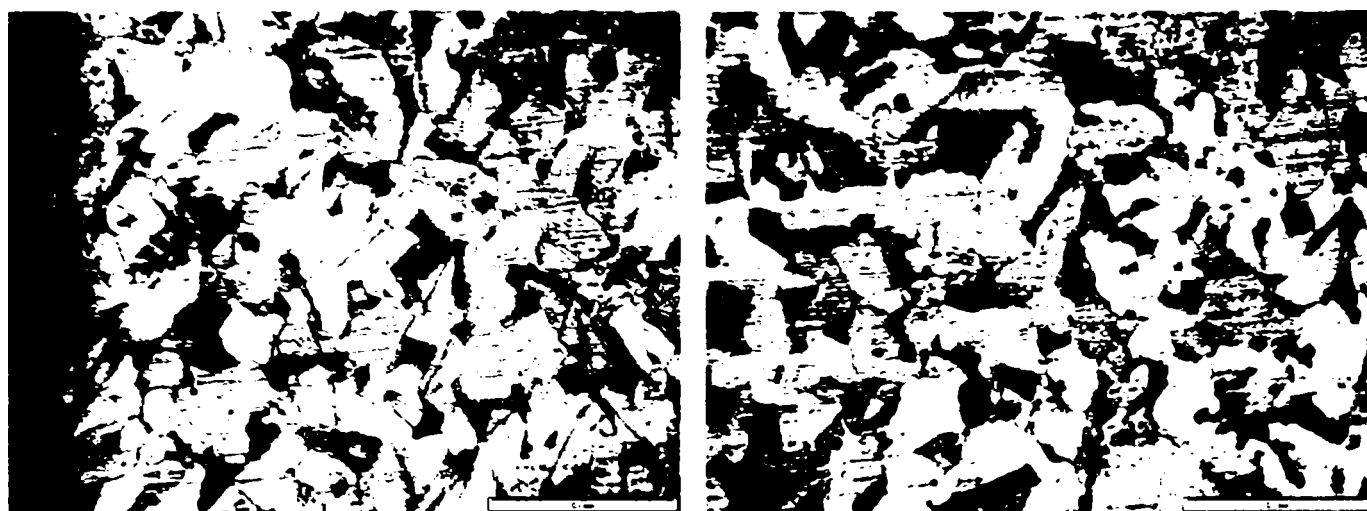


Figura 5.17. Structura oțelului OLC45 netratat.

Din figura 5.17. se observă structura ferito-perlitică, caracteristică oțelului carbon cu 0,45%C, precum și deformațiile granulelor din suprafață datorită prelucrărilor mecanice.

În figura 5.18. este prezentată structura oțelului OLC 45 nitrurat, având durata de nitrurare 33 ore.





a)

b)

Figura 5.18. Structura oțelului OLC45 nitrurat.

În figura 5.18. a), se poate observa stratul superficial care reprezintă o soluție solidă cu bază de nitruri de fier ( $Fe_4N$  și  $Fe_3N$ ), urmată de un strat de tranziție format din ferită aliată cu azot și soluție solidă cu bază de nitrură de fier. În figura 5.18 a) și b) se observă și structura miezului nemodificată, caracteristică oțelului OLC 45.

#### 5.2.2.4. Concluzii.

Ca și concluzii putem menționa:

1. Variația adâncimii de nitrurare cu durata nitrurării, figura 5.19.:

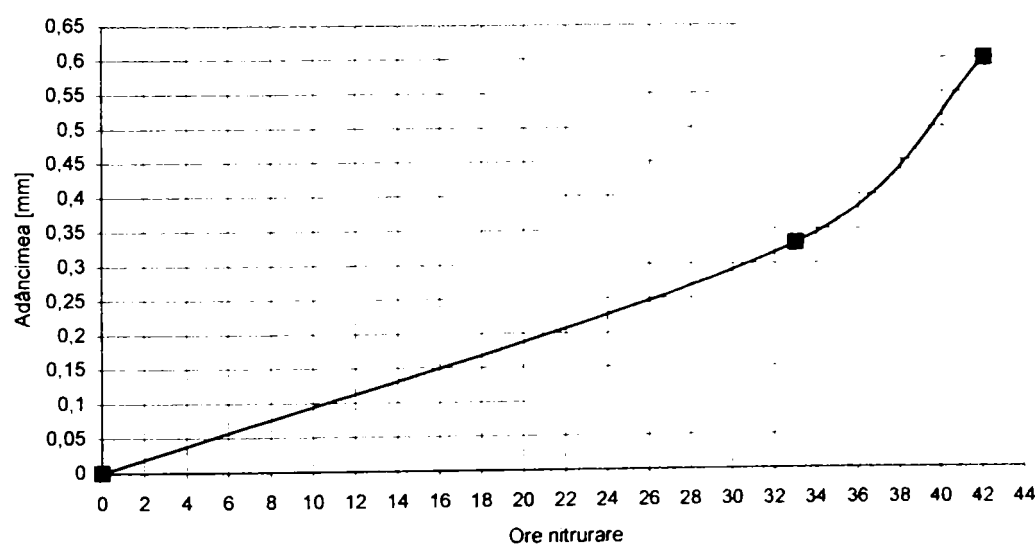


Figura 5.19. Estimare a influenței duratei de nitrurare asupra adâncimii de tratament.

2. Variația durității în suprafață cu durata nitrurării, figura 5.20., informativ.

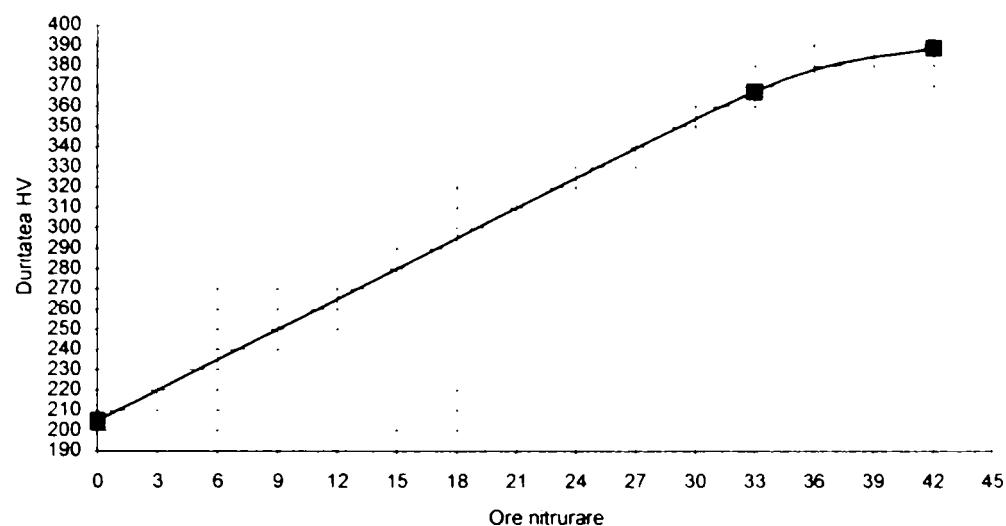


Figura 5.20. Estimare a influenței duratei de nitrurare asupra durității în suprafață.

### 5.3. Stabilirea caracteristicilor de material

#### 5.3.1. Încercarea la tracțiune

##### 5.3.1.1. Generalități

Încercarea la tracțiune a epruvetelor netratate și a celor supuse la tratamentele prezentate în capitolul anterior, s-au realizat în laboratorul de Rezistența Materialelor în conformitate cu prevederile standardului SR EN 10002-1.

Mașina de încercat este universală cu trei domenii de încărcare, modul de producere a sarcinii este hidraulic iar dispozitivul de măsurare a forței este cu pendul. Pentru măsurarea alungirilor s-a utilizat extensometrul cu amplificare mecanică și comparator cu cadran.

Epruvetele utilizate au fost epruvete rotunde, proporționale, figura 5.21. și figura 5.22., în conformitate cu prevederile standardului mai sus amintit, având relația de proporționalitate:

$$L_0 = 5,65\sqrt{S_0} \quad (5.15.)$$

unde:

$L_0$  – lungimea între repere;

$S_0$  – aria secțiunii inițiale.



Figura 5.21. Epruveta de tracțiune.

Temperatura în laborator pe durata încercărilor a variat între 22 ... 27 °C, încadrându-se în limitele acceptate de standard.

Suplimentar epruvetele au fost prevăzute cu un caroiaj, din 2 în 2 mm, pentru a se putea observa variația lungirii și găturii remanente pe lungime probei, figura 5.23.

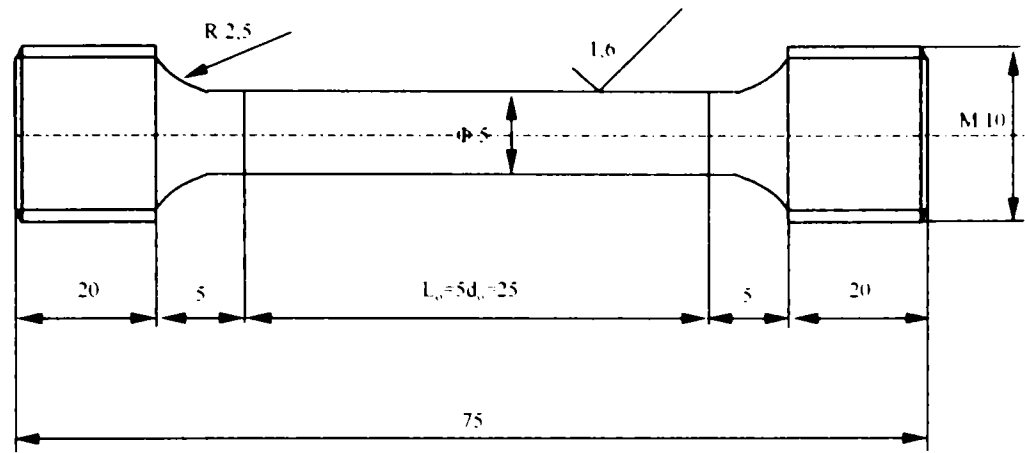


Figura 5.22. Schița epruvetei de tracțiune.



Figura 5.23. Epruveta de tracțiune prevăzută cu caroiuj.

Parametrii urmăriți prin această încercare sunt:

1. Modulul de elasticitate,  $E$ ;
2. Limita de proporționalitate,  $\sigma_{110}$ ;
3. Limita de elasticitate convențională,  $\sigma_{p0,01}$ ;
4. Limita de curgere,  $\sigma_c$  pentru caracteristica ce prezintă palier sau cea convențională  $\sigma_{p0,2}$ ;
5. Rezistența la rupere  $\sigma_r$ ;
6. Rezistența la rupere reală  $\sigma_u$ ;
7. Alungirea la rupere  $A$ ;
8. Gâtuirea la rupere  $Z$ .

Analiza zonelor de interes s-a făcut prin scanarea probelor, utilizând o rezoluție mare 2000 ... 4800 dpi, și prelucrarea imaginii utilizând programul Corel Draw, figura 5.24. a) și b). Programul permite realizarea unui caroiuj la sutimi de milimetru precum și mărirea sau micșorarea liberă a imaginii.

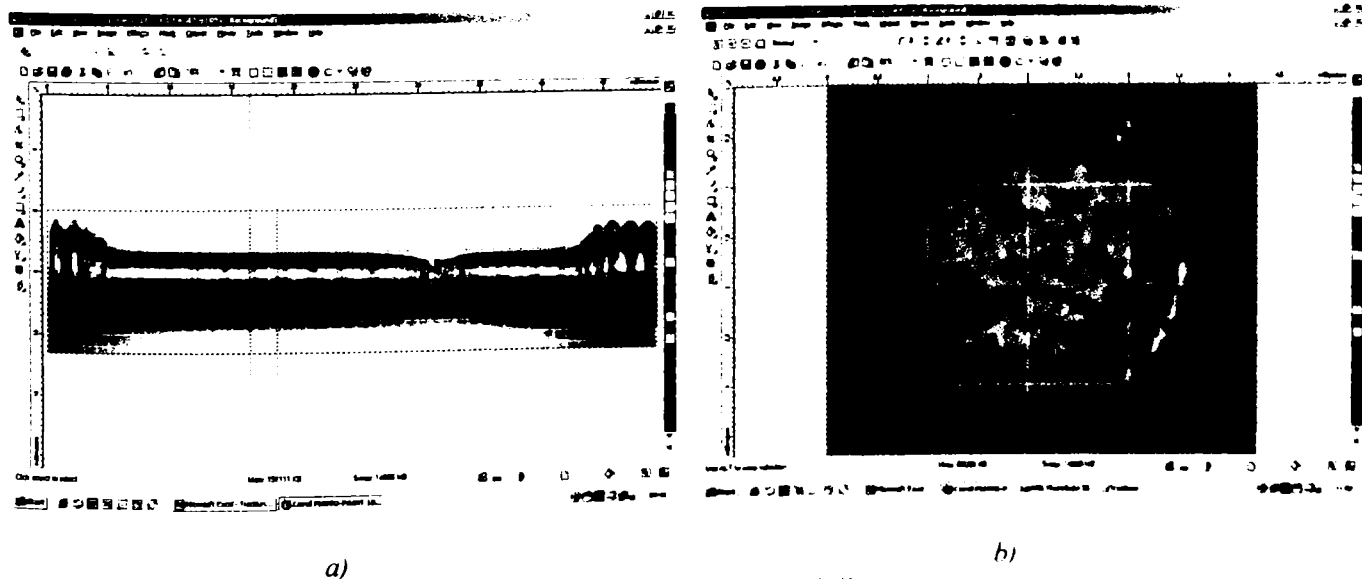


Figura 5.24. Analiza imaginii.

### 5.3.1.2. Încercarea la tracțiune a probelor cementate.

Valorile reale obținute în urma încercărilor sunt prezentate în anexa 2A. În continuare se prezintă grafic rezultatele încercărilor.

În figura 5.25. este prezentată caracteristica  $\sigma$ - $\epsilon$  pentru materialul probelor din OLC 15 necementat, figura 5.26. prezintă caracteristica reală pentru același material iar în figura 5.27. este prezentată deformația relativă în zona de rupere.

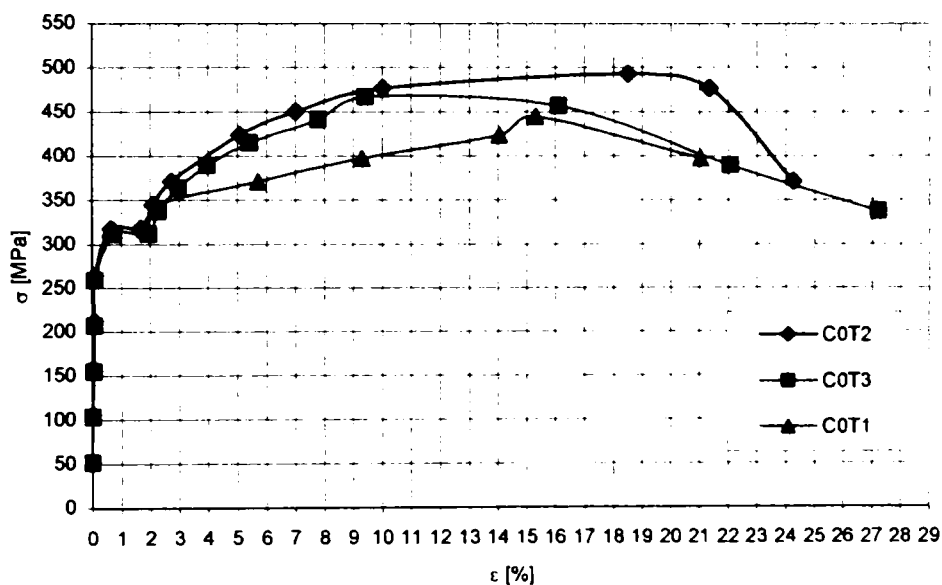


Figura 5.25. Diagrama experimentală  $\sigma$ - $\epsilon$  pentru OLC15 necementat.

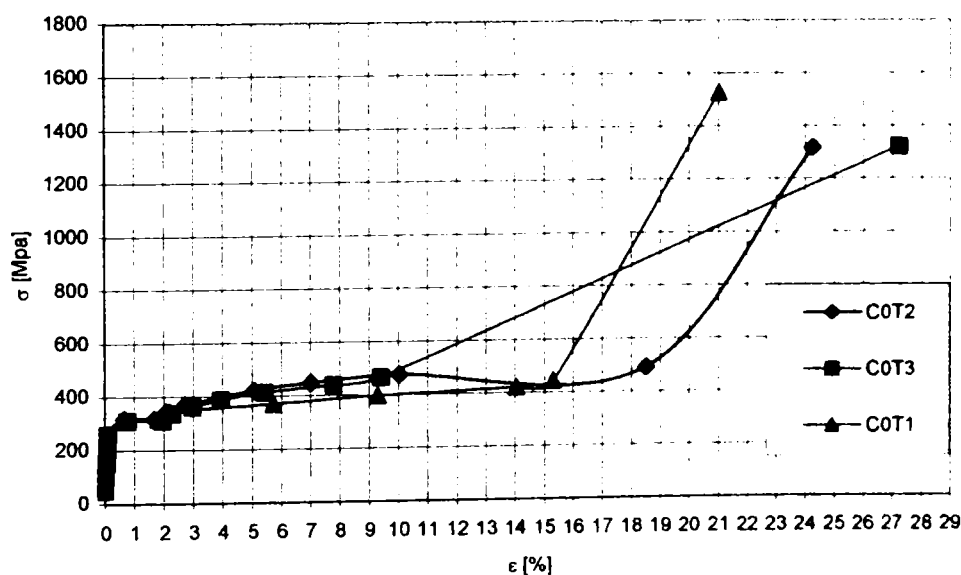


Figura 5.26. Diagrama experimentală  $\sigma_{real}$ - $\epsilon$  pentru OLC15 necementat.

În continuare sunt prezentate diagramele  $\sigma$  -  $\epsilon$  pentru probele cementate:

- Figura 5.28. - cementare 6 ore;
- Figura 5.29. - cementare 8 ore;
- Figura 5.30. - cementare 12 ore.

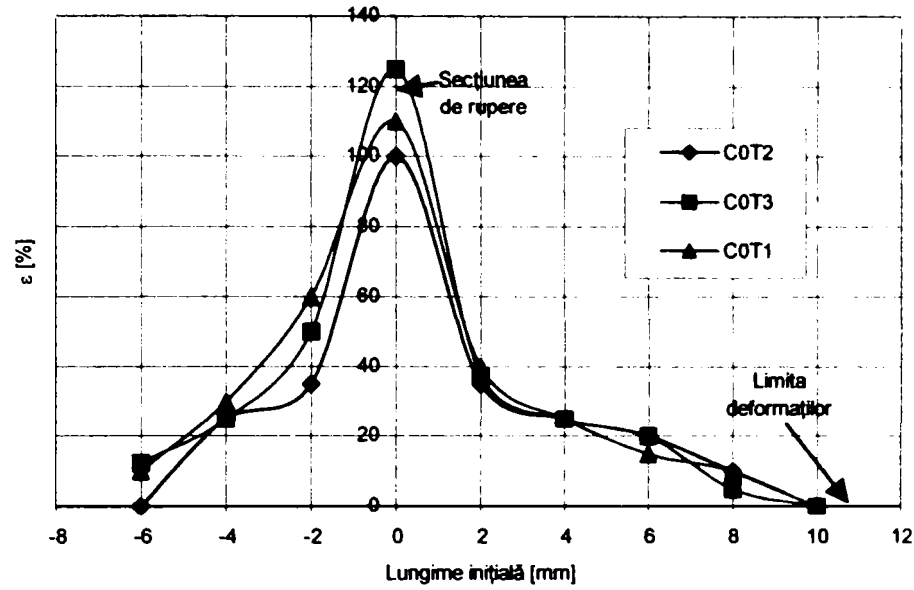


Figura 5.27. Alungirea relativă în zona ruperii a oțelului OLC15 necementat.

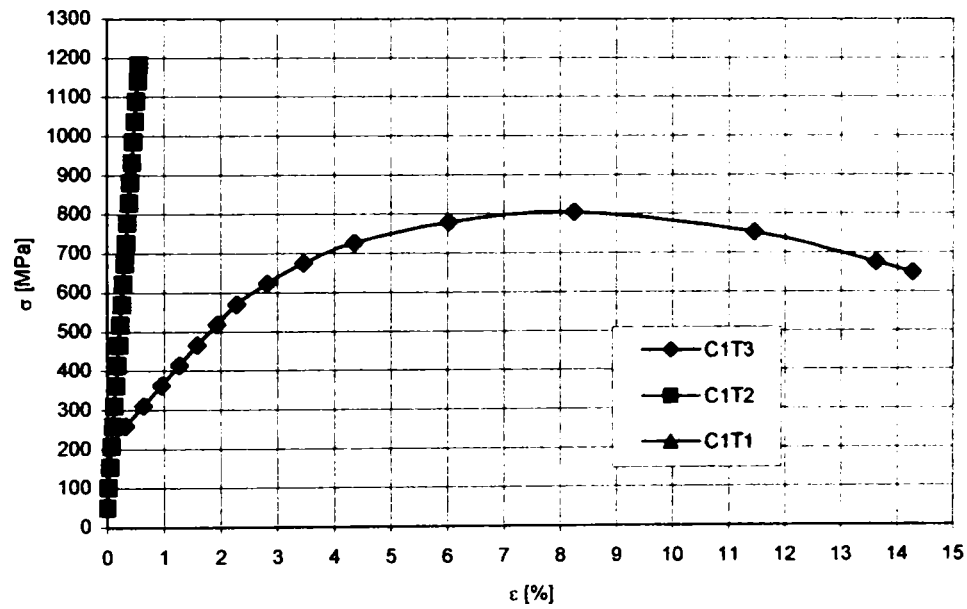


Figura 5.28. . Diagrama experimentală  $\sigma$ - $\epsilon$  pentru OLC15 cementat 6 ore.

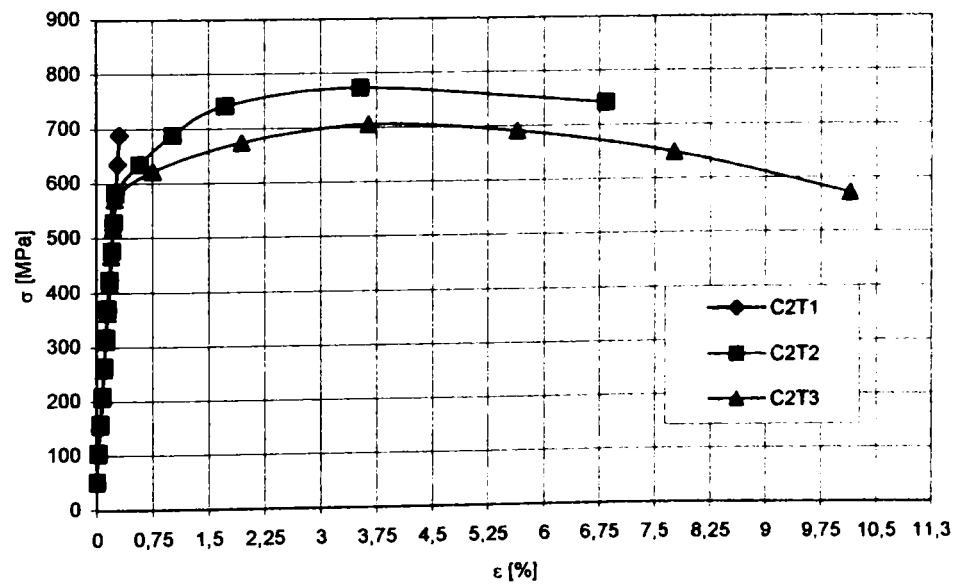


Figura 5.29. Diagrama experimentală  $\sigma$ - $\epsilon$  pentru OLC15 cementat 8 ore.

O primă observație o reprezintă caracterul ruperii probelor cementate și anume unul fragil. Probele cementate care nu au prezentat acest tip de caracter al ruperii devin susceptibile de defecte: exfolierea stratului cementat, defecte de structură; prezența fisurilor;

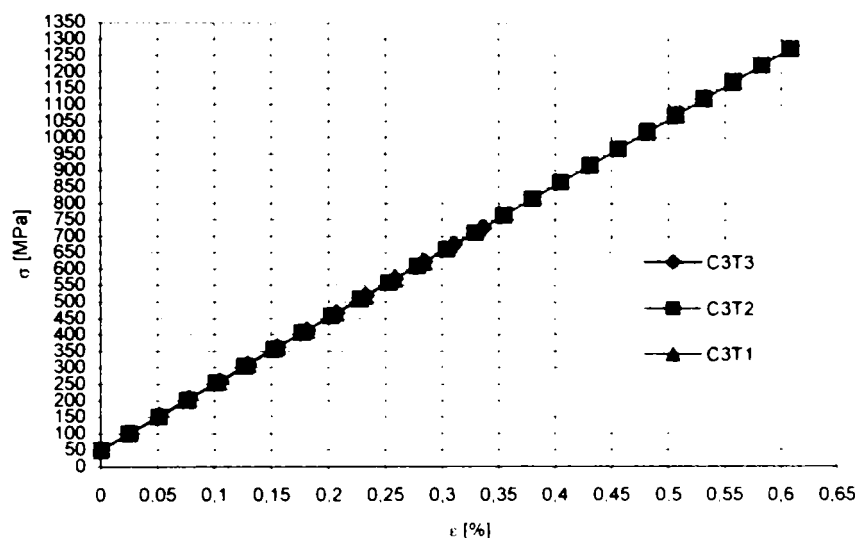


Figura 5.30. Diagrama experimentală  $\sigma$ - $\epsilon$  pentru OLC15 cementat 12 ore.

În continuare s-a analizat zona de rupere.

În figura 5.31. a), b), c) se prezintă o probă netratată (OLC 15) ruptă, zona gâtuirii și caracteristica de tip "con - cupă" a suprafeței de rupere.

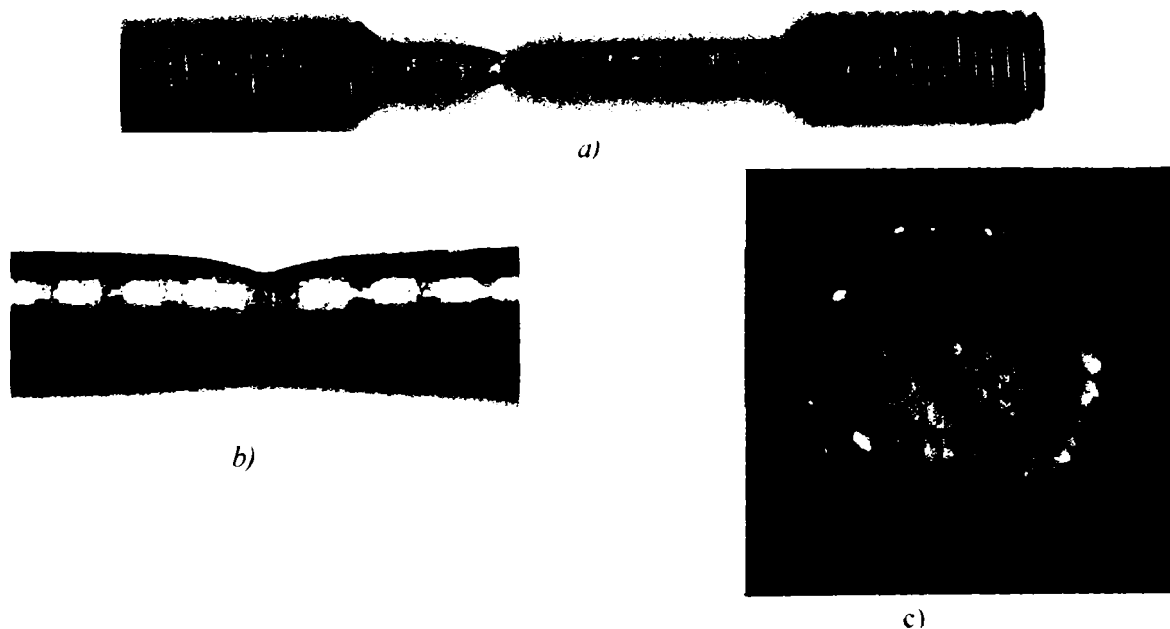
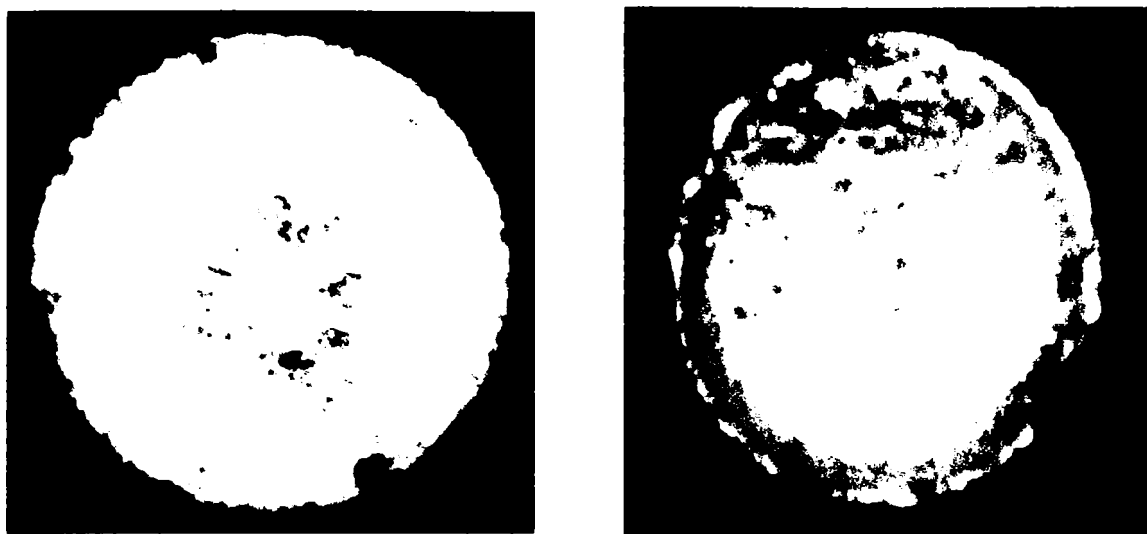


Figura 5.31. Analiza ruperii OLC15 necementat.

În figura 5.32. se prezintă suprafețele de rupere a unor probe cementate 8 ore, a) – rupere fragilă (proba C2T1), b) – rupere inițiată dintr-un defect (proba C2T2).

Se observă pe proba C2T2 (figura 3.12. b)) cum un defect de material (partea superioară) generează exfolierea stratului superficial (zona lucioasă marginală) și o rupere mixtă (ductil - fragilă).

În lipsa defectelor se observă caracterul general fragil al ruperilor probelor cementate, suprafața de rupere prezintă două zone o zonă marginală cristalină caracteristică ruperii total fragile și o zonă centrală ce prezintă o rupere mai ductilă.



a) b)  
Figura 5.32. Analiza suprafeței ruperii OLC15 cementat.

În figura 5.33. se prezintă o epruvetă cementată ruptă fragil, se observă lipsa gâtuirii și a alungirii remanente.



Figura 5.33. Ruperea fragilă a probei cementate.

În baza observațiilor anterioare, precum și în urma analizei statistice anexa 2C, se elimină din analiza generală probele ce au prezentat defecte și ca atare pot induce erorii.

### 5.3.1.3. Încercarea la tracțiune a probelor nitrurate.

Valorile reale ale măsurătorilor sunt prezentate în anexa 2B.

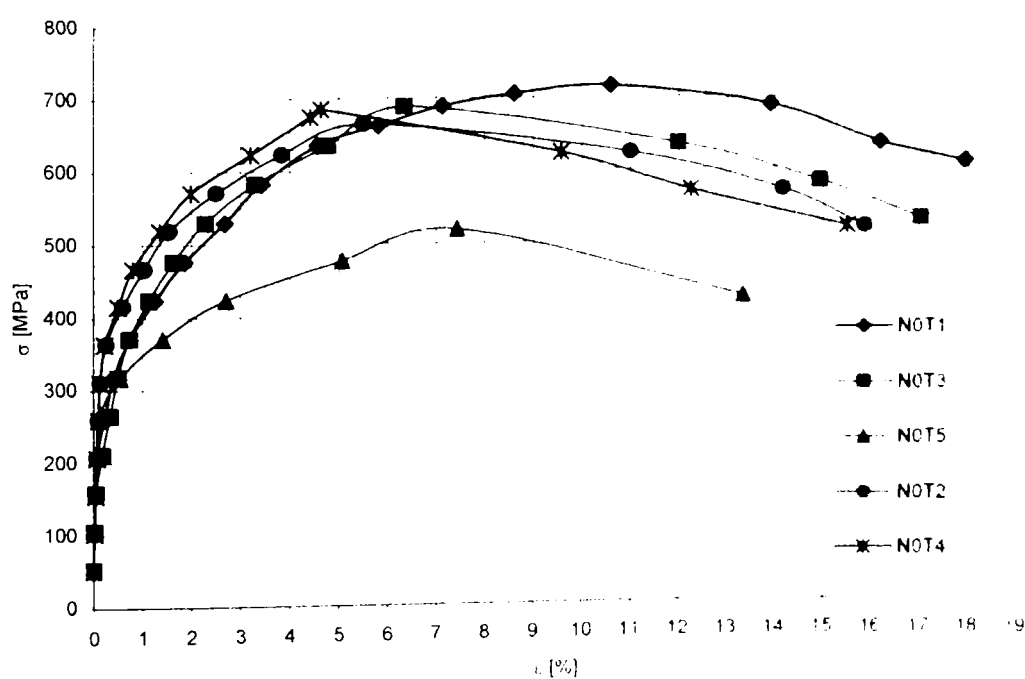


Figura 5.34. Diagrama experimentală  $\sigma - \epsilon$  pentru OLC45 nitrurat.

În figura 5.34. este prezentată caracteristica  $\sigma - \epsilon$  a materialului probelor din oțelul OLC 45 netratat, în figura 5.35 caracteristica reală a materialului și în figura 5.36. alungirea lor în zona de rupere.

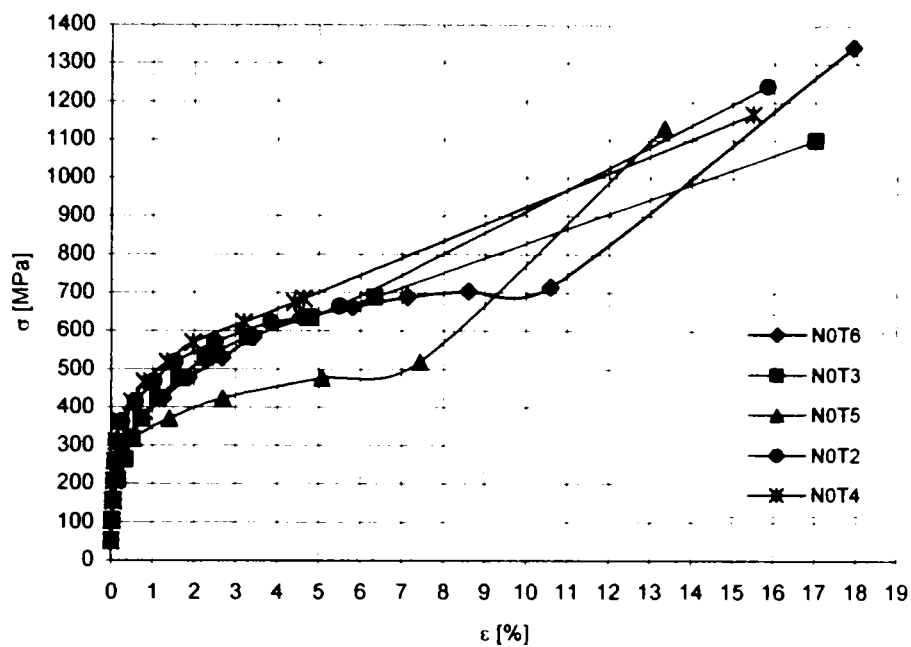


Figura 5.35. Diagrama experimentală  $\sigma_{real}-\epsilon$  pentru OLC45 nenitrurat.

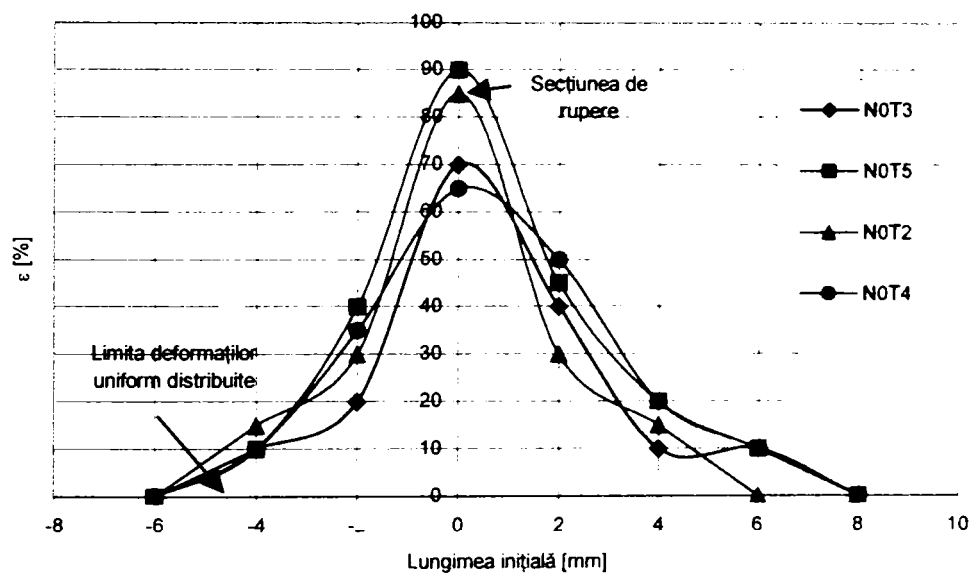


Figura 5.36. Alungirea relativă în zona ruperii a oțelului OLC45 nenitrurat.



a)



b)

Figura 5.37.



Din figura 5.37. a) și b) se poate observa caracteristica “con – cupă” a zonei de rupere, similară celei observate la oțelul OLC 15.

În ce privește comportarea probelor nitrurate, se observă că ruperea are un puternic caracter fragil:

- Figura 5.38. – nitrurare 33 ore;
- Figura 5.39. – nitrurare 42 ore.

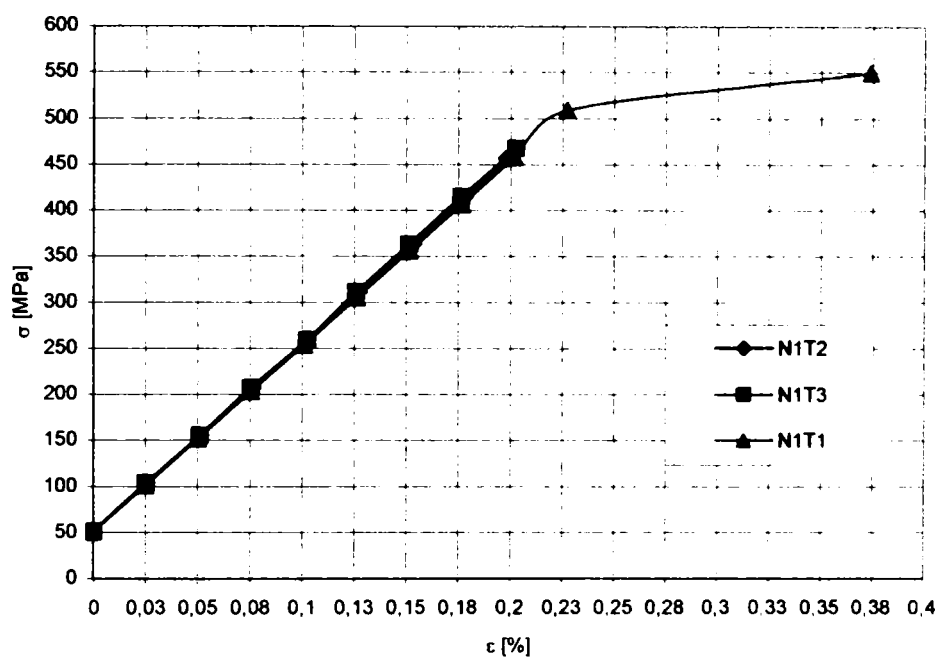


Figura 5.38. Diagrama experimentală  $\sigma$ - $\epsilon$  pentru OLC45 nitrurat 33 ore.

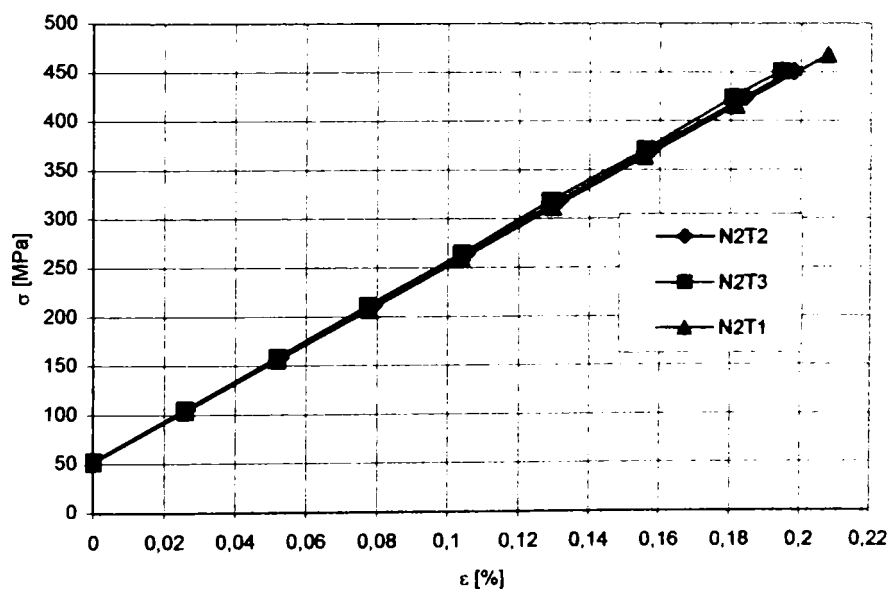


Figura 5.39. Diagrama experimentală  $\sigma$ - $\epsilon$  pentru OLC45 nitrurat 42 ore.

#### 5.3.1.4. Concluzii.

În anexa 2C sunt prelucrate statistic datele experimentale de la încercarea de tracțiune.

Rezultatele obținute în urma prelucrării datelor experimentale sunt prezentate astfel:

- Figura 5.40. – Influența cementării asupra caracteristicii  $\sigma - \epsilon$ ;
- Figura 5.41. – Influența nitrurării asupra caracteristicii  $\sigma - \epsilon$ ;
- Figura 5.42. – Influența cementării asupra rezistenței la rupere;
- Figura 5.43. – Influența nitrurării asupra rezistenței la rupere;
- Figura 5.44. – Influența cementării asupra alungirii la rupere;
- Figura 5.45. – Influența nitrurării asupra alungirii la rupere.

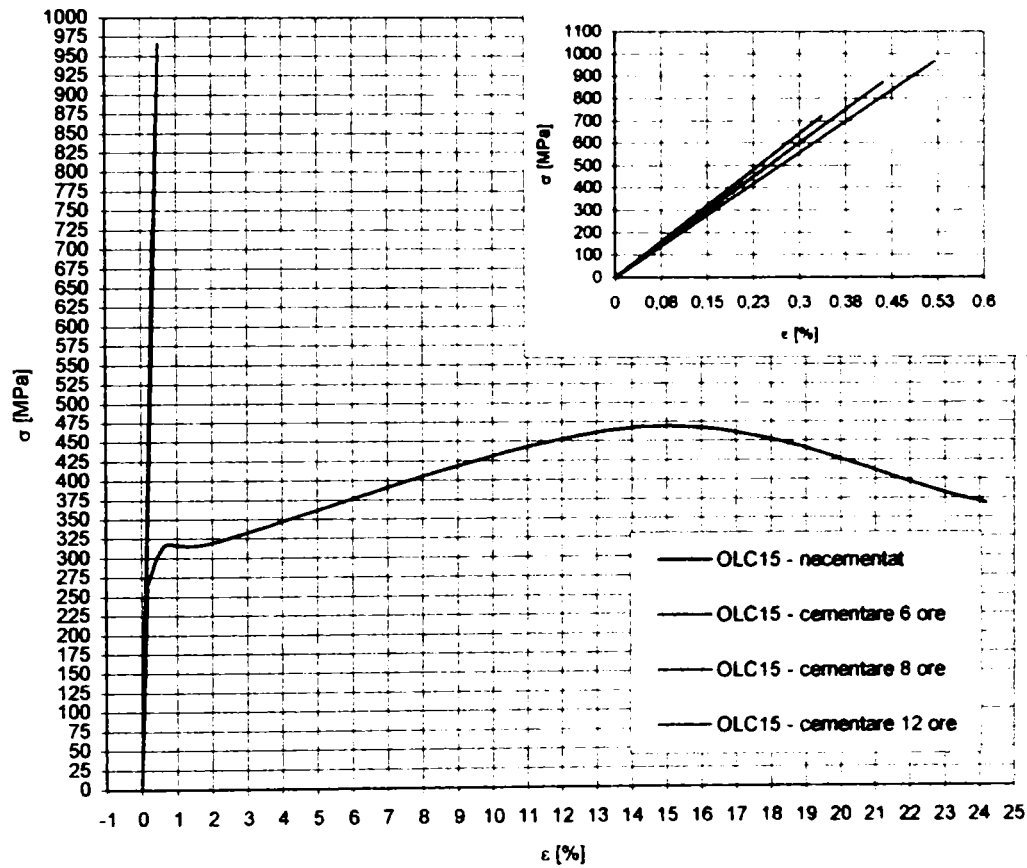


Figura 5.40. Caracteristica  $\sigma - \epsilon$  a oțelului OLC15.

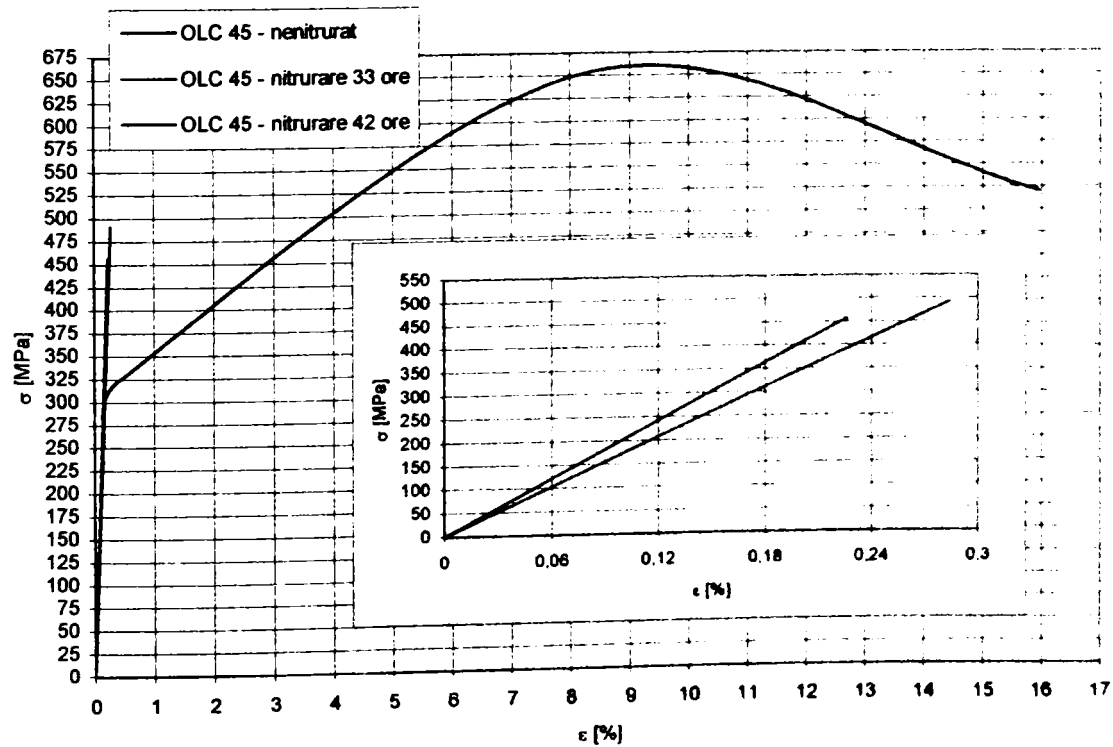


Figura 5.41. Caracteristica  $\sigma - \epsilon$  a oțelului OLC45.

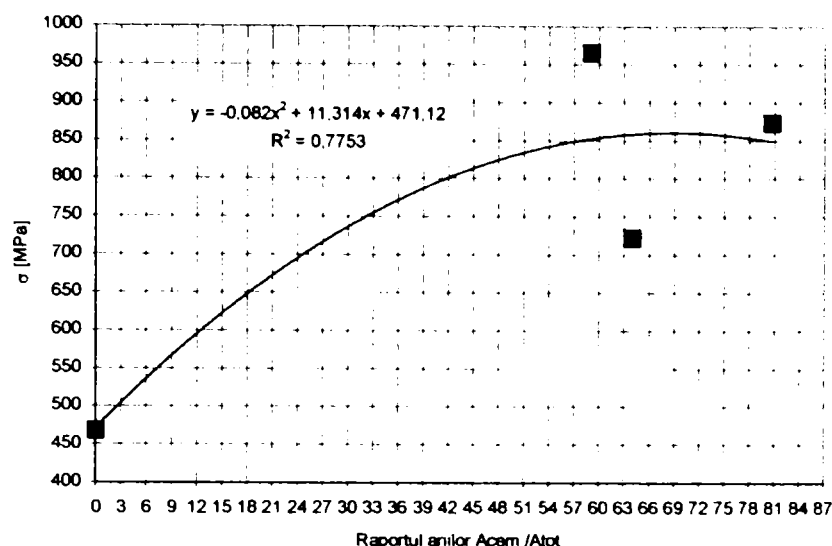


Figura 5.42. Estimare a influenței cementării OLC15 asupra rezistenței la rupere.

Se poate observa (figura 5.42.) că cementarea determină o creștere a rezistenței mecanice a probei, în același timp ruperea este total fragilă acest fapt se poate asocia probelor și nu atât materialului tratat, adică fisura în stratul cementat se propagă cu viteze foarte mari iar miezul tenace al probei, relativ mic, nu are capacitatea necesară de a se opune propagării fisurii respectiv cedării probei. La probele cementate s-a mai observat și fenomenul de exfoliere a stratului cementat (fenomenul s-a observat doar la probele cementate 8 ore – lucru ce se poate explica și printr-un tratament necorespunzător), cu toate acestea exfolierea determină o curgere a materialului miezului, ruperea fiind mixtă, dar nu modifică semnificativ rezistența mecanică a probei.

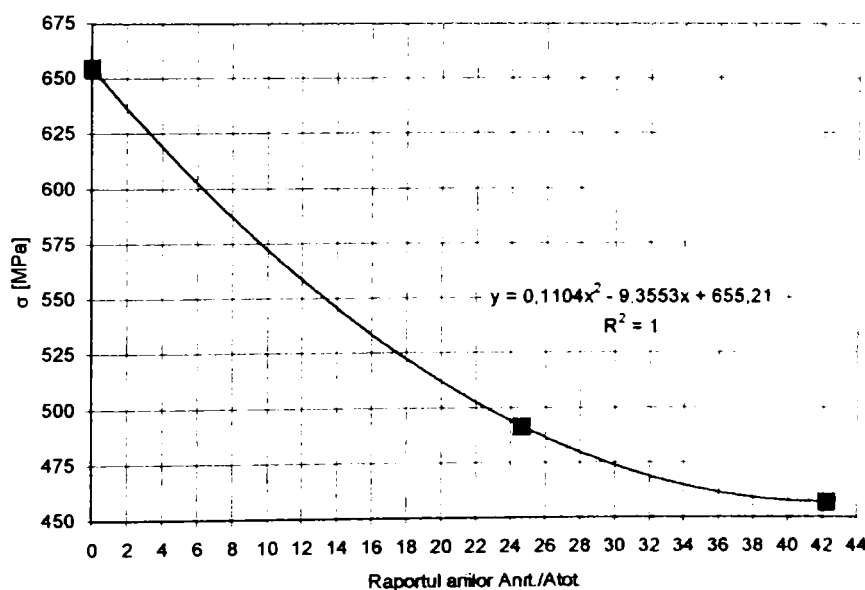


Figura 5.43. Estimare a influenței nitrurării OLC45 asupra rezistenței la rupere.

Similar probelor cementate cele nitrurate prezintă un caracter al ruperii, total fragil. Explicația este de asemenea similară și anume viteza mare de propagare a fisurii în strat corelat cu capacitatea redusă a miezului tenace de a opri propagarea fisurii, fapt ce ne determină să concludem că fenomenul este caracteristic mai mult probelor decât materialului nitrurat. De asemenea, contrar cementării, nitrurarea determină o scădere a rezistenței la rupere (figura 5.43.).

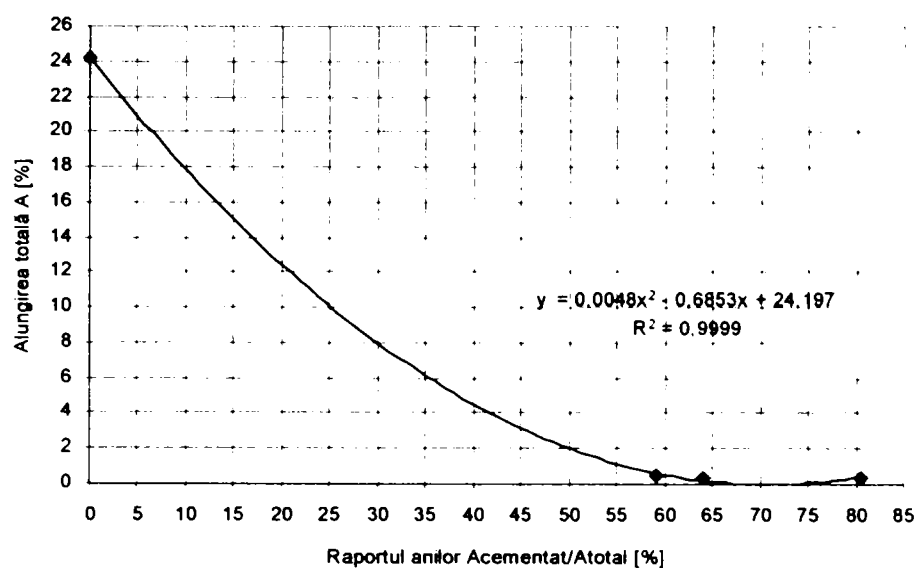


Figura 5.44. Estimare a influenței cementării OLC15 asupra alungirii la rupere.

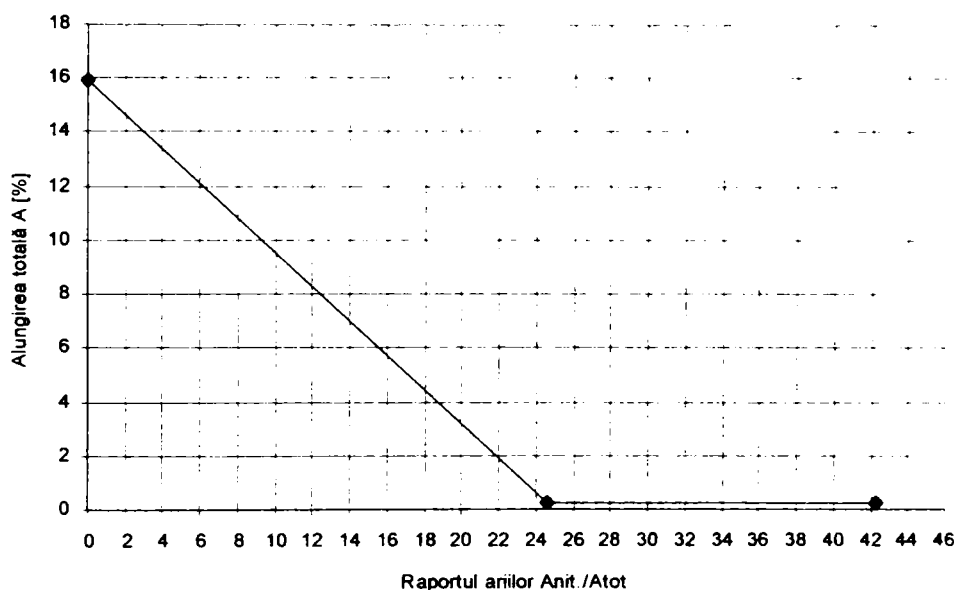


Figura 5.45. Estimare a influenței nitrurării OLC45 asupra alungirii la rupere.

În ce privește alungirea la rupere, figura 5.44. și 5.45., asociat ruperii fragile, alungirea tinde la zero.

### 5.3.2. Influența tratamentului termohimic asupra tenacității.

#### 5.3.2.1. Generalități.

Încercarea de reziliență KV și KCU a epruvetelor netratate și a celor supuse la tratamentele prezentate în capitolul anterior, s-a realizat în laboratorul de Rezistența Materialelor în conformitate cu prevederile standardului SR EN 10045-2.

Mașina de încercat este un ciocan Charpy de 30 kgm (masa pendulului = 16 kg și viteză maximă = 6,065 m/s).

Epruvetele utilizate, au fost realizate în conformitate cu standardul mai sus amintit. Pentru determinarea rezilienței KV s-au utilizat epruvete cu creștătură în V, figura 5.46. și figura 5.47., iar pentru determinarea rezilienței KCU s-au utilizat epruvete cu creștătură în U, figura 5.48. și figura 5.49.

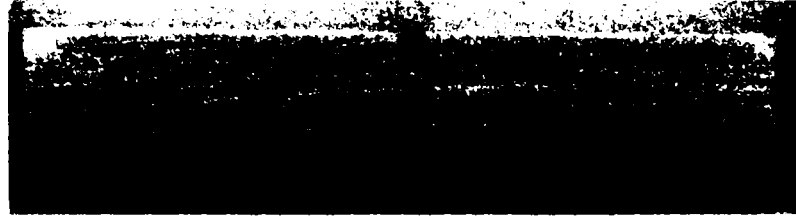


Figura 5.46. Epruveta Charpy cu creștătură în V.

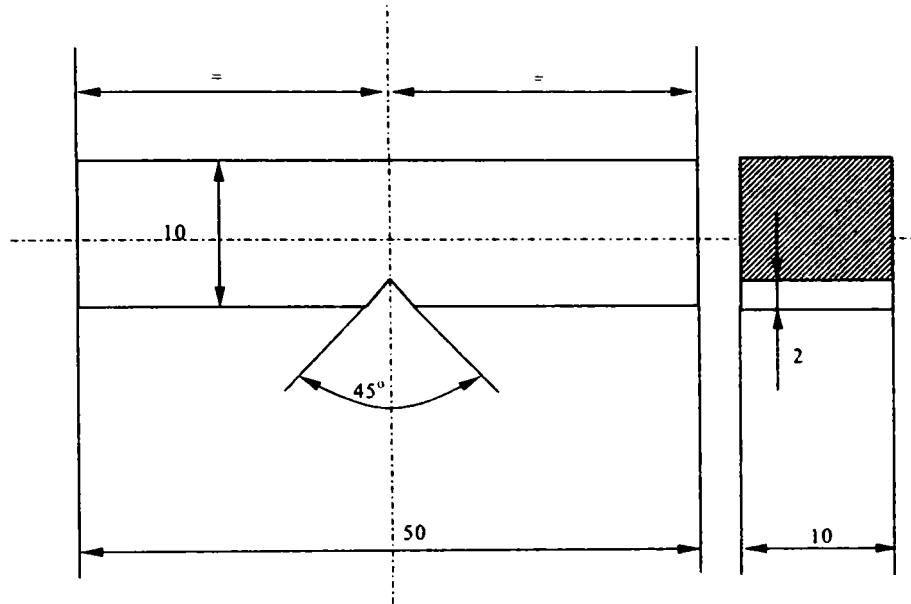


Figura 5.47. Schița epruvetei cu creștătură în V.



Figura 5.48. Epruveta Charpy cu creștătură în U.

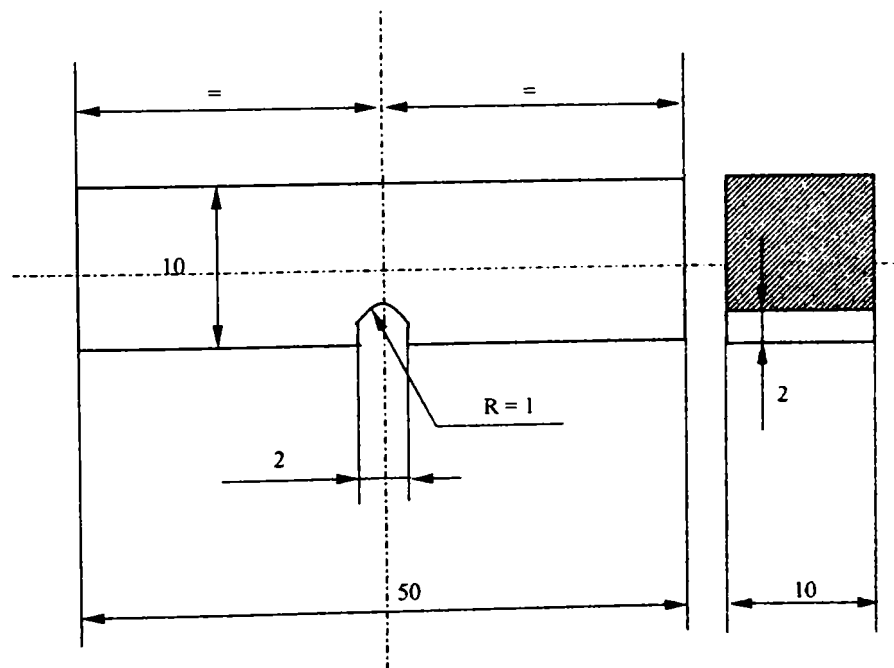


Figura 5.49. Schița epruvetei cu creștătură în U.

Temperatura în laborator pe durata încercărilor a variat între 22 ... 27 °C, încadrându-se în limitele acceptate de standard.

Parametri urmăriți prin această încercare sunt:

1. Reziliența KV;
2. Reziliența KCU;
3. Contractia transversală T;
4. Cristalinitatea Cr;
5. Fibrozitatea Fb.

Analiza zonelor de interes s-a realizat de asemenea utilizând programul Corel Draw, figura 5.50.

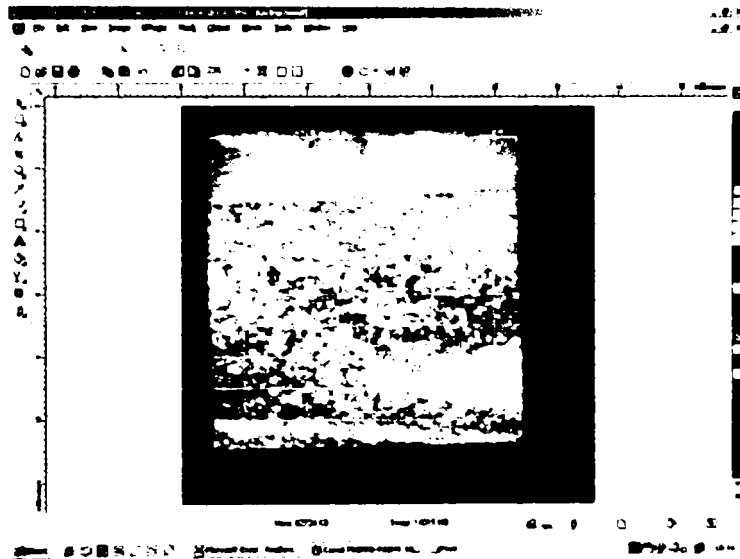
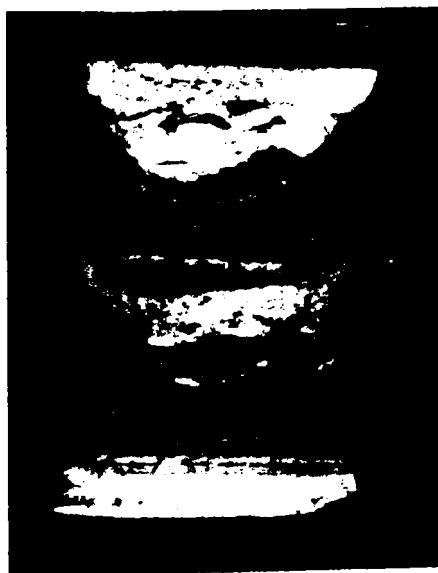


Figura 5.50. Analiza imaginii.

### 5.3.2.2. Reziliența probelor cementate.

Valorile experimentale precum și prelucrarea statistică a lor, sunt prezentate în anexa 3A.

Un element important îl reprezintă „rocada” suprafețelor ruperii ductile cu fragile, și anume în figura 5.51. este prezentată o rupere total ductilă (epruvetă din OLC 15 cu creștătură în U) – a) și o rupere mixtă (fragilă în zona centrală) (epruvetă din OLC 15 cu creștătură în V) – b) precum și ruperea unei epruvete cementate figura 5.52., cementare 12 ore – a), și cementare 8 ore – b) unde zona ruperii fragile este zona marginală, fină, iar ruperea ductilă este în zona centrală.



a)



b)

Figura 5.51. Suprafața de rupere a probelor netratate, OLC15

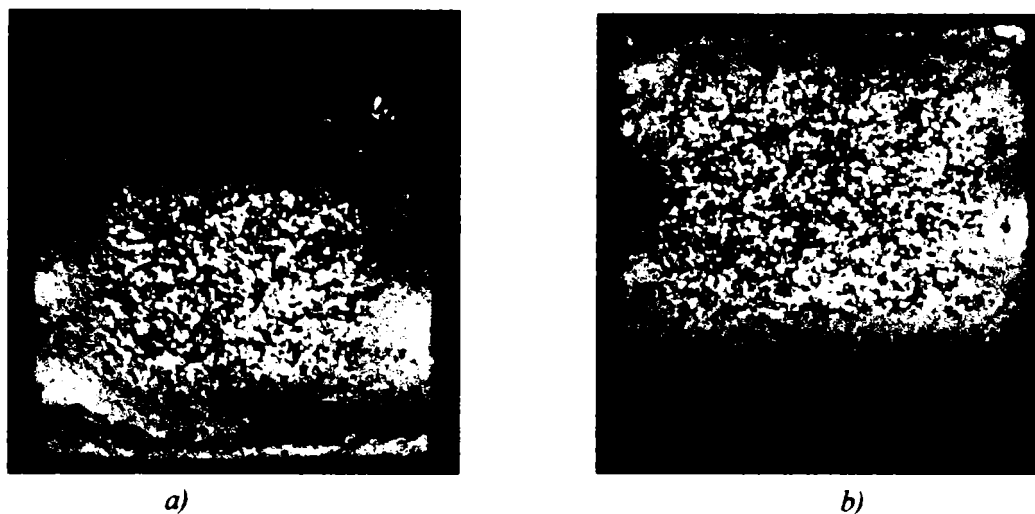


Figura 5.52. Suprafața de rupere a probelor din OLC15 cementate.

În continuare sunt reprezentate grafic influența cementării asupra tenacității materialului:

- Figura 5.53. - Influența cementării asupra energiei specifice de rupere;
- Figura 5.54. - Influența cementării asupra contracției transversale;
- Figura 5.55. - Influența cementării asupra fibrozității;
- Figura 5.56 - Influența cementării asupra cristalinității.

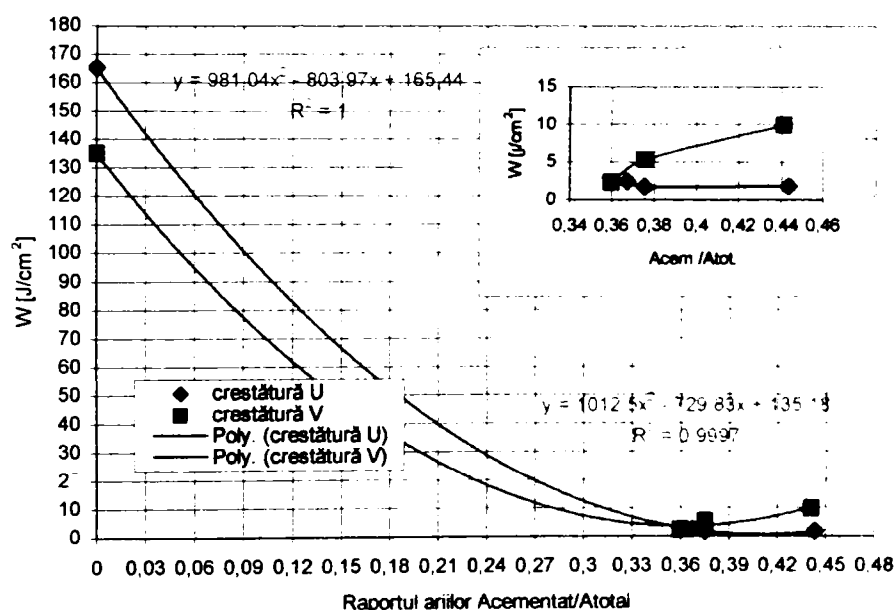


Figura 5.53. Estimarea variației energiei de rupere cu adâncimea de cementare.

Se observă, figura 5.53., că energia de rupere scade mult cu tratamentul, fapt ce ne conduce la o concluzie similară celei enunțate în paragraful anterior, și anume, fisura se propagă cu o viteză foarte mare în stratul cementat, iar capacitatea miezului tenace de a reține fisura este mică, capacitate comparativă cu dimensiunea acestuia, fapt ce ne determină să concludem că caracteristica obținută este o caracteristică a probei. O importantă observație este necesitatea studierii piesei efective și nu analiza probelor în laborator, o asemenea operație este în schimb mult mai laborioasă și foarte scumpă, necesitând standuri specializate, organe de mașini de încercat etc.

Din figura 5.53. observăm dependența bună (raporturi de corelare mari), dată de o ecuație polinomială de gradul II, dintre energia de rupere și adâncimea de cementare.

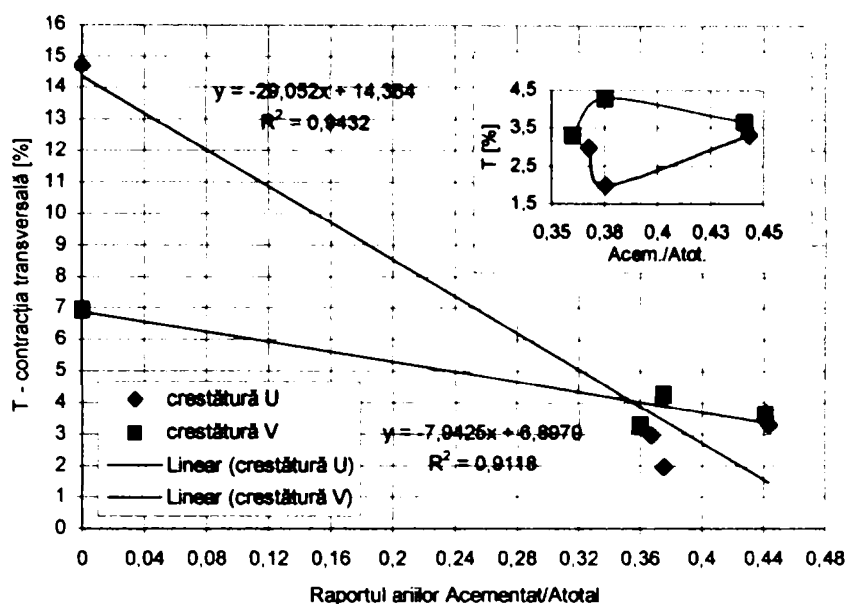


Figura 5.54. Estimare a influenței cementării asupra contracției transversale.

Interesant în ceea ce privește contracția transversală o reprezintă corelarea liniară a acesteia cu adâncimea de cementare, figura 5.54.

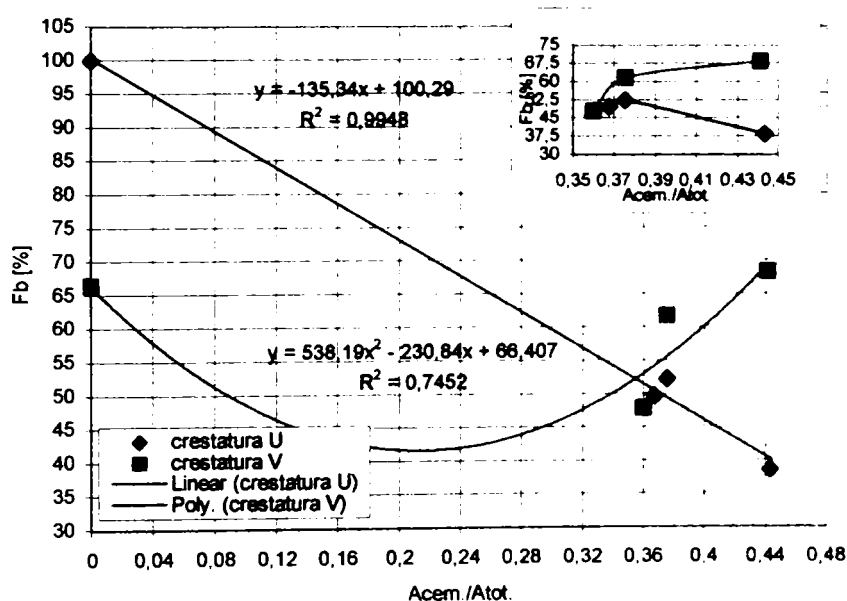


Figura 5.55. Estimare a influenței cementării asupra fibrozității suprafeței de rupere.

În ce privește fibrozitatea și cristalinitatea suprafeței de rupere și influența cementării asupra acestor parametrii, figura 5.55. și 5.56., se observă influența majoră a tipului de crestătură, dacă la crestătura în U fibrozitatea scade liniar cu adâncimea de tratament la proba cu crestătură în V fibrozitatea prezintă o (dependență polinomială de gradul II) scădere, relativă, urmată de o creștere; o posibilă explicație este faptul că microfisurile, rugozitatea, neregularitățile etc. din suprafața fundului crestăturii, ca urmare a tratamentului, s-au uniformizat fapt corelat cu mărimea mică a suprafeței, ne determină o probabilitate mică de inițiere a fisurii, o prezență ușor mărită a solicitării fapt ce ar determina apariția unei zone mai mari de deformare plastică, astfel o creștere relativă a fibrozității ruperii.

În concluzie rugozitatea suprafeței cementate prezintă o importanță majoră în comportamentul pieselor.



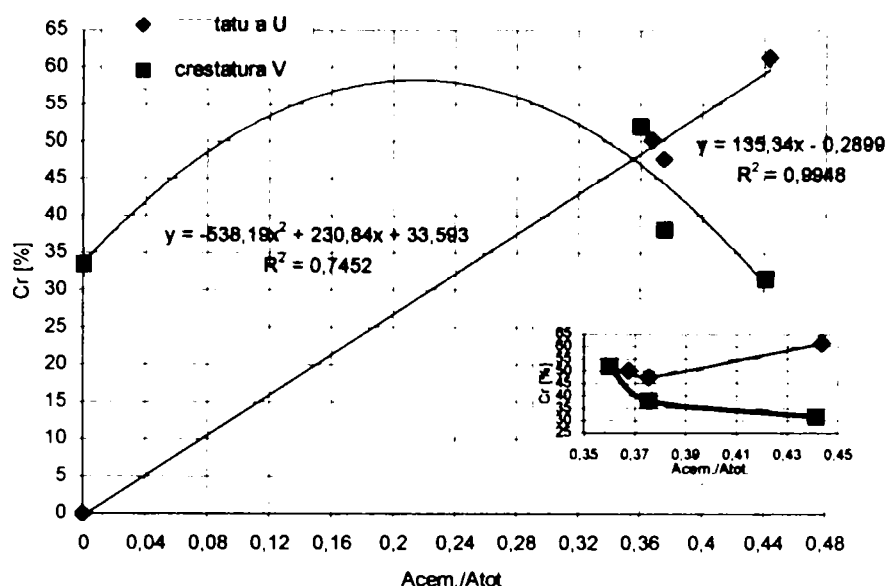


Figura 5.56. Estimare a influenței adâncimii de cementare asupra cristalinității.

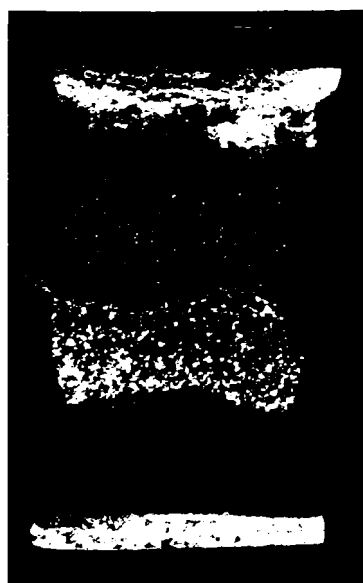
Concluziile acestui paragraf sunt:

1. Scăderea abruptă a energiei specifice de rupere cu tratamentul;
2. O creștere relativă a energiei specifice de rupere cu creșterea raportului  $A_{cem}/A_{total}$ .
3. Creșterea relativă a capacității materialului cementat de a se opune propagării fisurilor, cu toate că capacitatea materialului de a se opune inițierii fisurilor rămâne aproximativ constantă și de valoare mică, cu creșterea raportului  $A_{cem}/A_{total}$ .
4. Influența crestăturii asupra caracterului ruperii, cristalinitatea crește (fibrozitatea scade) cu creșterea raportului  $A_{cem}/A_{total}$ , pentru epruveta cu crestătură în U, pe când variația fibrozității și cristalinității prezintă o variație neuniformă, pentru epruveta cu crestătură în V.

### 5.3.2.3. Reziliența probelor nitrurate.

Valorile experimentale precum și prelucrarea statistică a lor, sunt prezentate în anexa 3B.

În ce privește tenacitatea epruvetelor nenitrurate, aceasta este tipică materialului cu o caracteristică ductil – fragilă a comportamentului la rupere. În figura 5.57. sunt prezentate suprafețele de rupere pentru o probă din OLC 45.



a) Epruvetă cu crestătură în U



b) Epruvetă cu crestătură în V

Figura 5.57. Secțiunea de rupere a oțelului OLC45.

În ce privește tenacitatea probelor nitrurate s-a observat caracterul total fragil al ruperilor asociat cu valorii ale reziliențelor foarte mici. În figura 5.58. se prezintă secțiunea de rupere fragilă a unei probe nitrurate.

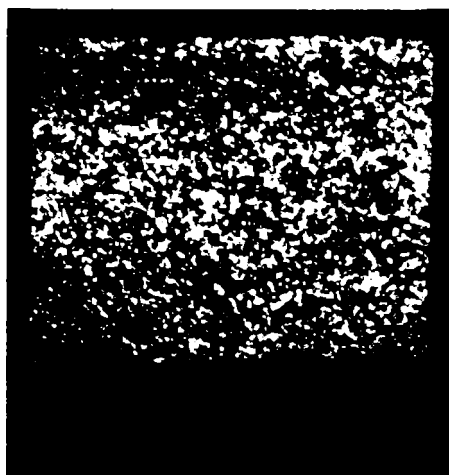


Figura 5.58. Secțiunea de rupere a oțelului OLC45 nitrurat.

În continuare sunt prezentate următoarele dependențe:

- Figura 5.59. - Influența nitrurării asupra rezilienței;
- Figura 5.60. - Influența nitrurării asupra contracției transversale;
- Figura 5.61. - Influența nitrurării asupra fibrozității și cristalinității secțiunii de rupere;

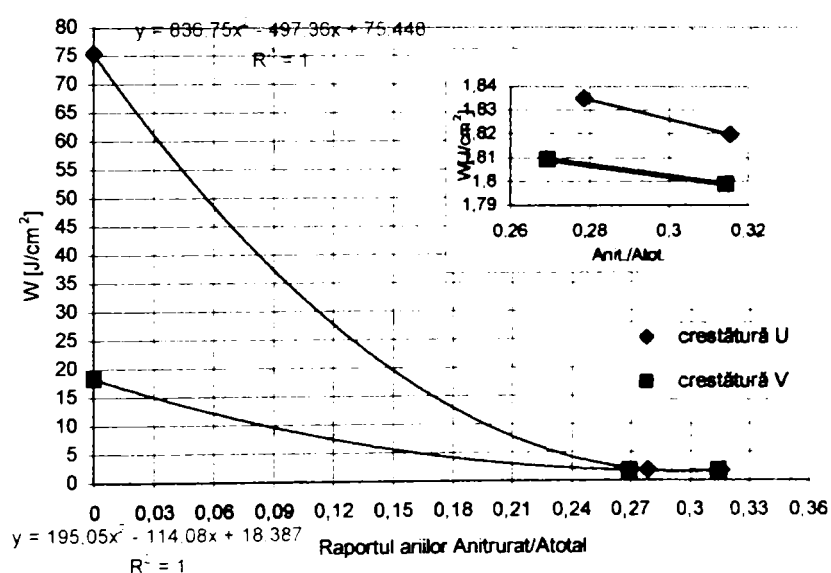


Figura 5.59. Estimare a influenței nitrurării asupra rezilienței oțelului OLC45.

Similar probelor cementate se observă o scădere bruscă a energiei la rupere cu adâncimea stratului nitrurat, același fenomen este responsabil de acest comportament, și anume incapacitatea miezului tenace de a se opune propagării fisurii inițiate cu viteză mare în stratul superficial nitrurat.

De asemenea din figura 5.59. putem observa o corelare foarte bună, similară celei de la cementare, și anume dependența dintre reziliență și adâncimea relativă de tratament este una de tip polinomial de gradul II.

Contrar probelor cementate, la cele nitrurate, fragilitatea ruperii este clar evidențiată și de variația contracției transversale, figura 5.60., precum și de aspectul suprafeței de rupere, evidențiat de valoarea fibrozității și cristalinității, figura 5.61.

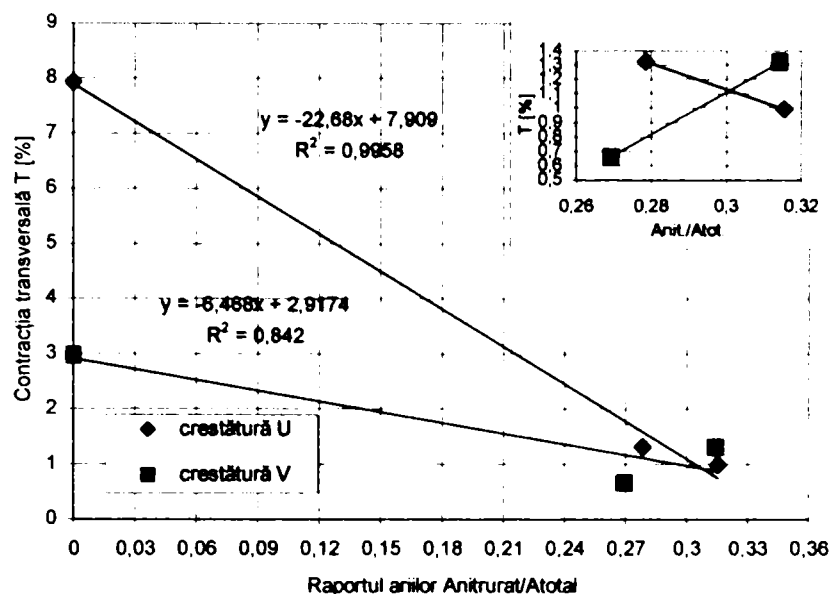


Figura 5.60. Estimarea influenței nitrurării asupra contracției transversale.

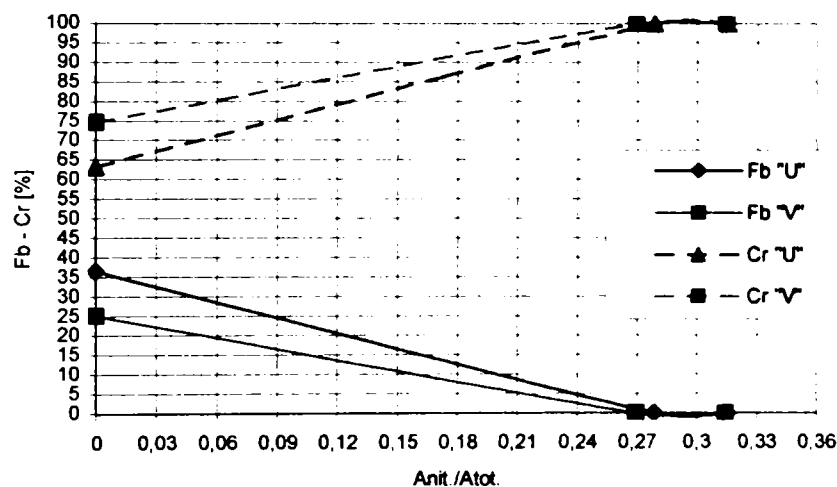


Figura 5.61. Estimare a influenței nitrurării asupra fibrozității și cristalinității ruperii.

Ca și concluzii la acest paragraf menționăm:

1. Scăderea abruptă a energiei specifice de rupere cu tratamentul;
2. Scăderea la zero a fibrozității ruperii – rupere total fragilă – cu tratamentul;
3. Scăderea abruptă a contracției transversale cu tratamentul.

## 5.4. Stabilirea comportamentului la solicitări prin șocuri singulare și repetate

### 5.4.1. Oboseala la încovoiere cu șocuri repetate

#### 5.4.1.1. Generalități

Pentru stabilirea comportamentului la șocuri repetate la solicitarea de încovoiere s-a utilizat o mașină de încercat de amplitudine constantă cu impact direct prezentată în figura 5.62.

Caracteristicile mașini sunt:

- Masa pendulului, postul III = 2,37 kg și postul IV = 3,32 kg;
- Unghiul corespunzător energiei maxime =  $30^\circ$ ;
- Energia de solicitare postul III = 1,105 J și postul IV = 1,549 J;
- Viteza de solicitare = 46 lovituri/minut;
- Viteza maximă a ciocanului = 0,966 m/s.

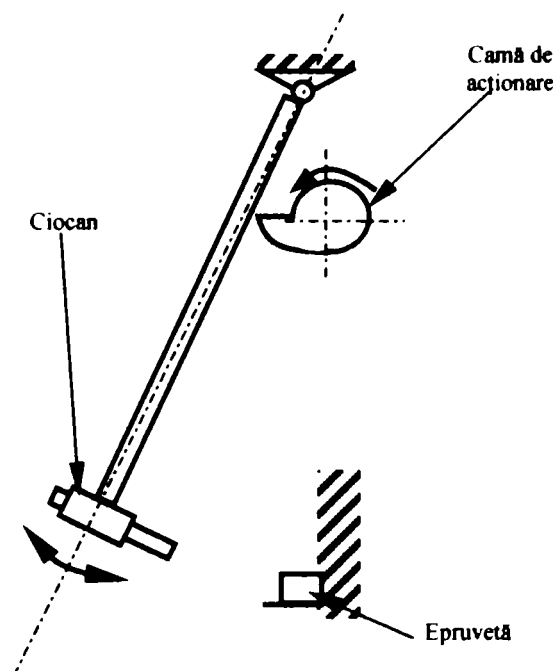


Figura 5.62. Mașina de încercat la încovoiere prin șocuri repetate cu impact direct.

Epruvetele încercate sunt de tipul celor de la reziliență, prezentate paragraful anterior.

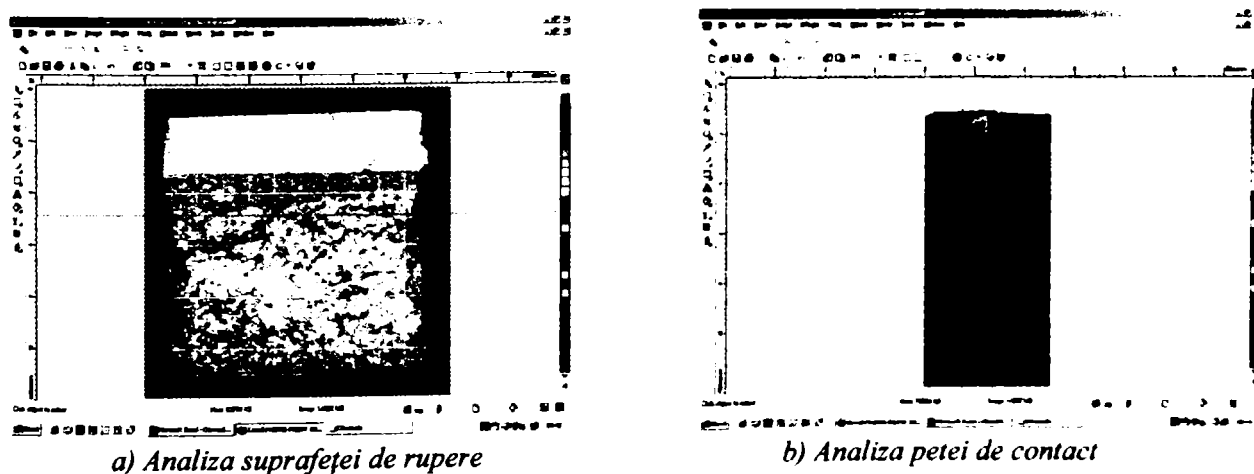
Caracteristicile urmărite prin această încercare:

- Influența tratamentului termochimic asupra durabilității la șocuri repetate;
- Analiza petei de contact la solicitării prin șocuri repetate;
- Analiza propagării și inițierii fisurilor la solicitării prin șocuri repetate.

Parametrii urmăriți pe durata încercărilor:

- Numărul de lovituri până la cedarea finală;
- Creșterea lățimii petei de contact cu numărul de lovituri (pentru această s-a utilizat dispozitivul optic de citire a amprentei Brinell, eroare 0,05 mm);
- Creșterea lungimii fisurii superioare și inferioare probei solicitate, s-a utilizat dispozitivul menționat mai sus.

Analiza zonelor de interes s-a realizat utilizând programul Corel Draw, figura 5.63.



a) Analiza suprafeței de rupere

b) Analiza petei de contact

Figura 5.63. Analiza imaginii.

#### 5.4.1.2. Analiza oboselii la încovoiere cu șocuri repetate

În continuare se analizează pe scurt starea de tensiune dintr-o bară de secțiune pătrată prevăzută cu creștătură centrală (probele de reziliență), solicitată la încovoiere centrală.

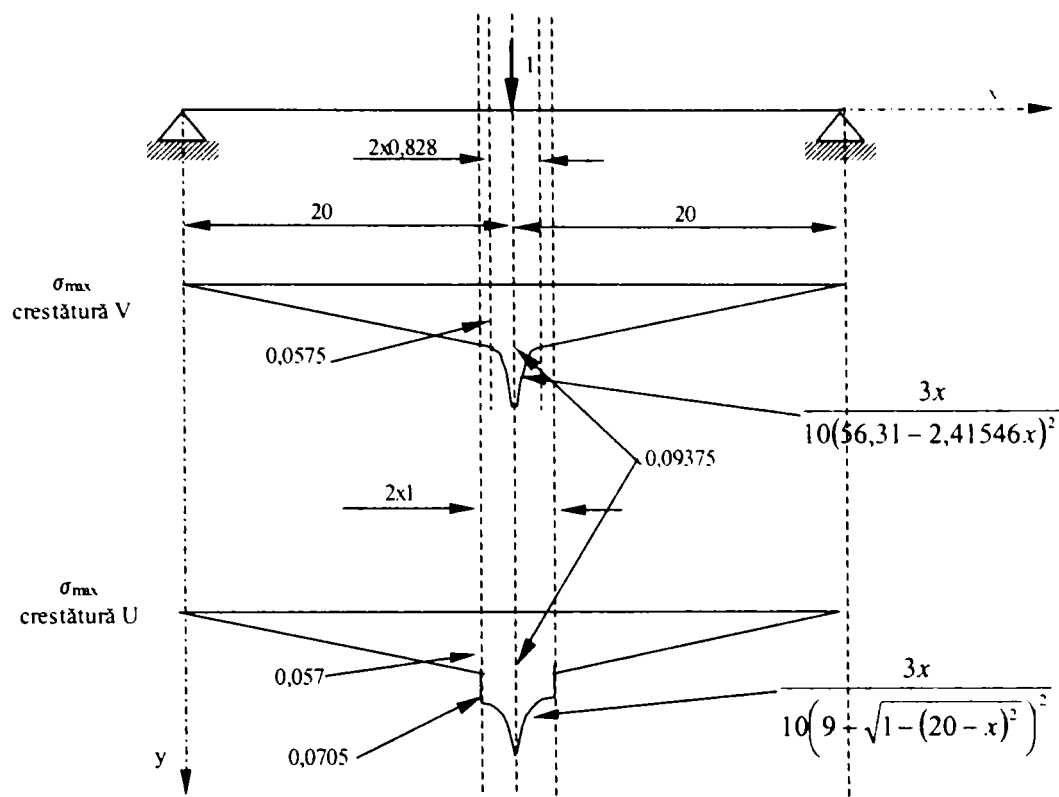


Figura 5.64. Încovoierea statică a probelor cu creștătură.

Variația tensiunii normale în bară este:

$$\sigma_x(y) = \frac{F/2 \cdot x}{I_z} \cdot y. \quad (5.16.)$$

Variația tensiunii tangențiale în bară este:

$$\tau_{xy} = \frac{F}{2A} \quad (5.17.)$$

unde:

F – forța centrală ce încovoie bară;

$I_z$  – momentul de inerție axial;

A – aria secțiunii transversale;

x,y – coordonate carteziene.

Dacă ținem cont de dimensiunile epruvetei atunci variația teoretică a tensiunilor normale maxime pe lungimea acesteia sunt prezentate în figura 5.64. pentru o forță unitară.

Dacă acceptăm relația lui Inglis, demonstrată pentru fisurii:

$$\sigma_{\max} = \left(1 + 2 \cdot \frac{a}{b}\right) \cdot \sigma \quad (5.18.)$$

unde:

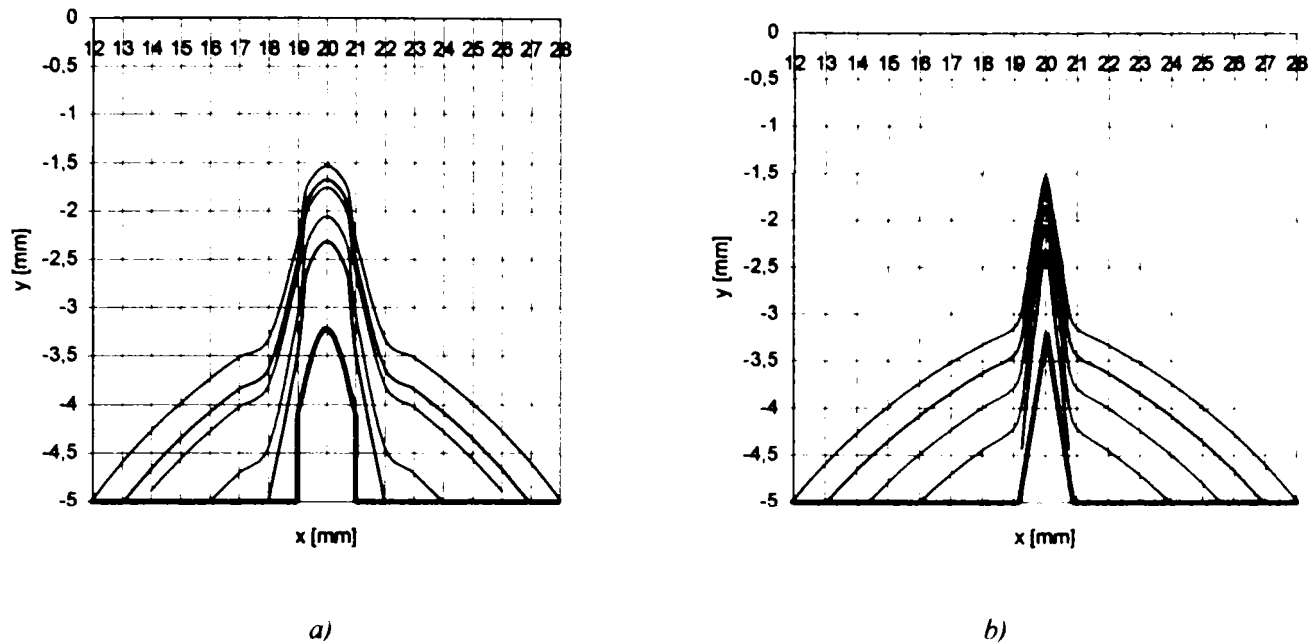
2a – deschiderea maximă a fisurii;

b – lungimea fisurii.

Atunci tensiunea maximă la vârful concentratorului ar crește aproximativ de două ori.

În analiza următoare nu se ține cont de relația lui Inglis.

În figura 5.65. este prezentată epura tensiunilor normale la vârful creștăturii U – a) și respectiv V – b).



a) b)  
Figura 5.65. Epura tensiunilor normale la vârful creșturii.

Analiza anterioară este o analiză statică a încovoierii epruvetelor utilizate, necesară pentru stabilirea comportamentului la oboseală la încovoiere cu șocuri.

În continuare se prezintă rezultatele obținute experimental.

În figura 5.66. se prezintă variația numărului de lovituri până la cedarea finală cu raportul arie cementată/ arie totală. Se observă o tendință de scădere a durabilității cu creșterea raportului ariilor cu excepția probelor cementate 12 ore solicitate la postul III ( $W = 1,105 \text{ J}$ ) la care durabilitatea a crescut, aceeași creștere a putut fi observată și la reziliență.

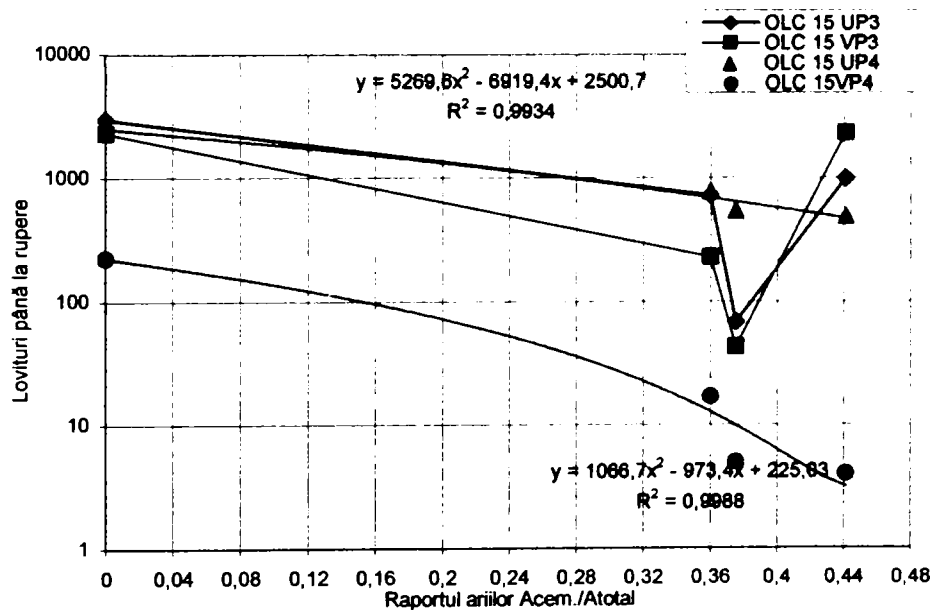


Figura 5.66. Estimare a influenței cementării asupra rezistenței la oboseală.

În figura 5.67. și figura 5.68. este prezentată variația energiei specifice totale (energia unei lovituri x numărul total de lovituri) cu numărul de lovituri pentru oțelul OLC 15 necementat și pentru cele trei regimuri de cementare.

Ca primă observație este caracterul aproape linear al dependenței energiei specifice totale funcție de numărul de lovituri până la rupere, fapt ce ne determină să presupunem existența unui prag energetic  $W_0$  (tangenta dreptei) ce definește limita la oboseală.

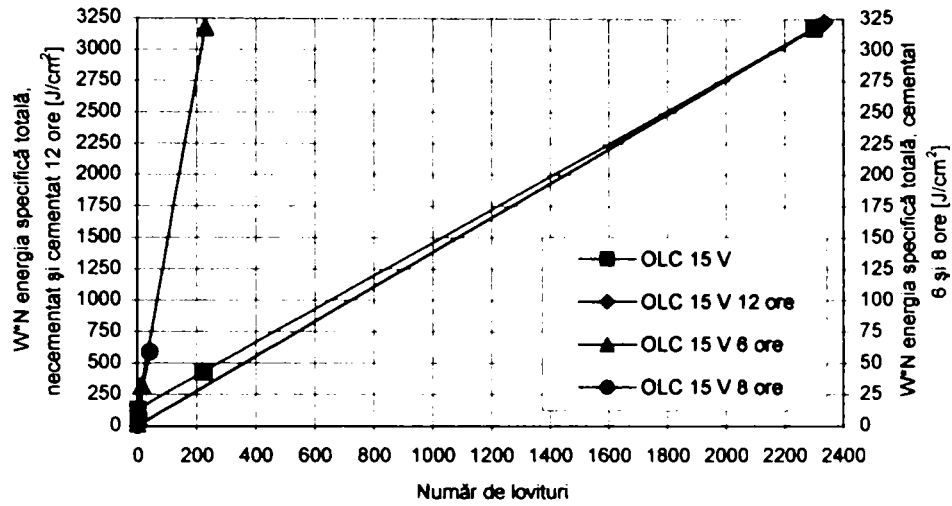


Figura 5.67. Dependenta energiei totale până la rupere de numărul de lovituri, OLC15 crestătură în V.

Cercetări similare au stabilit o relație de tip exponențial între energia totală de rupere și numărul de lovituri până la rupere, în această lucrare s-a acceptat ca dependență aproximativă, dependența liniară din următoarele motive: numărul relativ mic al încărcărilor; metoda prezintă un avantaj mare fiind simplă.

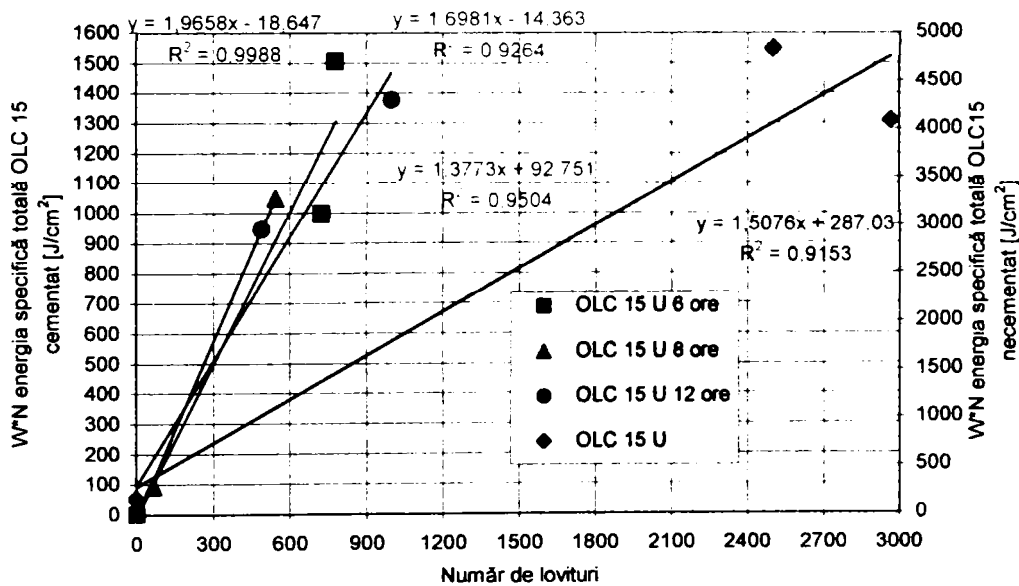


Figura 5.68. Dependenta energiei totale până la rupere de numărul de lovituri, OLC15 crestătură în U.

Dacă variația energiei totale este liniară cu numărul de lovituri avem:

$$W \cdot N = W_{KV\text{sau}KCU} - W_o + W_o \cdot N. \quad (5.19.)$$

Atunci durabilitatea unui material solicitat la oboseală cu încovoiere de amplitudine constantă, de energie maximă W este:

$$N = \frac{W_{KV\text{sau}KCU} - W_o}{W - W_o}. \quad (5.20.)$$

În urma analizei datelor experimentale se obțin următoarele valori pentru  $W_o$ , prezentate în tabelul 5.3.

Tabelul 5.3.

Nr.crt.	Material	Crestătură în U	Crestătură în V
1	OLC 15 necementat	1,598360752	1,328526088
2	OLC 15 cementat 6 ore	1,657562424	1,540097727
3	OLC 15 cementat 8 ore	1,77566664	1,224158891
4	OLC 15 cementat 12 ore	1,387716269	1,378919206

În acest caz cunoscând valorile reziliențelor, capitolul anterior, acceptând valorile pentru  $W_0$  date de tabelul 5.3. putem trasa variația teoretică a numărului de lovituri până la rupere în raport cu energia specifică a unei lovituri, pentru modul de solicitare la încovoiere cu amplitudine constantă, pentru oțelul OLC 15 netratat și pentru cele trei regimuri de tratament, figura 5.69.

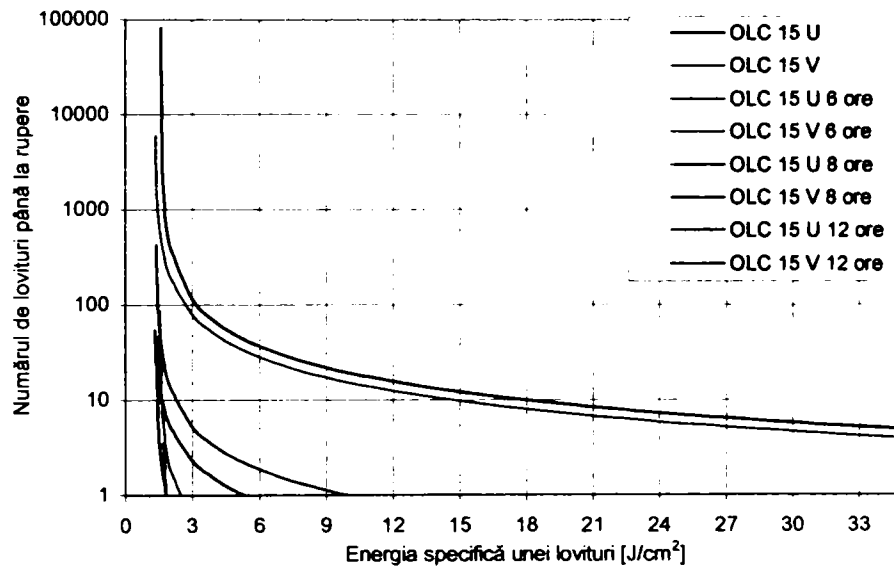


Figura 5.69. Estimare a durabilității funcție de energia specifică a unei lovituri.

În ce privește influența nitrurării asupra comportamentului la solicitarea de oboseală la încovoiere cu șocuri directe, de amplitudine constantă, în figura 5.70. este prezentată variația numărului de lovituri până la rupere funcție de raportul ariei nitrurate/ arie totală.

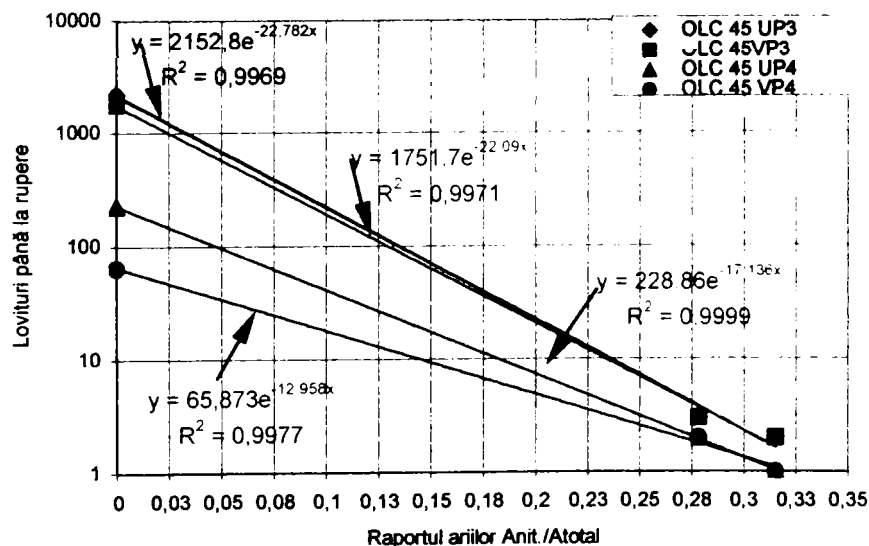


Figura 5.70. Estimare a influenței nitrurării asupra rezistenței la oboseală la încovoiere cu șocuri.



O analiză similară celei de la cementare nu s-a putut realiza pentru OLC 45 nitrurat deoarece numărul de lovituri la care acesta a cedat a fost prea mic 1 .. 3 lovituri, lucru care în schimb ne arată fragilitatea mare datorată tratamentului de nitrurare. Ca o concluzie importantă oțelurile nitrurate au un comportament foarte fragil la solicitării prin șoc.

O observație importantă o prezintă și corelarea bună de tip exponențial obținută în exprimarea influenței nitrurării asupra durabilității la oboseală la încovoiere cu șocuri.

Pentru oțelul OLC 45 netratat s-a putut determina valoarea  $W_0$  aceasta fiind prezentată în tabelul 5.4.

Tabelul 5.4.

Nr.crt.	Material	Crestătură în U	Crestătură în V
1	OLC 45 nitrurat	1,425876407	1,470737545

În acest caz cunoscând valorile reziliențelor, capitolul anterior, acceptând valorile pentru  $W_0$  date de tabelul 5.4. putem trasa variația teoretică a numărului de lovituri până la rupere în raport cu energia specifică a unei lovituri, pentru modul de solicitare la încovoiere cu amplitudine constantă, pentru oțelul OLC 45 netratat, figura 5.71.

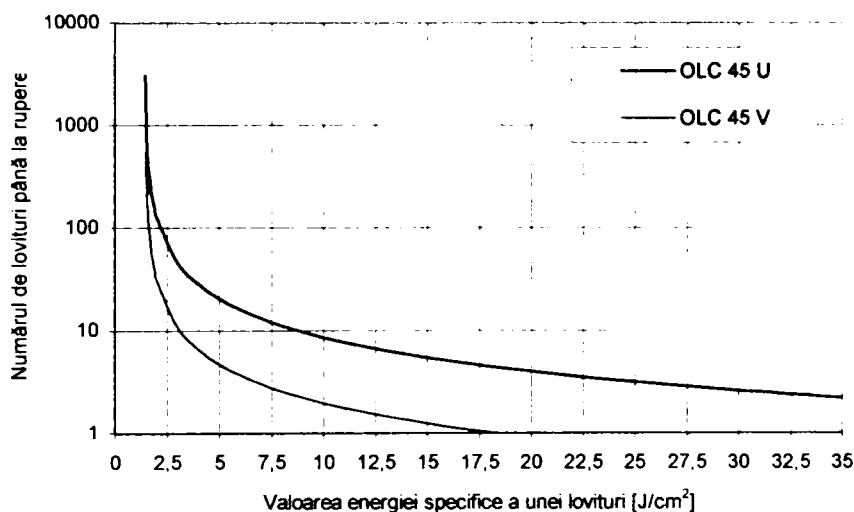


Figura 5.71. Estimare a durabilității funcție de energia specifică a unei lovituri.

Concluziile analizei anterioare sunt:

1. Dependența liniară a logaritmului numărului de lovituri până la rupere și raportul  $A_{nitrurat}/A_{total}$ ;
2. Fragilitatea mare a oțelurilor nitrurate;
3. O creștere a rezistenței la oboseală cu creșterea raportului  $A_{cementat}/A_{total}$  peste o anumită valoare critică și pentru o energie de solicitare mai mică ca o valoare critică;
4. Scăderea rezistenței la oboseală cu șocuri pentru oțelurile cementate (exceptând cele de la punctul 2);
5. Existența unui prag energetic  $W_0$  ce ar permite estimarea rezistenței la oboseală.

#### 5.4.1.3. Analiza experimentală a contactului cu șoc.

Caracteristicile urmărite la acest paragraf au fost:

- forma petei de contact;
- lățimea petei de contact;
- influența loviturilor asupra lățimi petei;

- adâncimea finală a petei;
- volumul petei;
- influența loviturilor asupra volumului petei;
- valoarea funcției reale de ecrusare;
- influența tratamentului asupra funcției de ecrusare.

Ca unelte de colectare a datelor experimentale s-a utilizat dispozitivul optic Brinell și prelucrarea imaginii zonei de contact utilizând programe de calculator.

În ceea ce privește forma petei, figura 5.72. s-a observat că pata are forma unui sector de elipsă, în ceea ce privește forma zonei de contact, figura 5.73, putem accepta că aceasta are forma unui sector de elipsoid.

Datorită deformațiilor mici în pată (practic inexistente) corelată cu numărul mic de lovituri caracteristicile propuse nu s-au putut urmări la probele nitrurate.

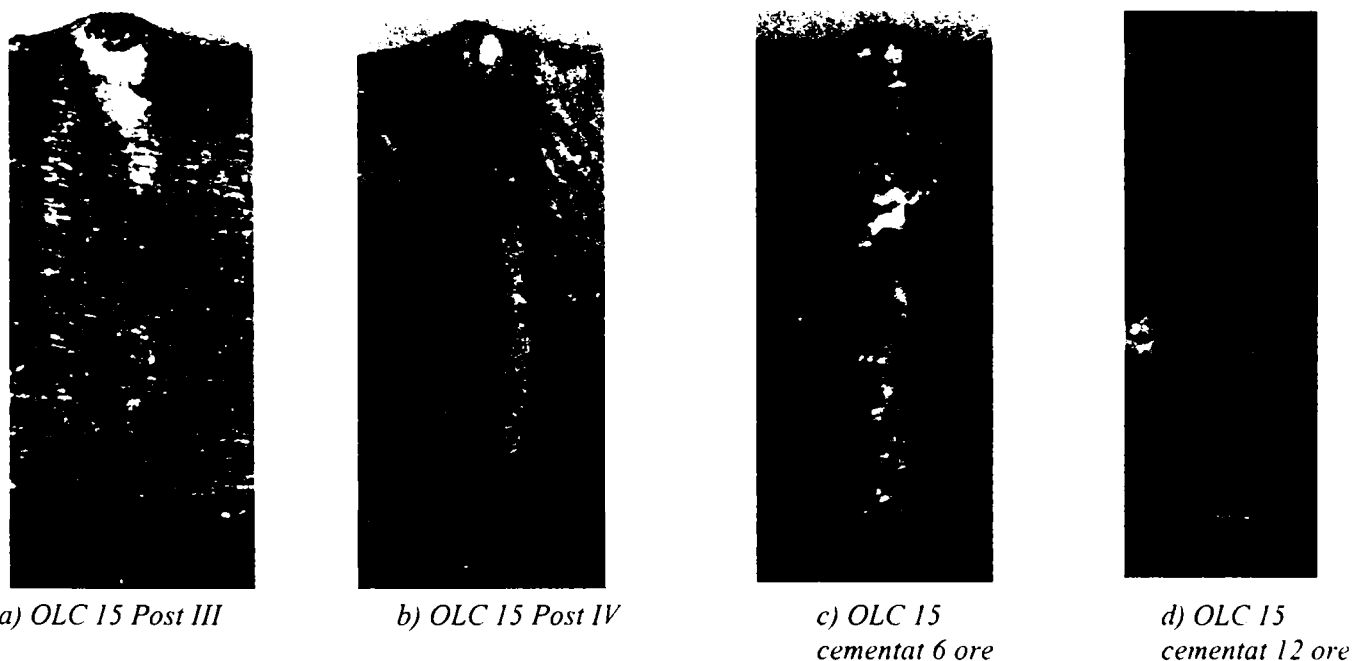


Figura 5.72. Pata de contact.



Figura 5.73. Secțiune pată OLC 45.

S-a acceptat în baza observațiilor experimentale și în conformitate cu teoria hertziană forma sectorului de elipsoid ca fiind zona deformațiilor plastice la contactul ciocan pendul - probă, contact ce poate fi asimilat printr-un contact de tip cilindru – plan.

O observație importantă o reprezintă deplasarea spre partea superioară, a probei, a petei de contact, acest fapt se datorează săgeții plastice și elastice a epruvetei corelată cu traiectoria circulară a ciocanului pendul. Datorită faptului că această deplasare este mai semnificativă doar la probele din OLC15 necementat se ignoră în analiza următoare.

O altă importantă observație o reprezintă modul în care sunt preluate în pata de contact a eforturilor ce apar datorită contactului cu șoc și anume s-a observat că epruvetele din oțel netratat se deformează plastic, figura 5.72. a) și b), pe când la cele tratate apar rupturi, ciupituri în pata de contact. Astfel se poate considera că dacă la probele din oțel tensiunea maximă ce apare în pata de contact este limita de curgere la epruvetele tratate această tensiune tinde spre rezistența mecanică a materialului.

În figura 5.74. definim principalii parametri geometrici ai zonei sectorului de elipsoid ce formează zona contactului.

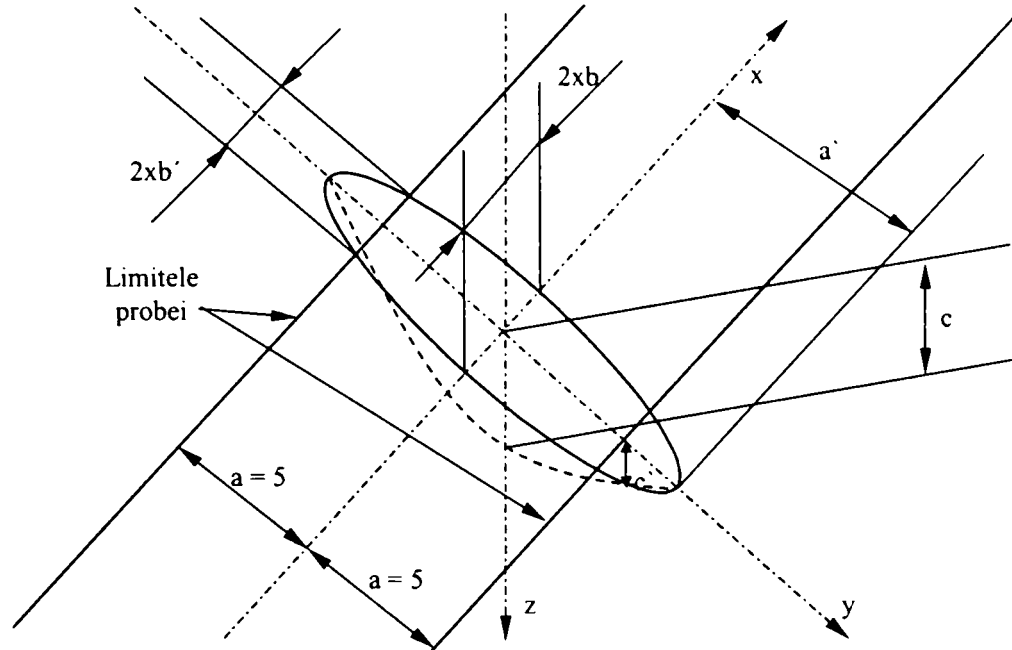


Figura 5.74. Schița deformațiilor plastice în zona de contact.

S-a urmărit variația lui  $b$  cu numărul de lovituri.

În vederea realizării analizei s-au acceptat, în baza observațiilor, următoarele:

- raportul  $b/c = \lambda' = \text{constant}$ ;
- raportul  $b/b' = \text{constant}$  pentru fiecare probă;

S-a observat că  $\lambda'$  are variații mici pentru același material:

$$\lambda' = \left\{ \begin{array}{ll} 0,65..0,85 \Rightarrow \cong 0,75 & \text{pentru OLC15} \\ 1,5..2,5 \Rightarrow \cong 2 & \text{pentru OLC45} \\ \cong 5,66 & \text{pentru OLC15 cementat 6ore} \\ \cong 8 & \text{pentru OLC15 cementat 12ore} \end{array} \right\} \quad (5.21.)$$

Din relația dependența  $\lambda(\lambda')$  și relația 5.21. obținem valoarea funcției de ecruisare, ca valoare constantă,  $\lambda$ :

$$\lambda = \left\{ \begin{array}{lll} 1,0543 & \text{pt.} & \text{OLC15} \\ 1,7708 & \text{pt.} & \text{OLC45} \\ 5,5711 & \text{pt.} & \text{OLC15 cem.6ore} \\ 7,9373 & \text{pt.} & \text{OLC15 cem.12ore} \end{array} \right\} \quad (5.22.)$$

O observație interesantă a fost variația relativ constantă a funcției reale de ecrusare cu numărul de lovituri, numărul de lovituri în urma cărora s-a stabilit  $\lambda'$  a variat între 200 și 2500.

O primă concluzie care s-a putut trage a fost influența cementării asupra funcției de ecrusare, influență prezentată în figura 5.75.

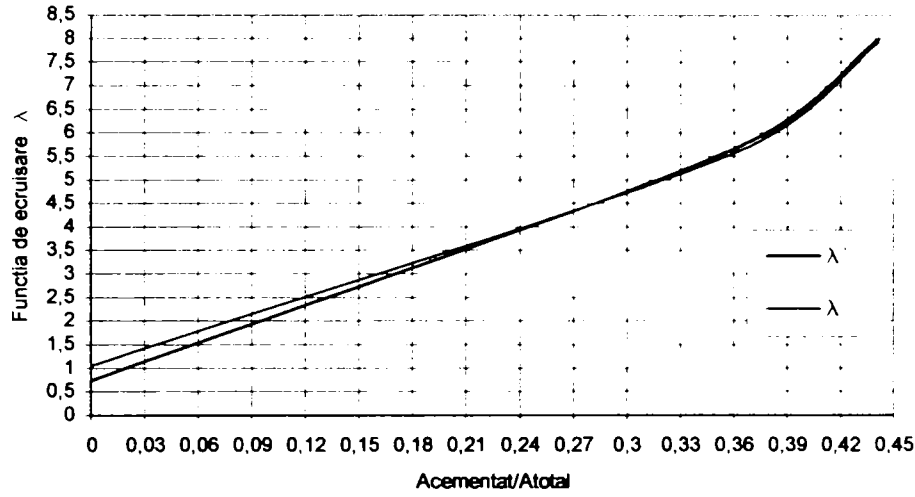


Figura 5.75. Influența cementării asupra funcției de ecrusare.

Dacă zona de contact este reprezentată de un elipsoid:

$$\frac{x^2}{b^2} + \frac{y^2}{a'^2} + \frac{z^2}{c^2} = 1. \quad (5.23.)$$

în baza ipotezelor de mai sus obținem:

$$\begin{aligned} a' &= \frac{5}{\sqrt{1 - \frac{b'^2}{b^2}}} \\ c &= \frac{b}{\lambda'} \quad c' = \frac{b'}{\lambda'} \\ V_{z\text{ona}} &= \frac{2\pi a'bc}{3} - 2 \frac{\pi b'c'(a' - 5)}{2} \end{aligned} \quad (5.24.)$$

Astfel s-au obținut următoarele corelării privind variația volumului zonei de contact cu numărul de lovituri:

$$\begin{aligned} V_{COUP4} &= 0,98839566 N^{0,62429796} & R^2 &= 0,99629157 \\ V_{COVP4} &= 1,275995 N^{0,55282174} & R^2 &= 0,97806849 \\ V_{COUP3} &= 3,2027982 N^{0,30655313} & R^2 &= 0,99763931 \\ V_{COVP3} &= 6,0857027 N^{0,24023705} & R^2 &= 0,94046251 \\ V_{NOUP4} &= 0,23544646 N^{0,63673735} & R^2 &= 0,99971714 \\ V_{NOUP3} &= 1,5831712 N^{0,10956079} & R^2 &= 0,95638629 \end{aligned} \quad (5.25.)$$

În baza relațiilor 5.25. se poate concluziona existența unei dependențe de tip putere între degradarea la contactul prin șoc și numărul de lovituri, relația generală în acest caz este:

$$V = \alpha \cdot N^\beta . \quad (5.26.)$$

Datele experimentale care au generat relațiile 5.25. sunt prezentate în figura 5.76. și 5.77.

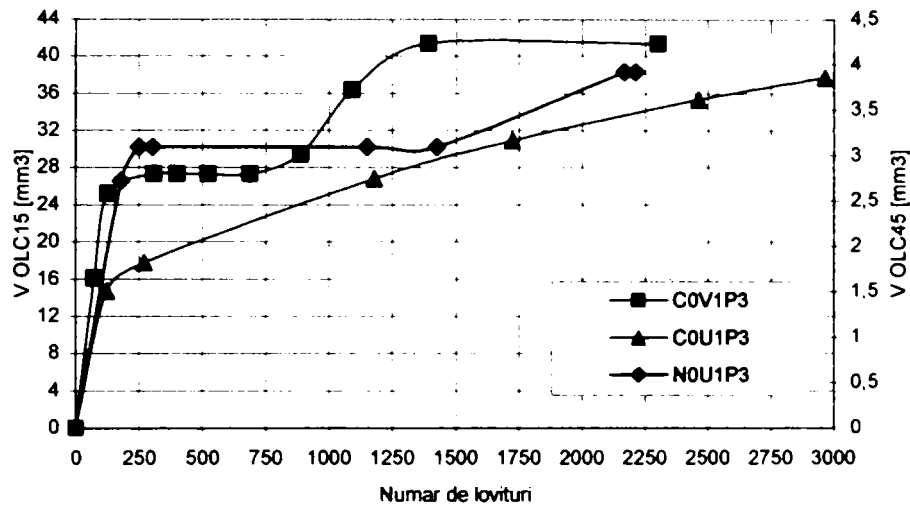


Figura 5.76. Variația reală a volumului deformației în zona de contact, postul III.

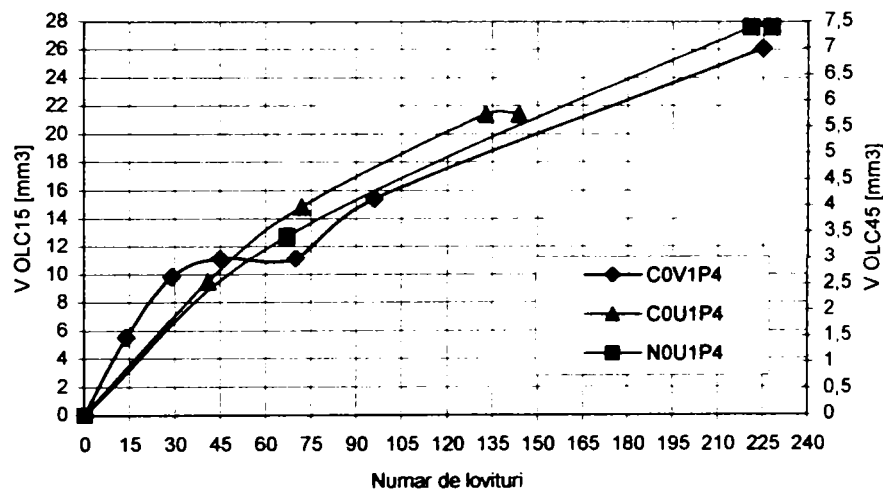


Figura 5.77. Variația reală a volumului deformației în zona de contact, postul IV.

Pentru o confirmare a relației 5.26. precum și a determina dependențele  $\alpha$  și  $\beta$ , se reprezintă următoarele variații:

$$\frac{V_{COUP3}}{V_{COUP4}}, \frac{V_{COVP3}}{V_{COVP4}}, \frac{V_{NOUP3}}{V_{NOUP4}}, \frac{V_{COUP3}}{V_{COVP3}}, \frac{V_{COUP4}}{V_{COVP4}} = \frac{\alpha_1}{\alpha_2} \cdot N^{\beta_1 - \beta_2} . \quad (5.27.)$$

Reamintim că postul III are energia unui impact de 1,105 J iar postul IV de 1,549 J.

În urma analizei variației din figura 5.78. se trag concluziile:

- confirmarea relației propuse (paralelismul variațiilor);
- influența creșterii, respectiv a stării globale de tensiune, asupra zonei de contact, se respinge astfel ideea lipsei de influență a creșterii enunțată în urma analizei în CosmosM a contactului (paralelismul variațiilor);

- $\beta$  nu depinde de starea globală de tensiune (panta variațiilor  $V_{CU}/V_{CV}$  este aproximativ zero):
- $\beta$  este direct proporțională cu energia unui impact (variația  $V_{CU}/V_{CV}$  și  $V_{CV}/V_{CV}$ );
- $\alpha$  este o funcție de anumite proprietăți de material (variațiile  $V_{CU}/V_{CV}$  și  $V_{NU}/V_{NU}$ );
- $\alpha$  depinde de energia unui impact ( variația  $V_{CU}/V_{CV}$ ).

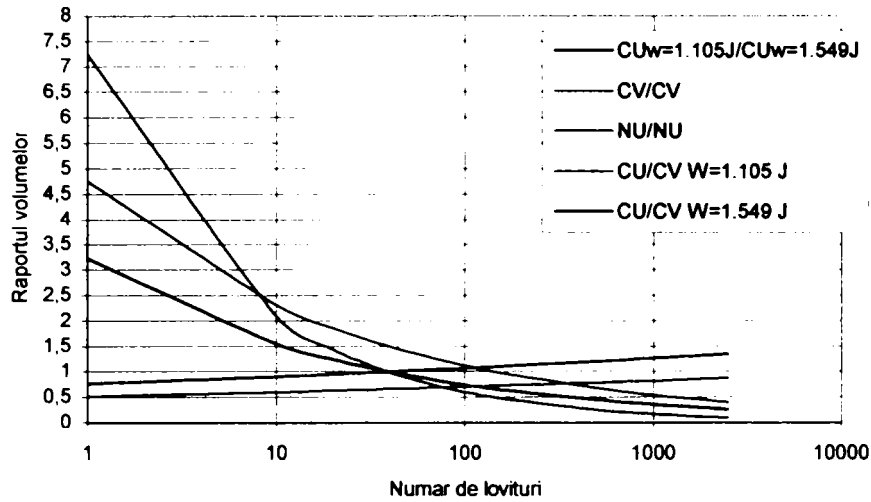


Figura 5.78. Analiza rezultatelor experimentale.

Accepând dependența putere a degradării în pată cu numărul de lovituri, se poate exprima viteza degradării, astfel:

$$\frac{dV}{dN} = \alpha \cdot \beta \cdot N^{\beta-1} . \quad (5.28.)$$

cum  $\beta$  este subunitar se observă că degradarea la contact are o evoluție decelerată, figura 5.79.

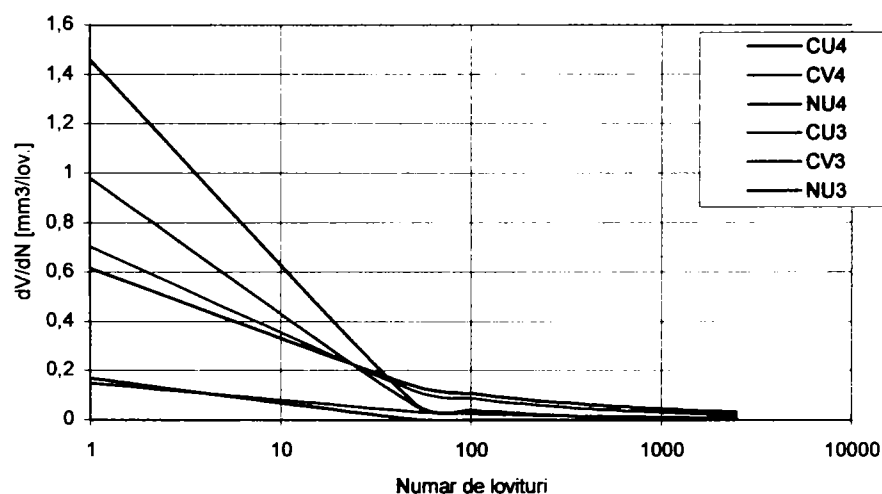


Figura 5.79. Variația vitezelor degradărilor în pata de contact

O concluzie importantă, din analiza figurii 5.79., este scăderea abruptă a vitezei pentru primele circa 50..80 de lovituri, după care o descreștere mult mai lină ce tinde spre o viteză

constantă. Acea primă zonă corespunde degradărilor de rodaj și are influența cea mai semnificativă din punctul de vedere al solicitării de contact prin șoc.

Se prezintă în continuare forma deformațiilor în zona de contact pe baza măsurărilor experimentale, la această reprezentare s-a utilizat același factor de scară pentru a evidenția influența numărului de lovituri precum și a materialului.

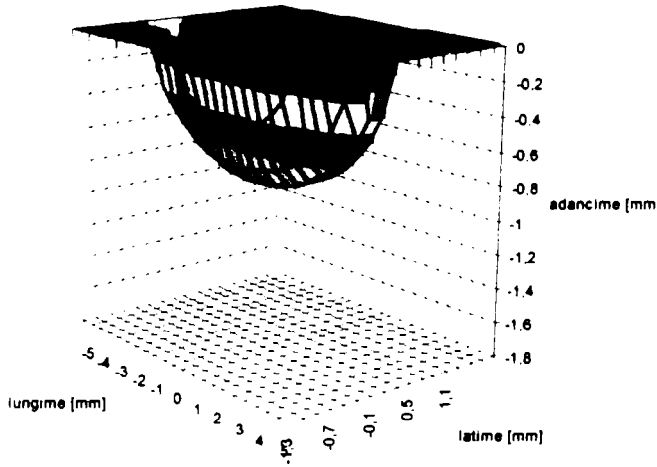


Figura 5.80. OLC15 P4 – N = 14

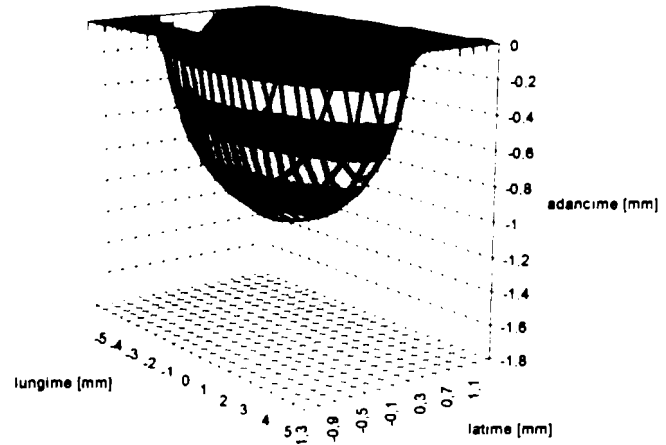


Figura 5.81. OLC15 P4 – N = 29

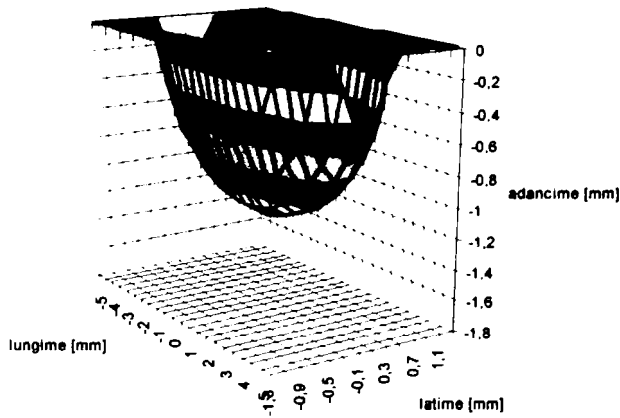


Figura 5.82 OLC15 P4 – N = 70

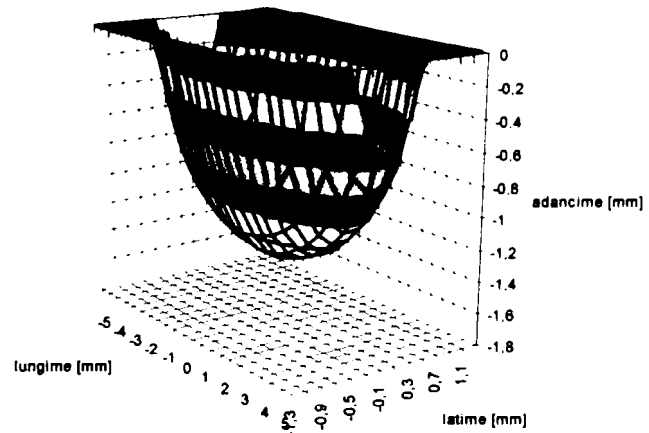


Figura 5.83. OLC15 P4 – N = 96

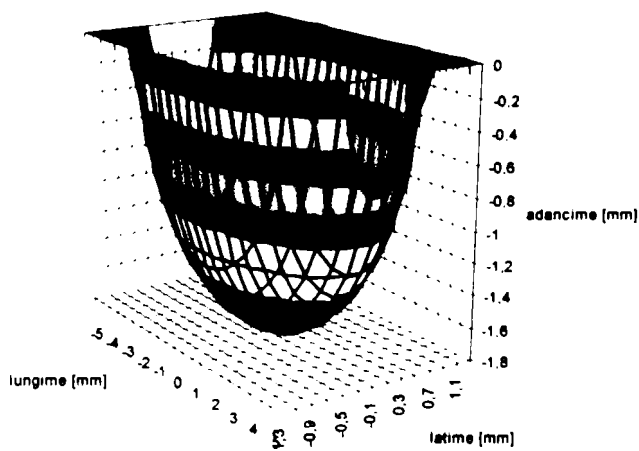


Figura 5.84. OLC15 P4 – N = 225

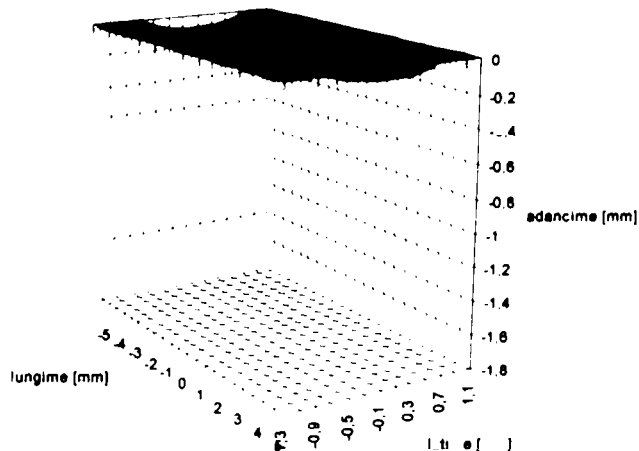


Figura 5.85. OLC15 cem.12ore – N = 2335

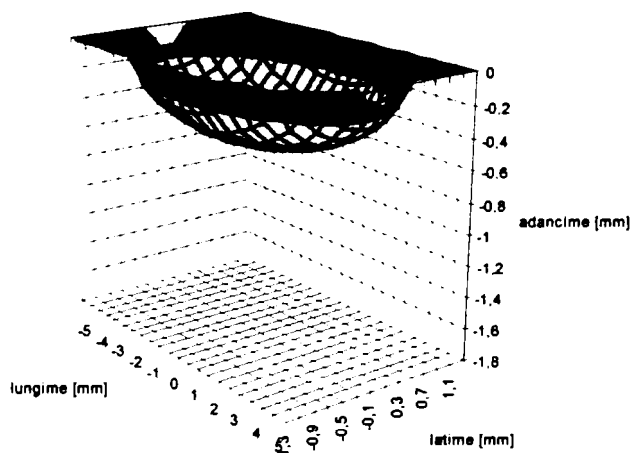


Figura 5.86. OLC45 P4 – N = 228

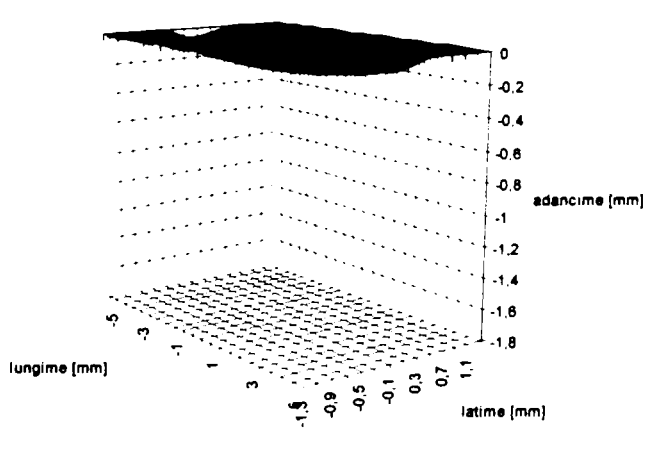


Figura 5.87. OLC15 cem.6ore – N = 779

Este evidentă influența pozitivă a tratamentului de suprafață asupra degradării în pata de contact. De asemenea se observă creșterea rapidă a deformațiilor în pata pentru primele lovituri și scăderea acesteia cu numărul de lovituri.

În continuare, deoarece după cum s-a putut observa că forma petei de contact în secțiune xOy tinde spre o formă dreptunghiulară, s-a acceptat în analiza următoare că zona de contact este cilindrică cu secțiune semieliptică, conformă teoriei solicitării cilindru – plan.

Pentru aceasta s-a calculat, din relații geometrice, o valoare medie a lățimii petei utilizând relațiile 5.23. și 5.24. precum și măsurătorile reale ale lățimii maxime:



$$b_{med.} = \frac{b}{10} \cdot \left( 5\sqrt{1 - \frac{5^2}{a'^2}} + a' \cdot \arctg \left( \frac{5}{a' \cdot \sqrt{1 - \frac{5^2}{a'^2}}} \right) \right) \quad (5.29.)$$

Corelând valorile lățimii medii cu numărul de lovituri avem:

$$\begin{aligned} b_{mCOUP4} &= 0,20027707 \cdot N^{0,31916719} & R^2 &= 0,99870278 \\ b_{mCOUP3} &= 0,38027795 \cdot N^{0,15009257} & R^2 &= 0,99905029 \\ b_{mCOVP3} &= 0,56342581 \cdot N^{0,11947513} & R^2 &= 0,97716952 \\ b_{mCOVP4} &= 0,2512072 \cdot N^{0,26483422} & R^2 &= 0,98745141 \\ b_{mNOUP4} &= 0,17906292 \cdot N^{0,3186641} & R^2 &= 0,9999259 \\ b_{mNOUP3} &= 0,401795 \cdot N^{0,07747209} & R^2 &= 0,97814527 \end{aligned} \quad (5.30.)$$

Se observă o dependență putere similară celei obținute pentru volum.  
Dacă acceptăm variația de tip putere a lățimii petei:

$$b_m = \alpha' \cdot N^{\beta'} \quad (5.31.)$$

atunci volumul zonei deformată în pată este:

$$V' = \frac{\pi b_m \cdot c_m}{2} \cdot 10 = 5\pi \frac{b_m^2}{\lambda'} \quad (5.32.)$$

Aceasta ar presupune o dependență între deformațiile determinate cu relația 5.25. și cele determinate cu relația 5.30., în ipoteza unui  $\lambda'$  constant, ținând cont de faptul că cele două corelări sunt relativ independente. Dependența se observă clar:  $2\beta' \cong \beta$ .

Dacă funcția de ecruisare este constantă, nu depinde de numărul de lovituri, și are valorile date în relația 5.22. atunci reiese că valoarea amplitudinii maxime în distribuția semieliptică a forțelor în pată rămâne constantă:

$$p_0 = \frac{\sigma_c \cdot \lambda^2}{\sqrt{1 + \lambda^4} - 1} = \left\{ \begin{array}{l} 713,84N/mm^2 \text{ pt. OLC15} \\ 442,03N/mm^2 \text{ pt. OLC45} \end{array} \right\} \quad (5.33.)$$

În acest caz forța echivalentă a loviturii este dependentă doar de lățimea petei de contact.

O observație importantă o reprezintă creșterea bruscă a forței echivalente în concordanță cu creșterea deformație pentru primele 50..100 de lovituri, după care aceasta tinde spre o valoare constantă (observabil pentru datele de la postul III). Această limitare a forței echivalente poate fi explicată și prin creșterea rigidității în zona de contact precum și în întreaga probă ca urmare a deformațiilor. De asemenea, creșterea mai semnificativă a forței echivalente, în prima zonă, corespunzătoare postului III decât în cazul forței corespunzătoare postului IV se datorează faptului că energia mai mare a impactului (post IV) se transmite inițial preponderent probei și cu creșterea rigidității acesteia energia absorbită de zona de contact crește.

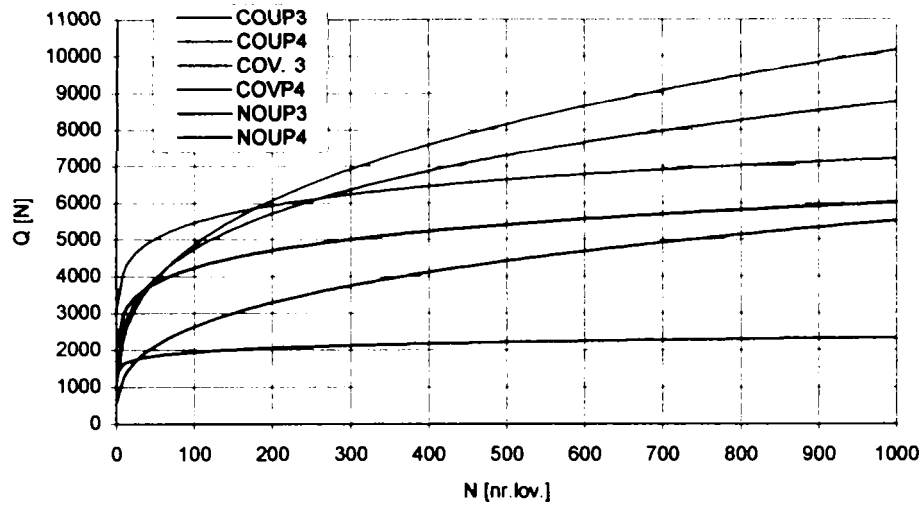


Figura 5.88. Variația forței echivalente

O altă importantă observație o reprezintă valoarea mare a forței echivalente generată de mase relativ mici (2,37 kg și 3,32 kg) ce se deplasează cu viteza de 0,966 m/s. Dacă acceptăm că forța totală dinamică este cea determinată mai sus, în realitate forța dinamică este mai mare, atunci am putea exprima influența șocului prin variația accelerației mișcării:

$$acc. = \frac{Q}{m_{ciocan}} = \left\{ \begin{array}{l} \frac{Q}{2,37} \\ \frac{Q}{3,32} \end{array} \right\} [m/s^2]. \quad (5.34.)$$

Astfel obținem variația decelerației mișcării în procesul de solicitare, figura 5.89., valorile mari ale acestora ne oferă informații cu privire la „dimensiunea” șocului. Pe de altă parte acceptând variația accelerației și cunoscând viteza inițială se poate determina timpul scurs până la oprirea ciocanului (prima etapă a ciocnirii) variație prezentată în figura 5.90.

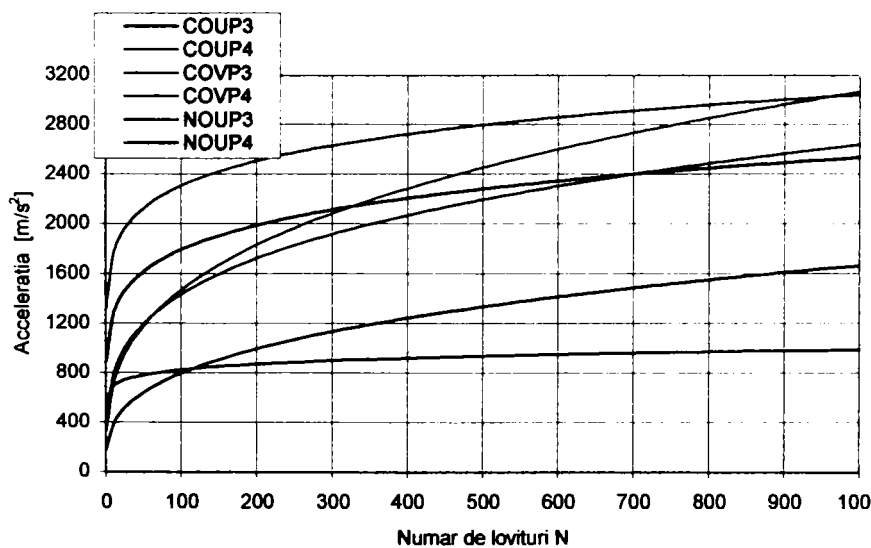


Figura 5.89. Variația decelerației ciocanului.

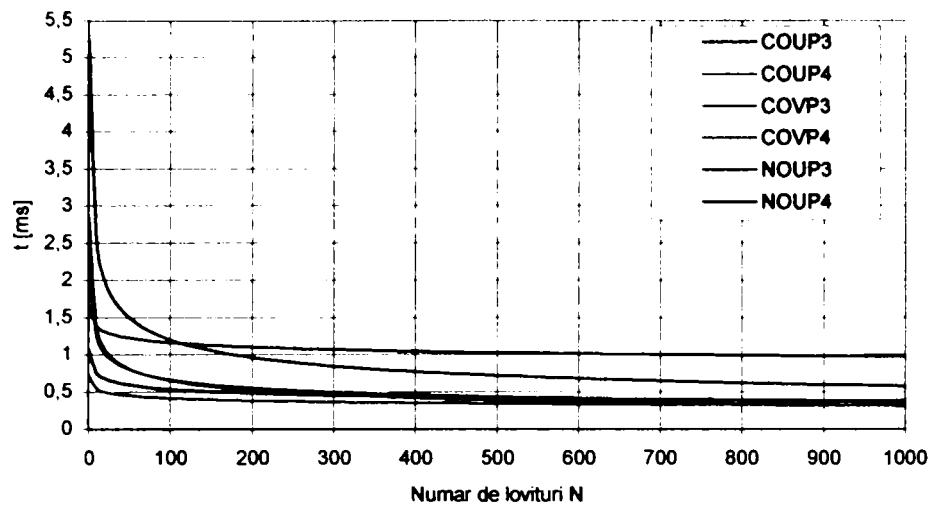


Figura 5.90. Timpul unei solicitării directe.

Acceptând rezultatele 5.33. putem stabili valoarea tensiunii relative:

$$\sigma_{c0} = \frac{\sigma_c}{p_0} = \begin{cases} 0,4455 & \text{pt. OLC15} \\ 0,7307 & \text{pt. OLC45} \end{cases} \quad (5.35.)$$

astfel suprafața elementară deformată devine:

$$S_{0OLC15} = 0,9209816 \quad S_{0OLC45} = 0,2578584. \quad (5.36.)$$

Se obține astfel variația suprafeței (volumului) ce suferă deformații plastice. Considerând că în acest volum tensiunea este constantă și egală cu limita de curgere se poate determina valoarea energiei plastice absorbite de probă la contactul cu șoc:

$$W_p = 10 \cdot b^2 \cdot S_0 \cdot \frac{\sigma_c^2}{2E}. \quad (5.37.)$$

În figura 5.91. se prezintă variația energiei plastice (remanente) în pata de contact cu numărul de lovituri.

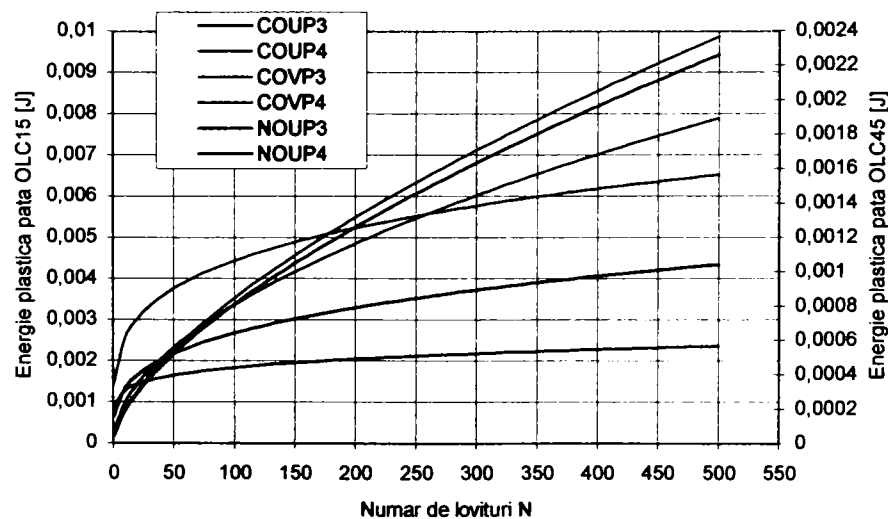


Figura 5.91. Variația energiei absorbite de probă.

Dacă considerăm că valoarea tensiunii în pată care generează deformații remanente este rezistența mecanică, pentru OLC15 cementat, din relația 5.22. și 3.54. obținem:

$$\begin{aligned}\sigma_{0cem.6ore} &= 0,969 \\ \sigma_{0cem.12ore} &= 0,985\end{aligned}\quad (5.38.)$$

Cunoscând aceste valori putem determina valoarea suprafeței (volumului) elementare și cu ajutorul relației 3.42. stabili dependența în coordonate relative a suprafeței ce suferă deformații plastice.

În figura 5.92. se prezintă influența cementării asupra degradării la contactul cu șoc, iar în figura 5.93. se prezintă pentru OLC15 netratat deformația în secțiune transversală a zonei de contact. O observație importantă o prezintă similitudinea deformației reale cu epura suprafeței elementare corespunzătoare.

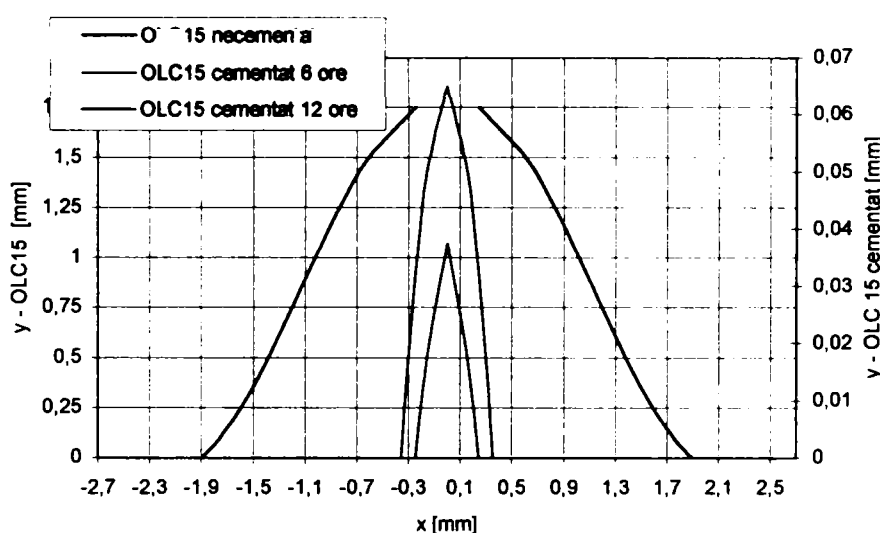


Figura 5.92. Epura teoretică a deformațiilor plastice.



Figura 5.93. Deformația plastică reală în pata de contact.

#### 5.4.1.4. Analiza experimentală a propagării fisurilor la solicitări prin șoc

Parametrii urmăriți la acest paragraf au fost:

- Lungimea fisurii în partea superioară a probei;
- Lungimea fisurii în partea inferioară a probei;
- Creșterea fisurii cu numărul de lovituri;
- Tipul ruperii;
- Forma fisurii de oboseală.

Pe baza parametrilor mășurați s-a încercat stabilirea următoarelor:

- Influența solicitării dinamice asupra factorului de intensitate a tensiunii;
- Limita de oboseală;
- Viteza de propagare a fisurii;
- Factorul dinamic critic de intensitate al tensiunii;
- Influența tratamentului asupra caracterului inițierii și propagării fisurilor;
- Influența tratamentului asupra factorului de intensitate al tensiunii.

O primă observație experimentală a reprezentat-o modul cum se inițiază și se propagă fisura la probele tratate, și anume la acestea inițierea și propagarea fisurii până la ruperea probei, după cum s-a prezentat în paragraful 5.4.1.2., se realizează pe durata unei singure lovituri, astfel acest mod fragil de rupere nu a permis determinarea modului de propagare a fisurii.

În figura 5.94. sunt prezentate prin câteva exemple inițierea, propagarea și modul de rupere întâlnite la încercări.



a) COVP3



b) inițierea fisurii COUP4



c) COUP3



d) C3VP3



e) modul mixt I și II de rupere COVP4



f) NOUP3



g) NOUP4

Figura 5.94. Inițieri, propagări a fisurilor și moduri de rupere.

În figura 5.95. sunt prezentate secțiunile de rupere, pentru materialul netratat, unde se pot identifica ușor zona caracteristică propagării fisurii de oboseală și zona ruptă printr-un singur șoc.

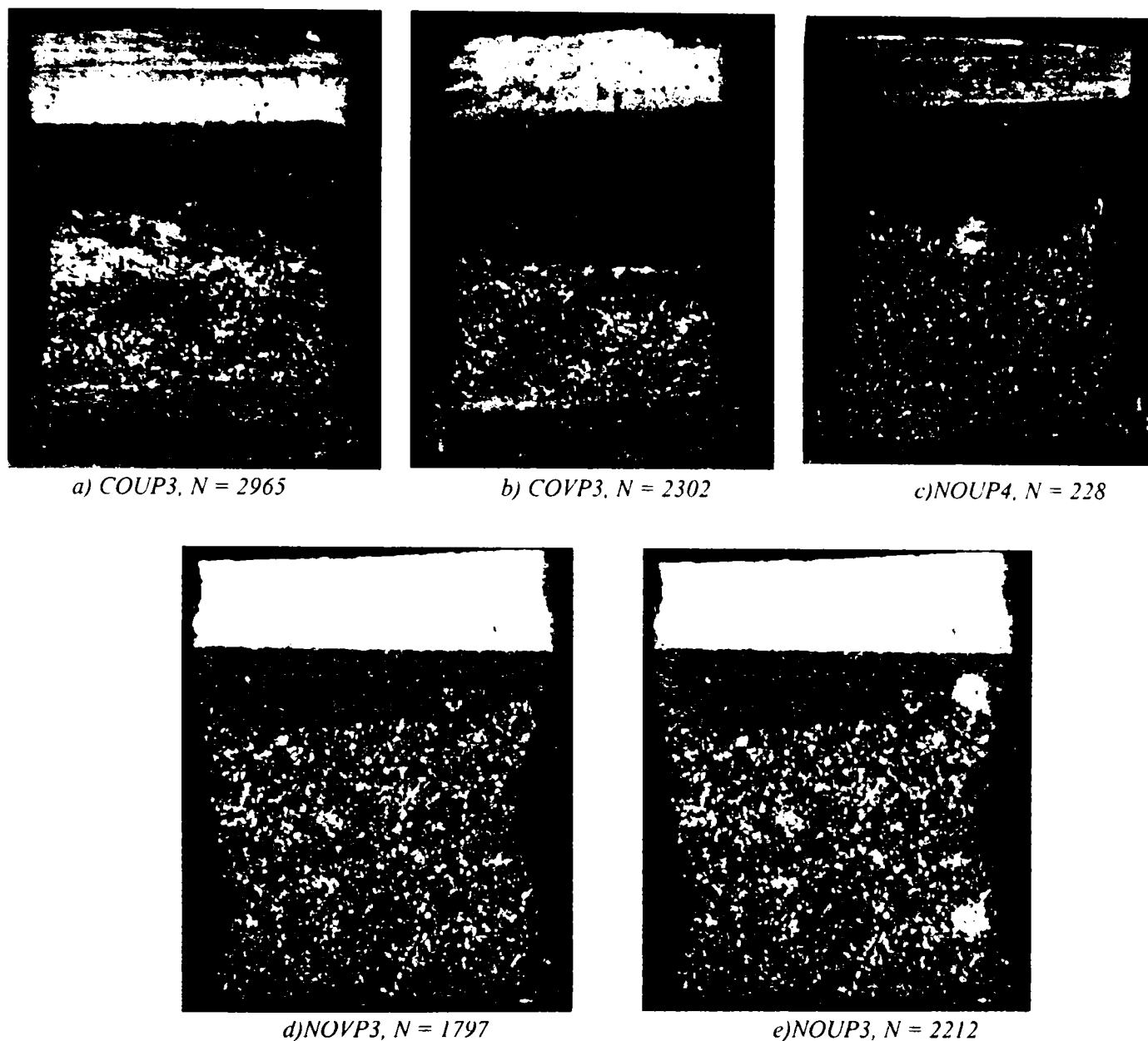


Figura 5.95. Secțiunii ale ruperii la oboseală.

În ceea ce privește influența tratamentului asupra secțiunii de rupere, avem:

- Rupere total fragilă în cazul nitrurării (suprafață cristalină, similară celei de la reziliență);
- Rupere relativ fragilă în cazul cementării, suprafața de rupere prezintă o zonă mediană (similară celei de la reziliență) care se caracterizează printr-o rupere mai ductilă decât zona marginală a probei; de asemenea la probele cementate se poate identifica (zona superioară figura 5.96.) o zonă a deformațiilor relative la oboseală, granulozitatea în zona respectivă este mai fină (apare o ecruisare) și conferă o rupere fragilă a acelei zone; zona acestor deformații plastice se poate identifica cu zona de influență a tensiunilor remanente de întindere datorate tratamentului peste care se suprapune tensiunea datorată încovoierii;

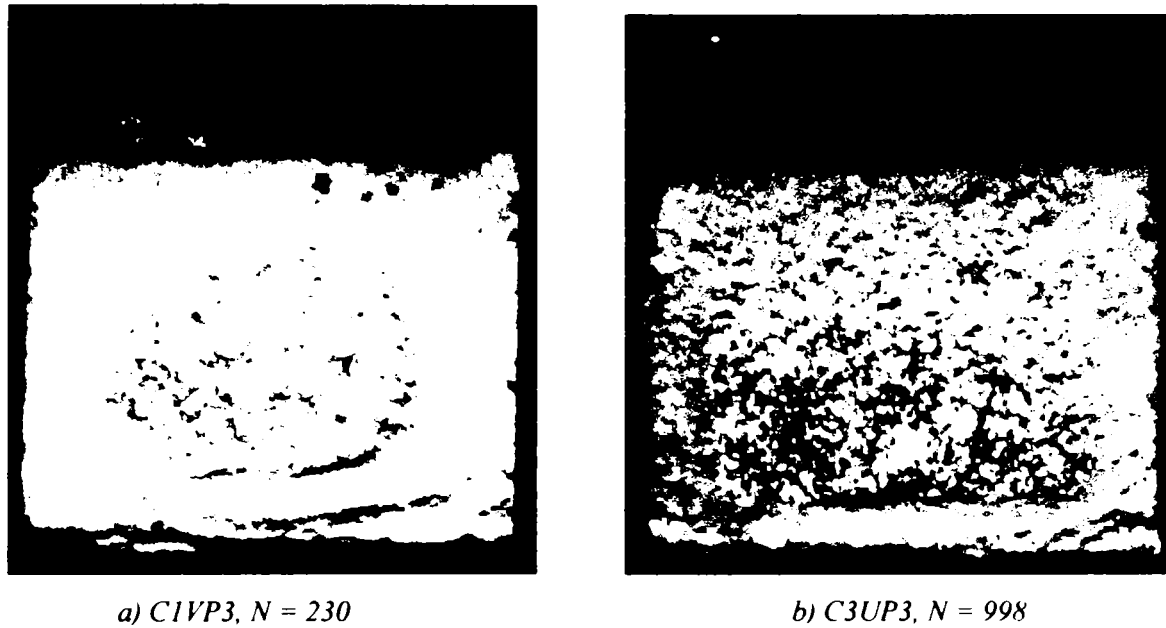


Figura 5.96. Secțiunile ale ruperii la oboseală, probe cementate.

În ce privește lungimea fisurii s-a considerat luarea ca referință lungimea maximă a acesteia. determinarea acesteia s-a făcut din analiza suprafețelor de rupere corelat cu măsurătorile lungimilor fisurii.

Astfel în figura 5.97. sunt prezentate măsurătorile efectuate privind forma fisurilor de oboseală.

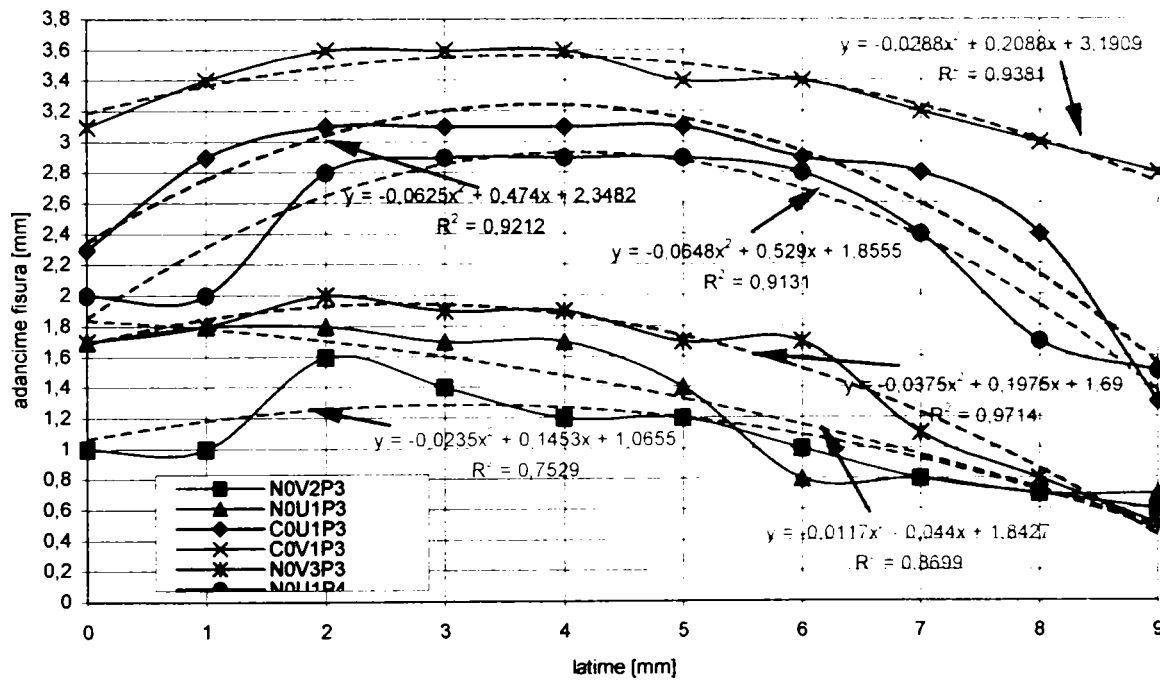


Figura 5.97. Corelarea formei frontului fisurii de oboseală.

S-a observat experimental că raportul dintre adâncimea maximă a fisurii și media adâncimilor fisurii măsurate în partea superioară și inferioară a probei este de circa 1,75.

Acceptând raportul de mai sus, variația lungimii fisurii cu numărul de lovituri, din datele experimentale, se prezintă grafic în figura 5.98.

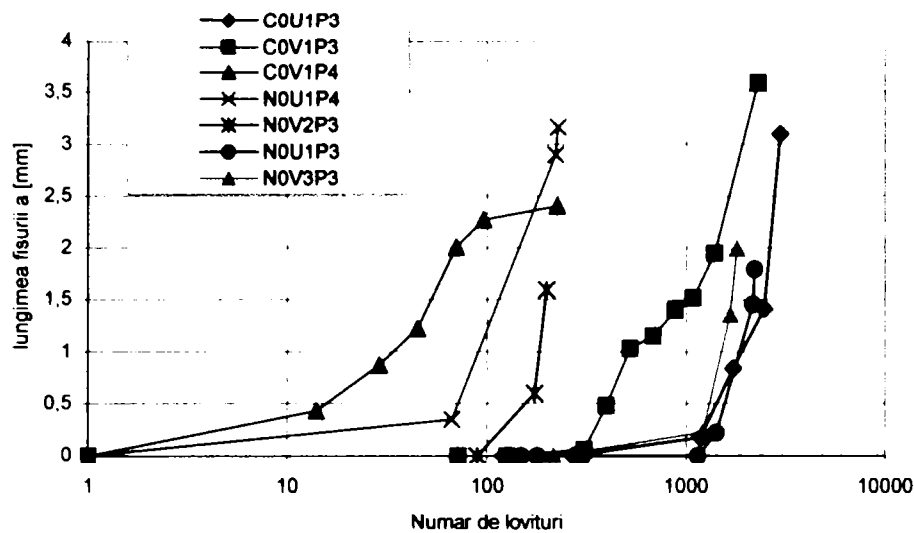


Figura 5.98. Creșterea fisurii la încovoiere cu șocuri repetate.

Pe baza acestor măsurători s-a realizat, utilizând programul Table Curve, următoarele corelării a lungimii fisurii cu numărul de lovituri:

$$\begin{aligned}
 N_{COUP3} &= 132,27092 + 1892,6425 \cdot a^{0,36745021} & R^2 &= 0,98736569 \\
 N_{COVP3} &= 107,70412 + 561,95557 \cdot a^{1,0756657} & R^2 &= 0,97721325 \\
 N_{COVP4} &= 23,652528 + 0,0070172895 \cdot a^{11,623355} & R^2 &= 0,92917504 \\
 N_{NOUP4} &= 120,70735 \cdot a^{0,55929702} & R^2 &= 0,99979964 \\
 N_{NOUP3} &= 355,55323 + 1607,8945 \cdot a^{0,26942662} & R^2 &= 0,8581296 \\
 N_{NOV2P3} &= 43,995701 + 142,47554 \cdot a^{0,17932309} & R^2 &= 0,83391259 \\
 N_{NOV3P3} &= 1587,7683 \cdot a^{0,16099719} & R^2 &= 0,98505106
 \end{aligned}
 \tag{5.39.}$$

Ca o primă observație o reprezintă dependența putere între numărul de lovituri și lungimea fisurii, corelări similare a obținut și Ion Dumitru [56], astfel avem:

$$N = N_0 + \alpha \cdot a^\beta
 \tag{5.40.}$$

unde:  $N_0$  – numărul de lovituri la care se inițiază fisura;  
 $N$  – numărul de lovituri până la ruperea finală;  
 $a$  – lungimea fisurii;  
 $\alpha, \beta$  – coeficienții ce țin de material și energia unui impact.

Dacă reprezentăm variația vitezei de propagare a fisurii, pe baza măsurătorilor experimentale, figura 5.99., se observă că probele COVP4 și COVP3 prezintă o variație discontinuă, discontinuitate datorată blocării epruvetelor în batiul mașinii de încărcat, acest lucru duce la eliminarea acestor date din analiza ulterioară.

Acum, derivând relația 5.40. se poate exprima viteza de propagare a fisurii:

$$\frac{da}{dN} = \frac{1}{\alpha \cdot \beta} \cdot a^{1-\beta}
 \tag{5.41.}$$



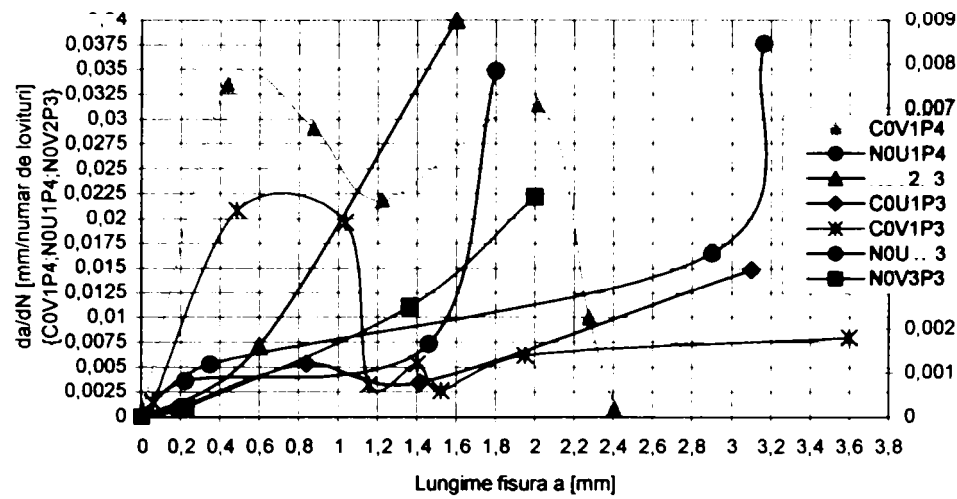


Figura 5.99. Variația vitezei de propagare a fisurii la încovoiere repetată cu șocuri.

Relație asemănătoare cu viteza de propagare a fisurii la solicitării variabile ce nu includ șocul [19, 80, 137, 160] și relația propusă de Srinivasan pentru șocuri repetate [167]:

$$\frac{da}{dN} = \gamma \cdot \sigma^n \cdot a^m \quad (5.42.)$$

unde:  $\gamma$ ,  $n$ ,  $m$  – constante de material și  $\sigma$  – tensiunea aplicată.

Variațiile reale a vitezelor de propagare a fisurii, în baza relației 4.68., sunt:

$$\begin{aligned} \frac{da}{dN_{COUP3}} &= 1,437913 \cdot 10^{-3} \cdot a^{0,63254979} \\ \frac{da}{dN_{NOUP4}} &= 14,812343 \cdot 10^{-3} \cdot a^{0,44070298} \\ \frac{da}{dN_{NOUP3}} &= 2,308351 \cdot 10^{-3} \cdot a^{0,73057338} \\ \frac{da}{dN_{NOVP3}} &= 3,911961 \cdot 10^{-3} \cdot a^{0,83900281} \end{aligned} \quad (5.43.)$$

În baza similitudini cu relația 5.42. putem aprecia viteza de propagare a fisurilor la solicitări prin șoc de amplitudine constantă ca:

$$\frac{da}{dN} = \frac{1}{\alpha \cdot \beta} \cdot a^{1-\beta} = C \cdot W_0^n \cdot a^m \quad (5.44.)$$

unde:  $C$ ,  $n$  – constante de material;  
 $W_0$  – energia unui impact.

Astfel pentru OLC 45 obținem:

$$\begin{aligned} C &\cong 1,954 \cdot 10^{-3} \\ n &\cong 4,6283 \end{aligned} \quad (5.45.)$$

O interesantă observație o reprezintă coeficientul  $m$  care în baza relație 4.69. ar trebui să fie o constantă de material, dar pe baza măsurătorilor avem:

$$\begin{aligned} m &\cong 0,441 \text{ pentru } W_0 = 1,549J \\ m &\cong 0,63..0,84 \text{ pentru } W_0 = 1,105J \end{aligned} \quad (5.46.)$$

Acest fapt implică o dependență a coeficientului  $m$  de energia unui impact, din analiza rezultatelor pentru OLC45 obținem următoarea relație pentru  $m$ :

$$m = W_0^k \text{ pentru OLC45 } k \cong -1,733. \quad (5.47.)$$

Astfel variația vitezei de propagare a fisurii, la solicitării prin șoc de amplitudine constantă ar deveni:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot W_0^n \cdot a^{W_0^k}. \quad (5.48.)$$

În baza relațiilor 5.43. putem exprima variația vitezei de propagare a fisurii cu lungimea acesteia, figura 5.100. și 5.101.

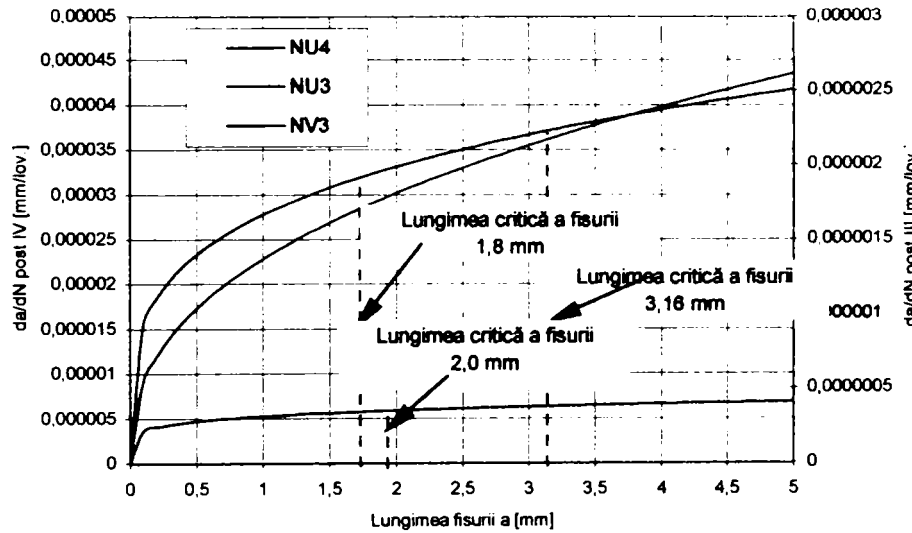


Figura 5.100. Variația vitezei, corelate, de propagare a fisurii cu lungimea acesteia, OLC45.

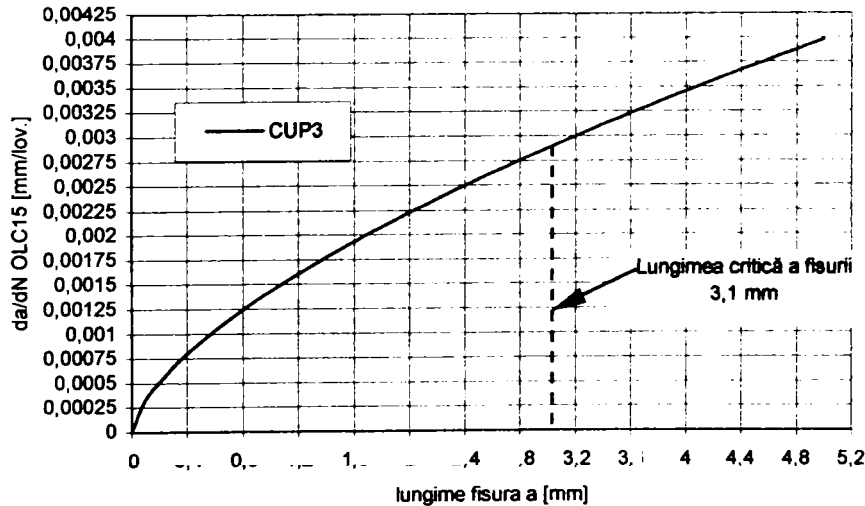


Figura 5.101. Variația vitezei, corelate, de propagare a fisurii cu lungimea acesteia, OLC15.

Un element important o reprezintă lungimea critică a fisurii, astfel pentru postul III (1,105 J) aceasta este de circa 2 mm iar pentru postul IV (1,549 J) aceasta este de circa 3 mm.

În ce privește variația vitezei de propagare a fisurii cu numărul de lovituri, s-a trasat în baza observațiilor experimentale, curba de variație figura 5.102.

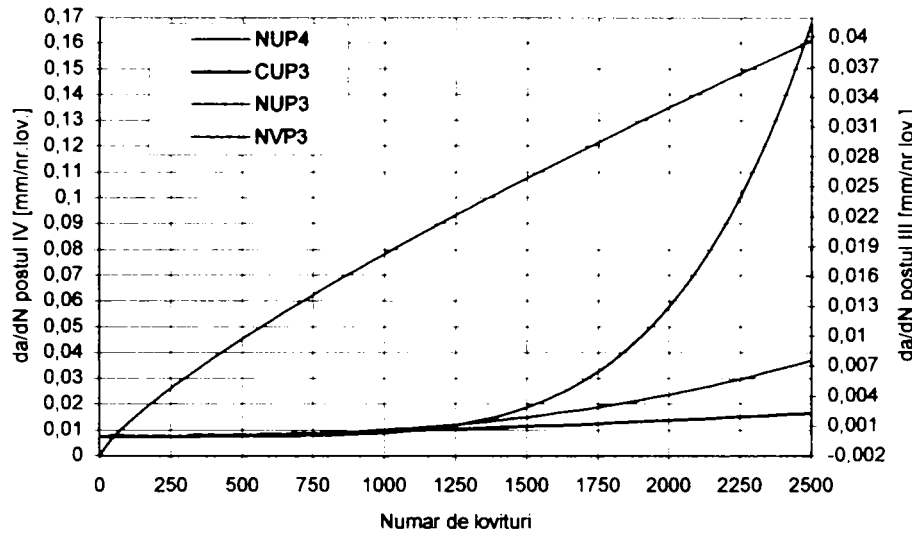


Figura 5.102. Corelarea vitezei de propagare a fisurii cu numărul de lovituri.

Relația de dependență a vitezei fisurii cu numărul de lovituri este:

$$\frac{da}{dN} = \frac{1}{\beta \cdot \alpha^{\frac{1}{\beta}}} \cdot N^{\frac{1-\beta}{\beta}} \quad (5.49.)$$

Se observă că viteza fisurii, figura 5.102., pentru postul cu energie mai mare are o variație aproape liniară cu numărul de lovituri, pe când pentru postul cu energia impactului mai mică variația vitezei prezintă o creștere lină pentru prima parte urmată de o accelerare.

În continuare se face o analiză a comportării fisurilor la solicitării prin șoc din perspectiva principiilor de Mecanica Ruperii (analiza nu se face similar cu cea propusă în paragraful 3.3. deoarece probele la care s-a reușit urmărirea fisurii prezintă creștătură U).

Astfel pentru viteza de propagare a fisurii acceptăm legea lui Paris:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K)^n \quad (5.50.)$$

unde: K – factorul de intensitate al tensiunii;  
C, n – constante de material.

Pentru constantele de material acceptăm valorile date de B. Barthelemy [10] pentru oțelurile ferito - perlitice:

$$C = 6,89 \cdot 10^{-12} \frac{m}{ciclu} (MPa\sqrt{m})^{-n} \quad (5.51.)$$

$$n = 3,0$$

Din egalarea relațiilor 5.41. și 5.51. obținem:

$$\Delta K = \left( \frac{1}{C \cdot \alpha \cdot \beta} \cdot a^{1-\beta} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (5.52.)$$

Variația  $\Delta K$  pentru probele experimentale este prezentată în figura 5.103.

Cunoscând relați factorului de intensitate al tensiunii:

$$K = \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot f\left(\frac{a}{b}\right) \quad (5.53.)$$

unde:  $\sigma$  – tensiunea maximă a solicitării;

$f(a/b)$  – funcție de corecție datorită tipului de solicitare și geometriei probei.

În baza relației 5.53. obținem:

$$\Delta K = \Delta \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot f\left(\frac{a}{b}\right). \quad (5.54.)$$

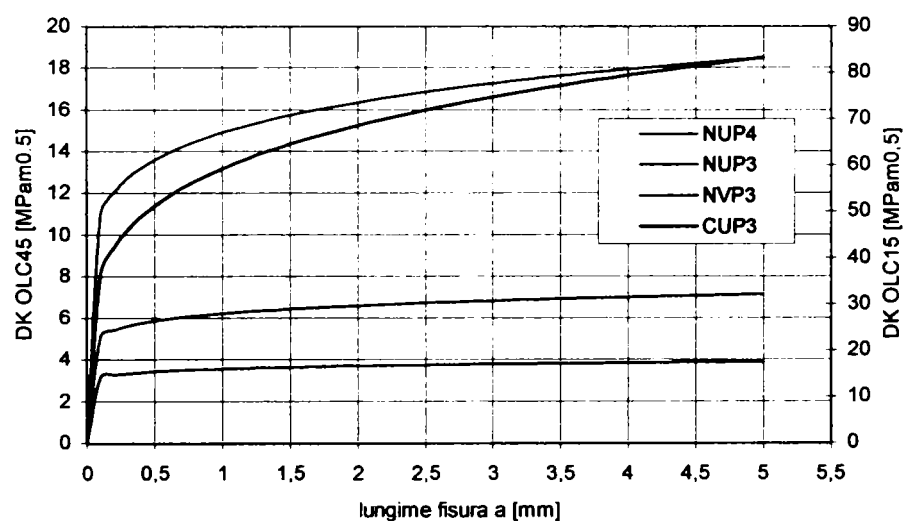


Figura 5.103. Corelarea variației factorului de intensitate al tensiunii.

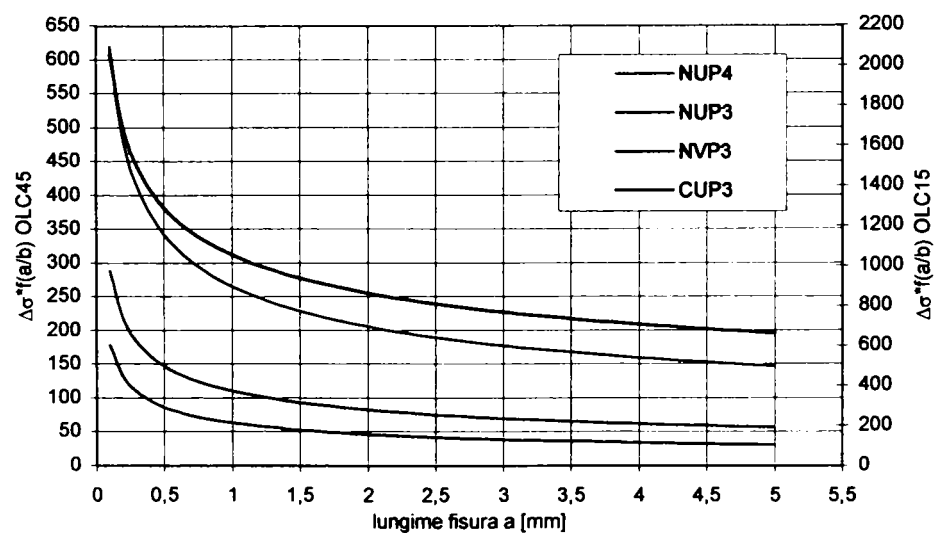
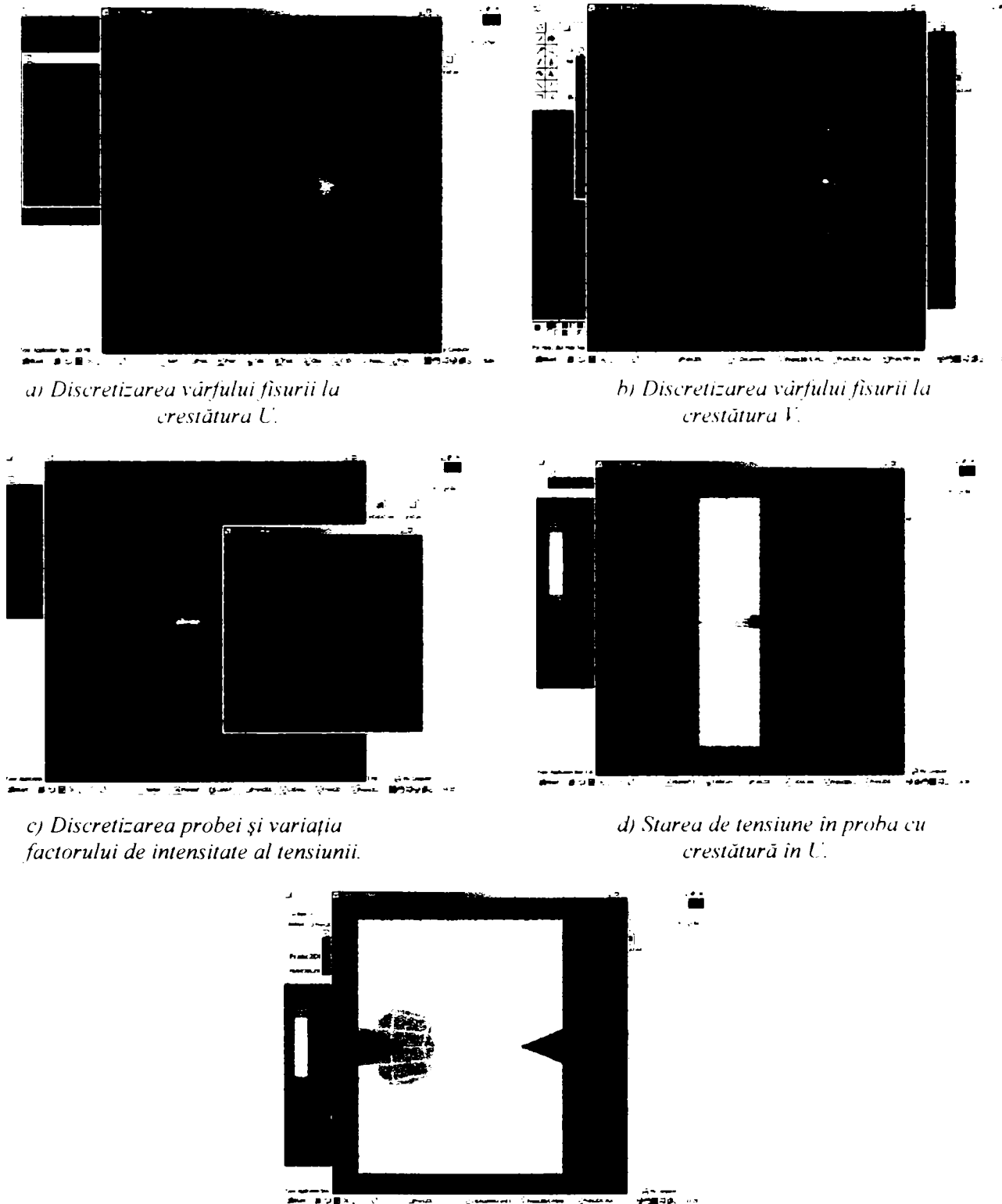


Figura 5.104. Corelarea variației  $\Delta \sigma f(a/b)$  la vârful fisurii.

Cu ajutorul relației lui Paris putem stabili variația  $\Delta\sigma \cdot f(a/b)$ , figura 5.104.

Se poate observa că  $\Delta K$  crește brusc la inițierea fisurii după care tinde spre o valoare constantă la propagarea acesteia, pe când variația  $\Delta\sigma \cdot f(a/b)$  este mare la inițierea fisurii și scade cu propagarea ei spre o valoare constantă. Acest fapt ne permite să considerăm că inițierea fisurii se realizează la o valoare mare a tensiunii.

Pentru a stabili variația reală a tensiunii, s-a determinat funcția de influență  $f(a/b)$  utilizând pachetul de programe de analiză cu element finit Casca și Franc2D/L, precum și soluțiile analitice oferite de Broek [17] pentru o placă sollicitată central la încovoiere cu forță tăietoare.



e) Detaliu privind starea de tensiune în proba cu creștătură în V.  
Figura 5.105. Analiza cu element finit realizată în Casca și Franc2D/L.

În figura 5.105. se prezintă modul de determinare a variației factorului de intensitate al tensiunii, static, utilizând programele de mai sus, factor ce a determinat indirect funcția de influență datorită geometriei probei.

O importantă concluzie a analizei cu pachetul de programe Casca – Franc2D/L o reprezintă variația nesemnificativă a factorului de intensitate al tensiunii cu tipul creștăturii, variație prezentată, pe baza datelor simulate, în figura 5.106, este necesar de menționat că valoarea tensiunii la vârful creștăturii diferă semnificativ.

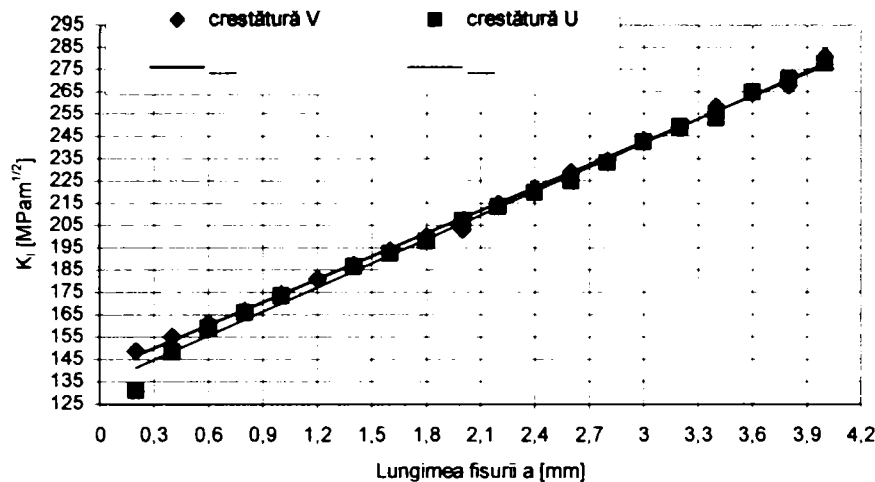


Figura 5.106. Variația  $K_I$  cu lungimea fisurii.

În urma analizei realizate s-au stabilit următoarele expresii pentru funcția  $f(a/b)$ , corelând datele în programul TableCurve și acceptând o funcție de regresie simplă, continuă și derivabilă pe intervalul de interes (lungimea fisurii aparținând intervalului  $[0,5]$ ):

a) Creștătură V:

$$f\left(\frac{a}{b}\right) = 0,0019771 \cdot \frac{e^{4,564747+0,42542066\sqrt{a}}}{\sqrt{a}}; \quad (5.55.)$$

b) Creștătură U:

$$f\left(\frac{a}{b}\right) = 0,0044777 \cdot \frac{e^{4,564747+0,42542066\sqrt{a}}}{\sqrt{a}} \quad (5.56.)$$

având coeficientul de corelare  $R^2 = 0,995013682$ .

Acum putem stabili variația  $\Delta\sigma$  la vârful fisurii cu lungimea acesteia, figura 5.107.

O primă observație o reprezintă variația tensiunii pentru OLC15, care depășește cu mult limita de curgere a materialului asemănător oțelului OLC45 postul IV; pe când în cazul oțelului OLC 45 postul III variația tensiunii tinde spre valoarea limitei de curgere pentru lungimii foarte mici a fisurii.

Astfel dacă limităm tensiunea maximă la valoarea limitei de curgere și considerăm că tensiunea minimă a încercării este nulă pentru oțelul OLC45 postul III, putem determina tensiunea maximă caracteristică încercării și variația acesteia cu lungimea fisurii, figura 5.108.

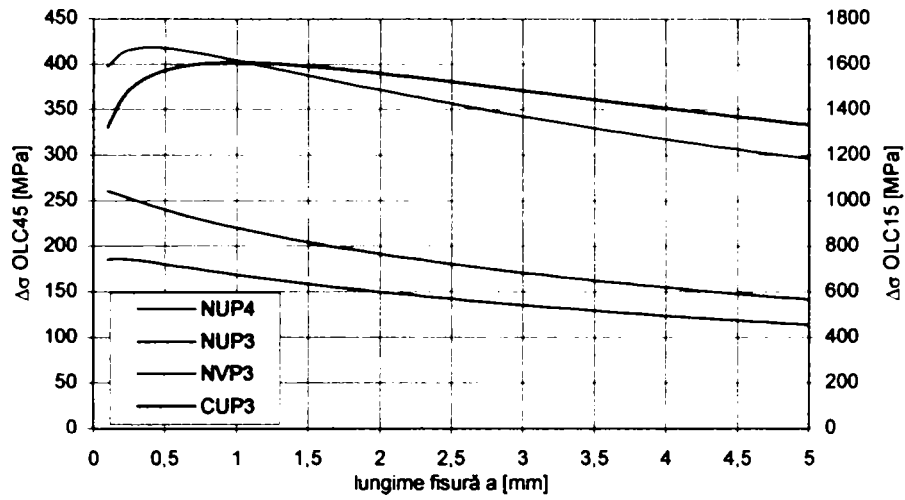


Figura 5.107. Corelarea variației tensiunii la vârful fisurii.

Se poate observa clar tendința de scădere a valorii tensiunii la vârful fisurii cu propagarea acesteia, evidențiind scăderea capacității probei de a se opune propagării fisurii.

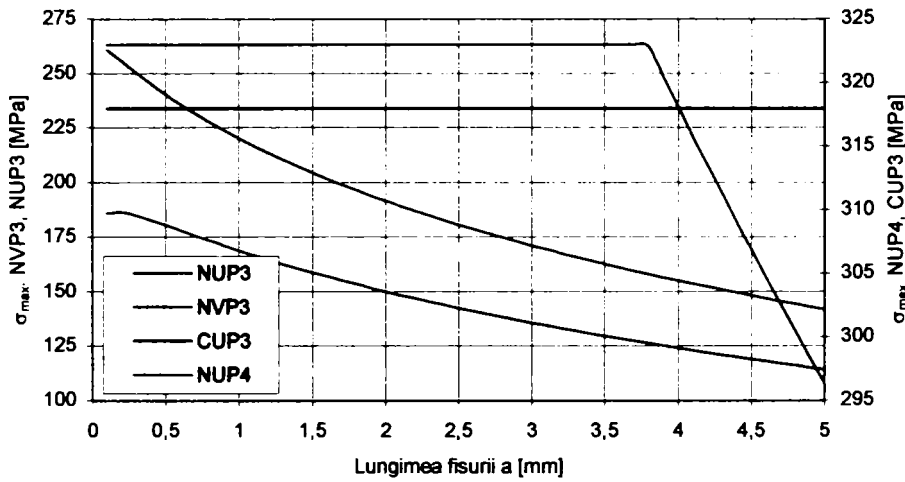


Figura 5.108. Corelarea tensiunii la vârful fisurii funcție de lungimea acesteia.

În continuare cunoscând expresia factorului de intensitate al tensiunii, relația 5.53., și valoarea maximă a tensiunii, s-a stabilit variația factorului de intensitate al tensiunii cu lungimea fisurii, figura 5.109.

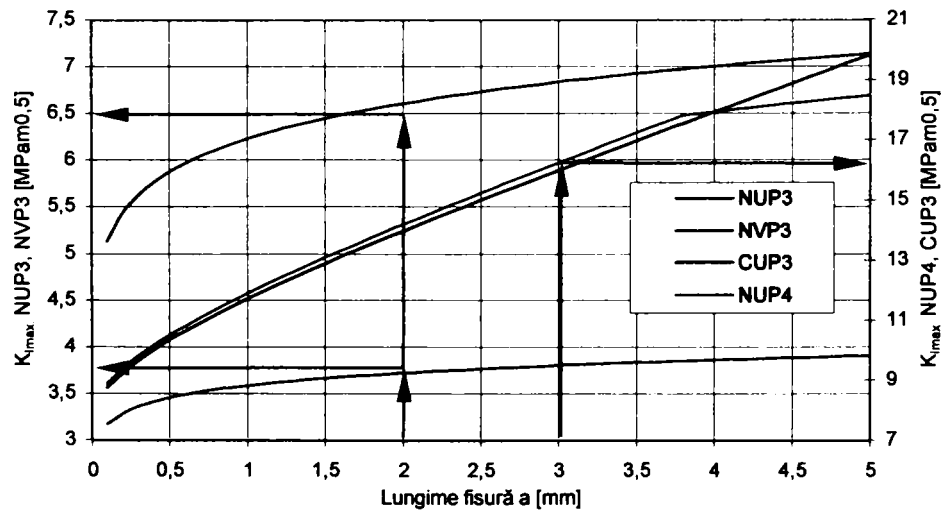


Figura 5.110. Corelarea variației  $K_{I,max}$  cu lungimea fisurii.

Cunoscând lungimile critice ale fisurilor s-a determinat valoarea critică a factorului dinamic de intensitate al tensiunii, vezi figura 5.110.:

$$\begin{aligned} K_c &= 3,72..6,84MPa\sqrt{m} \quad OLC45 \quad W_0 = 1,105J \\ K_c &\cong 16,46MPa\sqrt{m} \quad OLC45 \quad W_0 = 1,549J . \\ K_c &\cong 16,21MPa\sqrt{m} \quad OLC15 \quad W_0 = 1,105J \end{aligned} \quad (5.57.)$$

O observație interesantă o reprezintă creșterea factorului critic de intensitate al tensiunii cu creșterea energie unui impact.

Pentru a obține o imagine privind influența șocului asupra valorii factorului critic de intensitate al tensiunii, s-au determinat valorile factorului critic static de intensitate al tensiunii apelând la corelările experimentale:

1. Relația lui Rolfe și Barsom [8], pentru ruperii în domeniul ductil – fragil:

$$K_{Ic} = \sigma_{p0,01} \sqrt{0,646 \frac{KV}{\sigma_{p0,01}} - 6,35 \cdot 10^{-3}} ; \quad (5.58.)$$

2. Relația lui Sailors și Corten [155], pentru ruperii în domeniul fragil:

$$K_{Ic} = \sqrt{(0,65...1) \cdot 10^3 \cdot E \cdot KV} . \quad (5.59.)$$

Utilizând relația 5.58. pentru materialul netratat și 5.59. pentru materialul tratat termochimic, s-au obținut următoarele valori pentru factorul critic static de intensitate al tensiunii:

$$\begin{aligned} K_{IcOLC15} &= 38,54MPa\sqrt{m} \\ K_{IcOLC45} &= 45,35MPa\sqrt{m} \\ K_{IcOLC15cem.6ore} &= 16...19,8MPa\sqrt{m} \\ K_{IcOLC15cem.8ore} &= 24...29,7MPa\sqrt{m} \\ K_{IcOLC15cem.12ore} &= 32,2...40MPa\sqrt{m} \\ K_{IcOLC45nit.33ore} &= 14...17,3MPa\sqrt{m} \\ K_{IcOLC45nit.42ore} &= 14...17,3MPa\sqrt{m} \end{aligned} \quad (5.60.)$$

Cunoscând valorile factorului critic de intensitate al tensiunii, relațiile 5.57. și 5.60., și energia totală absorbită de probă până la rupere, ca fiind numărul de lovituri înmulțit cu energia unui impact, s-a stabilit influența șocului asupra factorului critic de intensitate al tensiunii pentru oțelul OLC15 și OLC45, prezentată în figura 5.111.

Graficul din figura 4.85. poate fi utilizat ca criteriu de rupere la șocuri cu amplitudine constantă.

De asemenea se poate considera că domeniul de deasupra unei curbe caracteristice reprezintă zona de variație a factorului  $K_{Ic}$  cu creșterea temperaturii pe când domeniul de dedesubtul curbei reprezintă zona de variație a factorului  $K_{Ic}$  cu scăderea temperaturii.



În figura 5.111. pentru variația  $K_{Ic\text{dinamic}}$  a oțelului OLC15 s-a acceptat ca model, datorită datelor insuficiente, variația similară a oțelului OLC45.

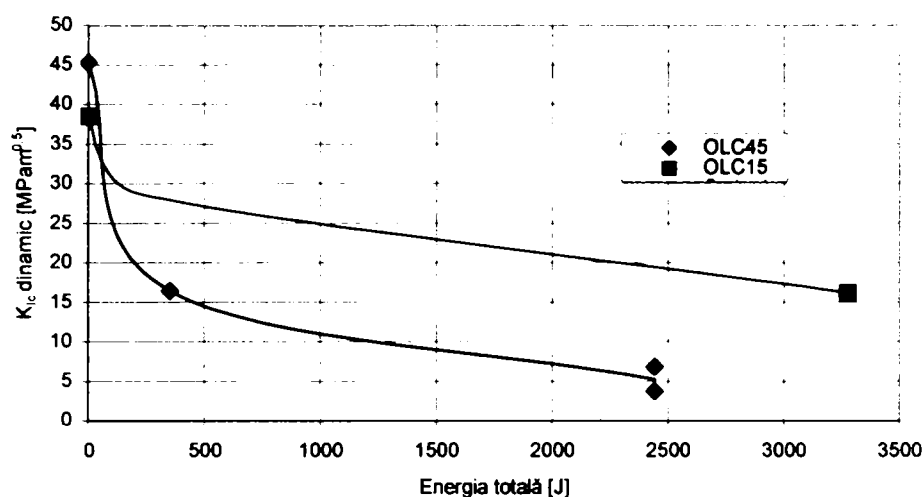


Figura 5.111. Estimare a variației factorului dinamic critic de intensitate al tensiunii.

În ce privește influența tratamentului termochimic asupra factorului de intensitate al tensiunii, în baza relațiilor 5.60., se trasează, figura 5.112., dependența  $K_{Ic}$  funcție de raportul ariilor  $A_{tratat}/A_{total}$ .

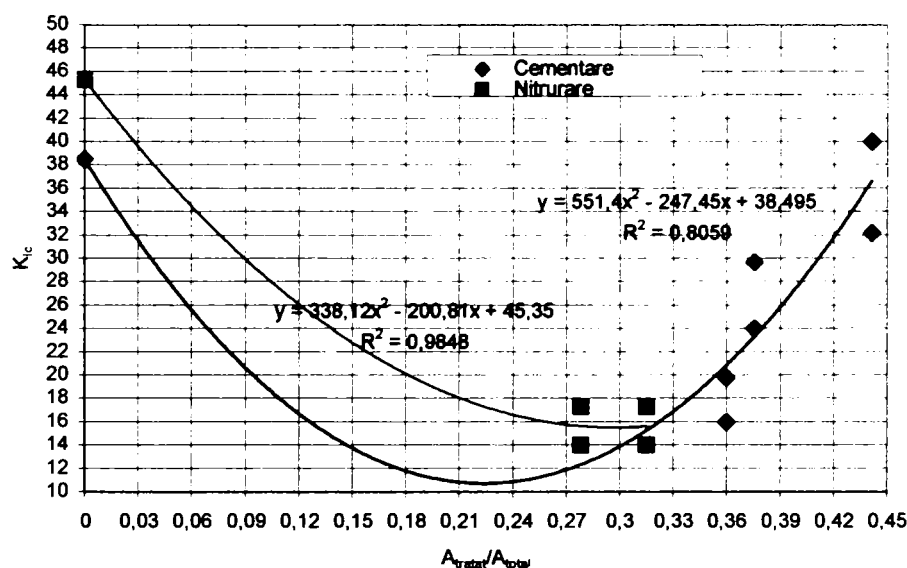


Figura 5.112. Influența tratamentului asupra factorului critic de intensitate al tensiunii.

Se observă că niturarea influențează negativ factorul static de intensitate al tensiunii pe când la cementare se observă o scădere bruscă, a lui  $K_{Ic}$ , cu raportul ariilor urmată de o creștere considerabilă a acestuia.

În ceea ce privește raza enclavei plastice și influența numărului de lovituri asupra acesteia, în figura 5.113. se prezintă variația razei obținută cu relația:

$$r_p = \frac{1}{2\pi} \cdot \left( \frac{K_I}{\sigma_c} \right)^2. \quad (5.61.)$$

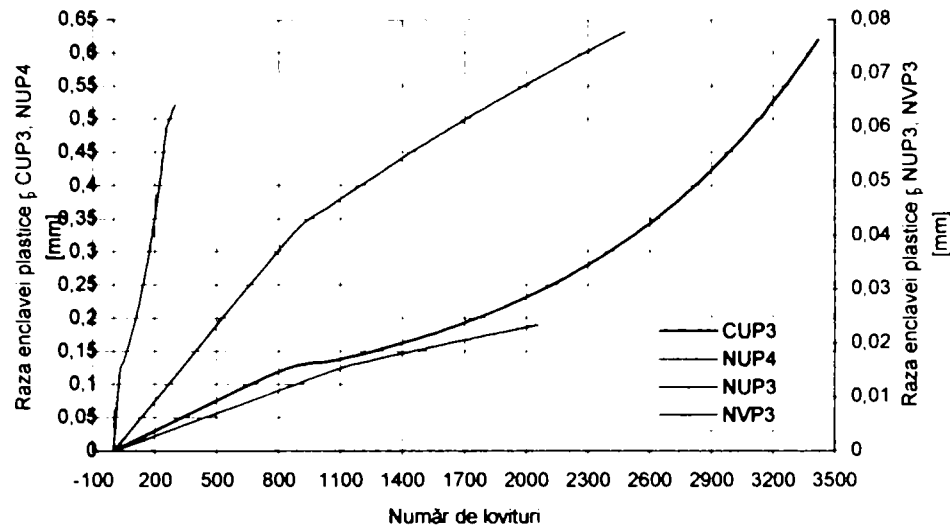


Figura 5.113. Variația razei enclavei plastice cu numărul de lovituri.

### 5.4.1.5. Concluzii

Concluziile acestui paragraf sunt:

- Propunerea parametrului „prag energetic” ca și criteriu de durabilitate;
- Stabilirea analitică a epurei tensiunilor în pata de contact în cazul solicitării cu forță normală uniform și semielptic distribuită;
- Stabilirea existenței unei funcții ce definește degradarea la contact „funcția de ecrusare”;
- Demonstrarea existenței unui „volum elementar de deformație”;
- Corelarea degradărilor la solicitarea de contact cu șoc;
- Stabilirea influenței tratamentului termochimic asupra degradării la solicitarea de contact cu șoc;
- Stabilirea relației tratament termochimic – caracterul ruperii, la oboseală cu șocuri;
- Determinarea profilului fisurii;
- Corelarea lungimii și vitezei de propagare a fisurii;
- Stabilirea variației factorului de intensitate al tensiunii la solicitării prin șocuri;
- Determinarea factorului dinamic critic de intensitate al tensiunii;
- Stabilirea empirică a variației factorului static critic al tensiunii cu adâncimea de tratament;
- Propunerea unui criteriu de stabilire a rezistenței la oboseală cu șocuri, în cazul existenței unei fisuri.

### 5.4.2. Încercarea la tracțiune dinamică

#### 5.4.2.1. Generalități

Încercarea la tracțiune dinamică s-a realizat pe un ciocan Charpy modificat, utilizând epruvete de tipul celei prezentate în figura 5.114. și 5.115.



Figura 5.114. Epruveta de tracțiune dinamică.

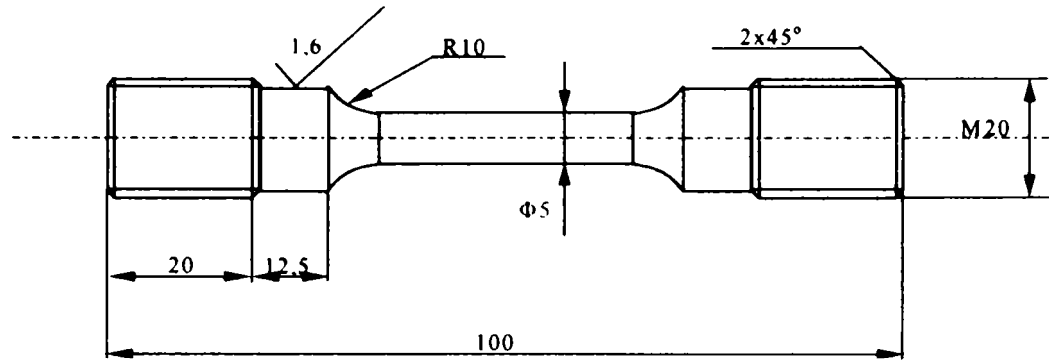


Figura 5.115. Schița epruvetei de tracțiune dinamică.

De asemenea pentru a observa deformațiile pe lungimea calibrată s-a realizat un caroiaj al acesteia, figura 5.116. În plus pentru a observa comportamentul la șocuri în prezența fisurilor s-au crestat anumite probe, creștătură de  $60^\circ$  cu o rază de racordare mică =  $0,02$ , conform normelor ASTM STP 381/82, [20], figura 5.117.



Figura 5.116. Epruveta cu caroiaj.



Figura 3.117. Epruvetă crestată.

Lanțul de măsurare folosit este format din utilaj (ciocanul Charpy modificat); doză tensometrică; placă de achiziție (Spider 8) și calculator. În figura 5.118. se prezintă lanțul de măsură.

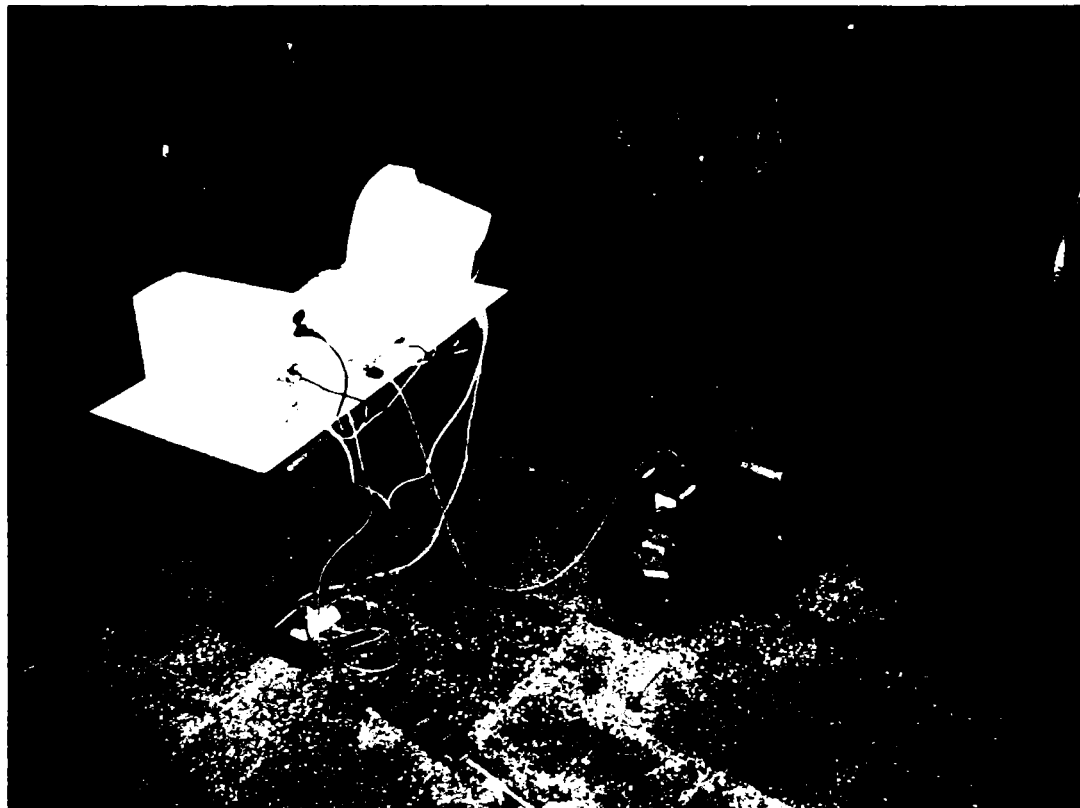


Figura 5.118. Lanțul de măsură pentru încercarea de tracțiune dinamică.

Caracteristicile plăcii de achiziție, Spider, precum și a programului de calculator utilizat pentru achiziția și prelucrarea datelor experimentale, Catman, sunt prezentate în capitolul 4 al acestei lucrări.

Doza tensometrică utilizată este prezentată schematic în figura 5.119. și pe mașina de încercat în figura 5.120. Aceasta a fost realizată dintr-un aliaj inox, 30MCN20, cu următoarele proprietăți,  $\sigma_c = 834 \text{ MPa}$ ,  $\sigma_r = 1079 \text{ MPa}$ , având lipită o punte întreagă rezistivă.

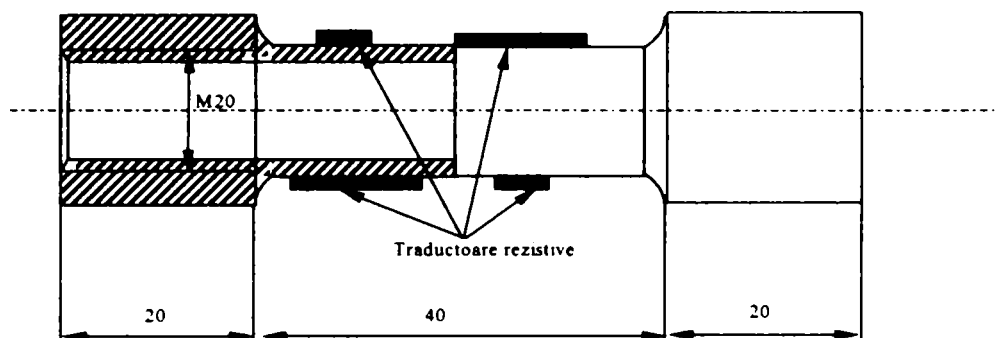


Figura 5.119. Doza tensometrică.

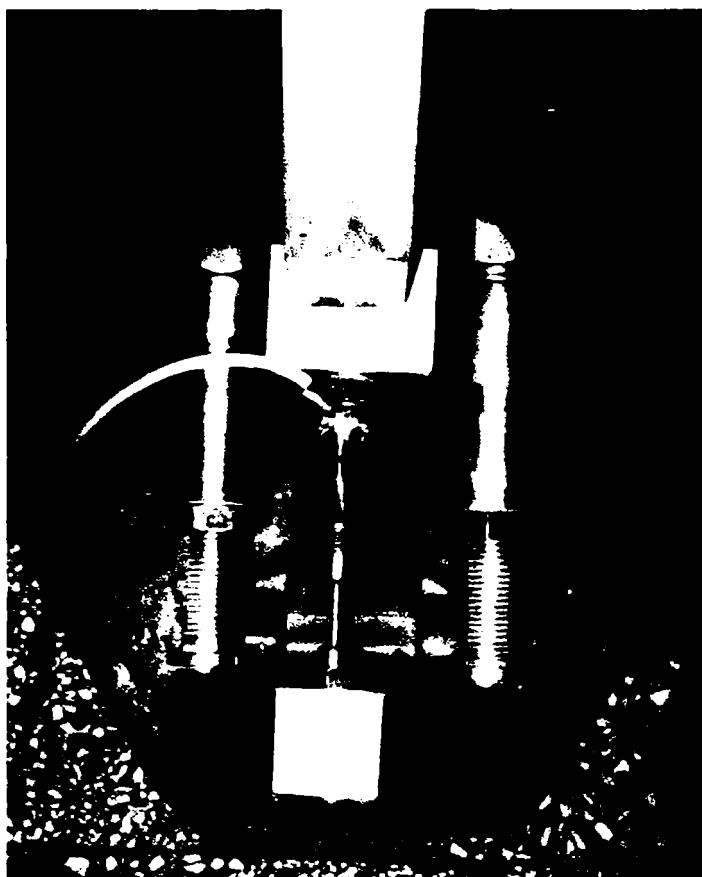


Figura 5.120. Ansamblul captor – probă.

Următoarea etapă premergătoare încercărilor dinamice a fost etalonarea dozei tensometrice, aceasta a fost executată în regim static de încărcare pe o mașină universală de tracțiune.

Programul Catman de analiză și achiziție prezintă module predefinite de achiziție a datelor experimentale:

1. Modul de testare;
2. Modul de înregistrare continuă;
3. Modul de înregistrare a unui singur șoc;
4. Modul de înregistrare a amplitudinii șocurilor multiple;
5. Modul de înregistrare programată (oboseală);
6. Modul de înregistrare la comandă – modul de etalonare.

Utilizând modulul 6 s-au înregistrat valorile semnalului de ieșire pentru încărcarea și descărcarea dozei în trepte cu pasul de  $5000\text{ N}$  până la valoarea maximă de  $50000\text{ N}$ . În figura 5.121. se prezintă această variație.

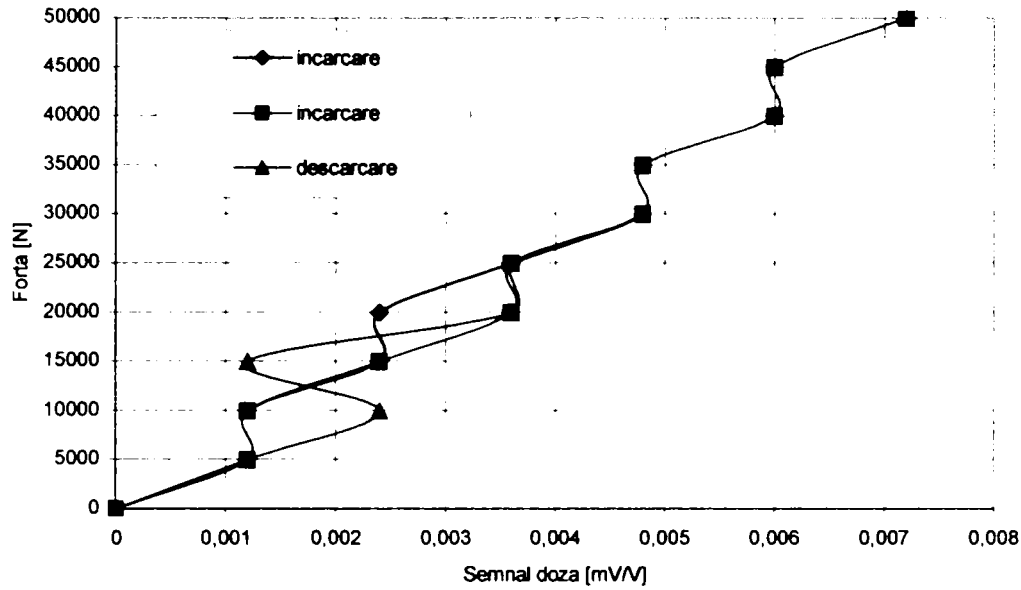


Figura 5.121. Etalonarea dozei tensometrice.

Corelarea, utilizând programul TableCurve, a condus la următoarea dependență:

$$F = 7038867,8 \cdot v \quad R^2 = 0,96752438 \quad (5.62.)$$

unde:  $F$  – forța în N;  
 $v$  – semnal doză în mV/V.

#### 5.4.2.2. Studiul experimental al solicitării de tracțiune dinamică

Analiza experimentală a pornit de la stabilirea vitezei de solicitare, și anume  $v_0 = 2\text{ m/s}$ , corespunzătoare energiei de  $100\text{ J}$  a ciocanului Charpy (masa ciocanului =  $50\text{ kg}$ ).

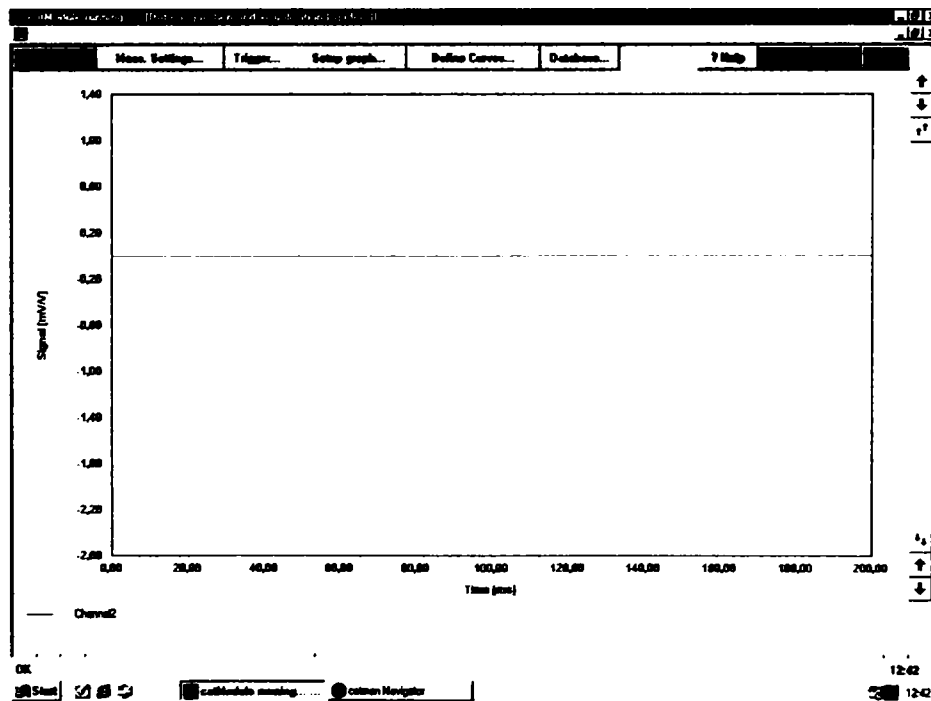


Figura 5.122. Meniul modului de înregistrare a unui singur șoc.

Pentru înregistrare s-a utilizat modulul de înregistrare a unui singur șoc al programului Catman, figura 5.122., cu setarea declanșatorului pe canalul dozei la o valoare a semnalului echivalentă cu o forță de 100 N, precum și setarea predeclanșatorului pe valoarea de 20%, adică păstrarea în memorie a 20% din plaja totală înregistrată a valorilor înainte de declanșarea înregistrării, precum și setarea frecvenței de înregistrare pe valoarea maximă a plăcii de achiziție, adică 9600Hz.

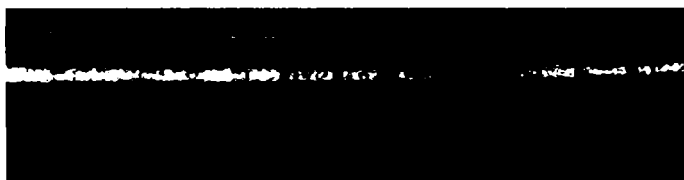
În anexa 4A sunt prezentate semnalele înregistrate pe parcursul încercărilor experimentale iar în anexa 4B sunt prezentate spectrele forțelor de rupere în baza relației 5.62. și a înregistrărilor din anexa 4A.

Înainte de prelucrarea înregistrărilor experimentale s-a efectuat analiza deformațiilor remanente ale probelor, astfel s-au obținut pentru încercarea la tracțiune dinamică pentru alungirea remanentă și gătuire valorile prezentate în tabelul 5.5.

Tabelul 5.5.

Specificație	Alungire remanentă A [%]	Gătuire Z [%]
OLC15 necementat	15	69
OLC45 nenitrurat	11	51
Probele tratate (OLC15 cementat și OLC45 nitrurat)	0	0

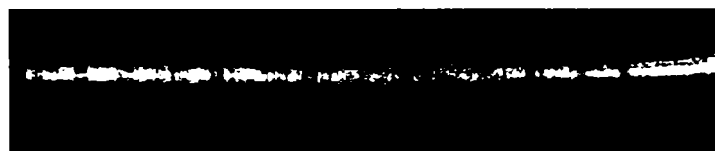
În ce privește suprafețele de rupere s-a observat o caracteristică „con – cupă” la oțelurile netratate și o rupere total fragilă la cele tratate sau prevăzute cu fisură, figura 5.123.



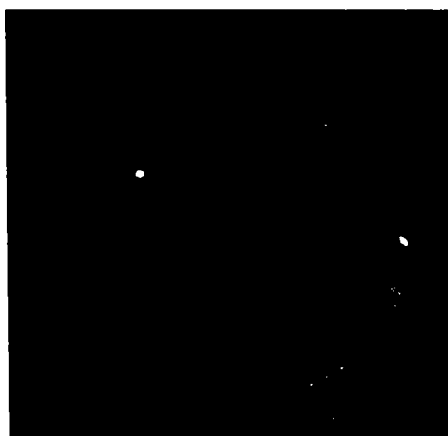
a) Alungire OLC15 – necementat;



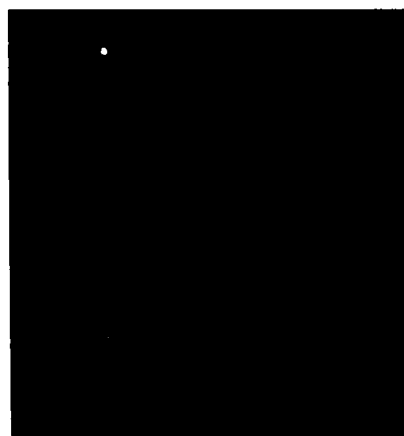
b) Alungire OLC15 cementat;



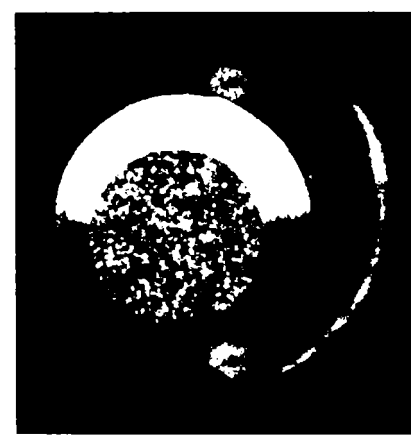
c) Alungire OLC 45 – nenitrurat;



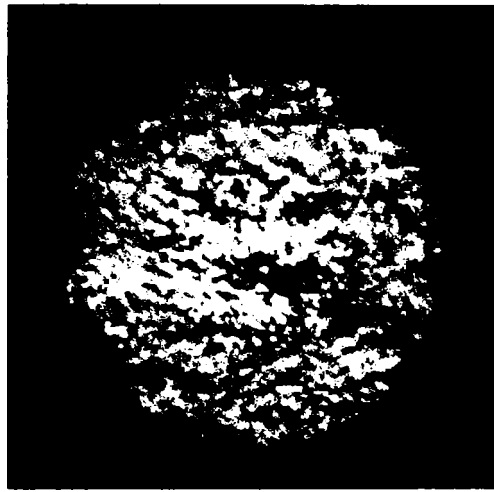
d) OLC 15 necementat;



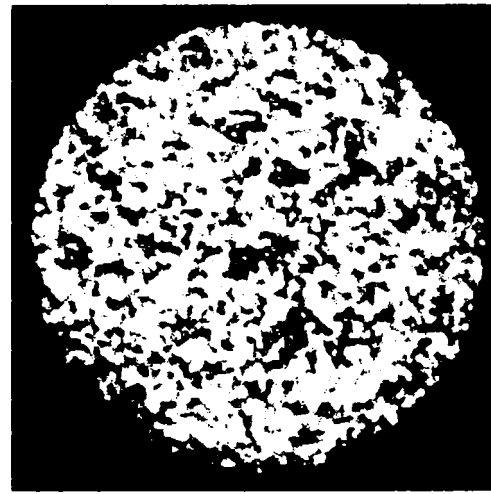
e) OLC 45 nenitrurat;



OLC 45 cu creștătură;



f) OLC 15 cementat;



g) OLC 45 nitrurat;

Figura 5.123. Analiza zonei de rupere dinamică.

Repartiția deformațiilor specifice a probelor netratate, determinată din analiza caroiajului, este prezentată în figura 5.124. și 5.125.

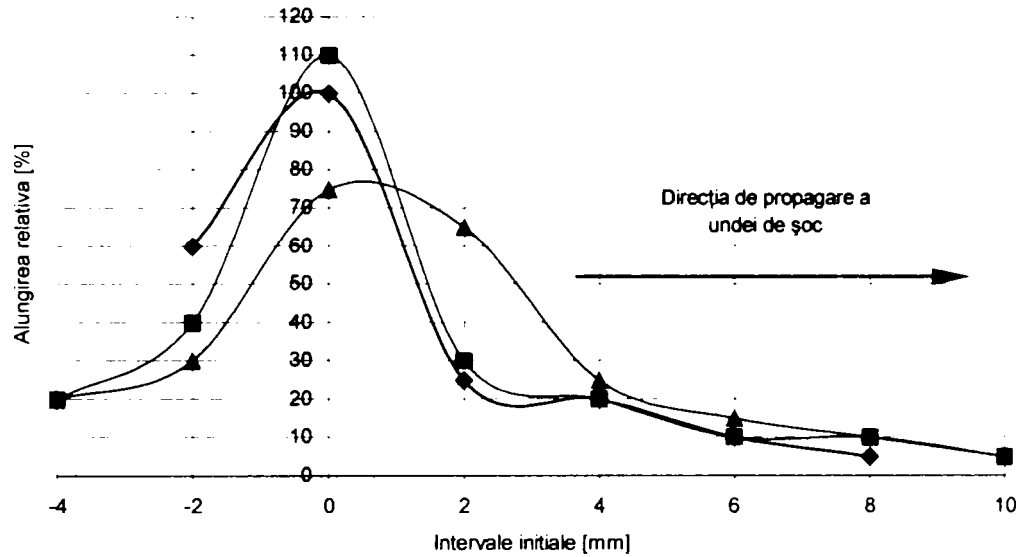


Figura 5.124. Repartiția deformațiilor specifice pe lungimea calibrată a probei, OLC15.

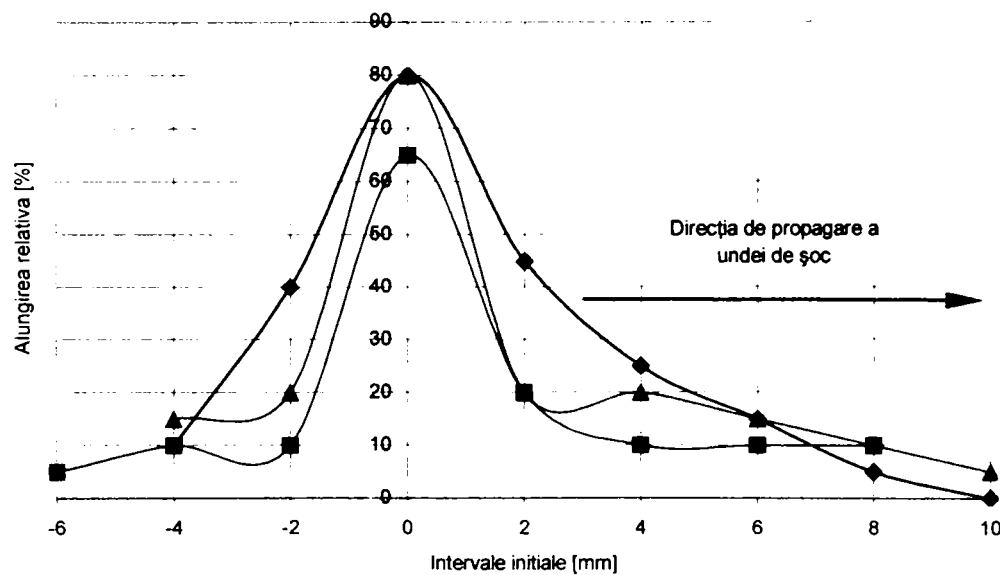


Figura 5.125. Repartiția deformațiilor specifice pe lungimea calibrată a probei, OLC45.

Datele experimentale s-au prelucrat simplu, în baza următorului raționament:

- Variația forței + diametrul epruvetei  $\Rightarrow$  variația tensiunii;
- Variația tensiunii + derivare grafică  $\Rightarrow$  viteza de creștere a tensiunii;
- Variația forței + masa ciocanului  $\Rightarrow$  variația accelerației de alungire a ansamblului;
- Variația accelerației + integrare grafică  $\Rightarrow$  variația vitezei de alungire a ansamblului;
- Variația vitezei + integrare grafică  $\Rightarrow$  variația alungirii ansamblului probă – doză;
- Variația vitezei + masa ciocanului  $\Rightarrow$  variația consumului de energie.

Următoarele relații au stat la baza prelucrărilor enumerate mai sus:

$$\begin{aligned} \sigma_i &= \frac{F_i}{\pi \cdot d^2} \quad [MPa] \\ \frac{d\sigma}{dt} &= \frac{\Delta\sigma}{\Delta t} = \frac{\sigma_i - \sigma_{i-1}}{0,104} \quad [MPa/ms] \\ a_i &= \frac{F_i}{m} = \frac{F_i}{50} \quad [m/s^2] \\ v_i &= v_{i-1} - \frac{a_{i-1} + a_i}{2} \cdot t = v_{i-1} - \frac{a_{i-1} + a_i}{2} \cdot \frac{0,104}{1000} \quad [m/s] \\ s_i &= \left( \frac{v_{i-1}^2 - v_i^2}{2} \right) \cdot \frac{1}{2} \cdot \left( \frac{1}{a_i} + \frac{1}{a_{i-1}} \right); \quad s_{ii} = \sum_{k=1}^i s_k \quad [m] \\ W_i &= \frac{m}{2} \cdot (v_0^2 - v_i^2) \quad \Delta W_i = W_i - W_{i-1} \end{aligned} \quad (5.63.)$$

unde:  $i$  – numărul curent al înregistrării din spectrul de analiză;

$F_i$  – forța înregistrată;

$d$  – diametrul inițial al probei;

$t = 0,104 \text{ ms}$  – ecartul de timp dintre două înregistrări succesive;

$a_i$  – accelerația ansamblului;

$v_i$  – viteza ansamblului;

$s_i$  – spațiul intermediar parcurs de ansamblu;

$s_{ii}$  – spațiul total parcurs până la momentul  $i$ ;

$W_i$  – energia consumată până la momentul  $i$ ;

$\Delta W_i$  – rata de creștere a consumului energetic (gradientul de energie).

Acceptând că pe perioada de înregistrare deformația ansamblului este compusă din două deformații una elastică direct dependentă cu valoarea forței corespunzătoare dozei tensometrice și a porțiunilor din probă de diametru mai mare și o a doua deformație, elastică și plastică, corespunzătoare zonei calibrate a probei, putem estima variația deformațiilor la solicitarea prin șoc longitudinal. Important de menționat este că această deformație este doar estimativă deoarece determinarea coeficientului de deformație elastică a ansamblului fără zona calibrată a probei s-a realizat prin analiză numerică, obținându-se valorii pentru acesta în intervalul  $10^{7,4...7,5} \text{ N/m}$ , această mărime mai poartă și denumirea de compliantă elastică,  $10^{-7,4...-7,5} \text{ m/N}$ .

În continuare se prezintă analiza rezultatelor solicitării la tracțiune dinamică.

Stabilind variațiile elementelor enumerate mai sus, cunoscând alungirea remanentă precum și acceptând valabilitatea legii lui Hooke pentru domeniul elastic de solicitare s-a putut estima comportamentul la șoc, astfel în continuare se prezintă analiza rezultatelor pentru proba din OLC45 netratată.



Comportamentul la șocuri a probelor reiese din analiza reprezentărilor grafice prezentate în figurile 5.126. ... 5.133.

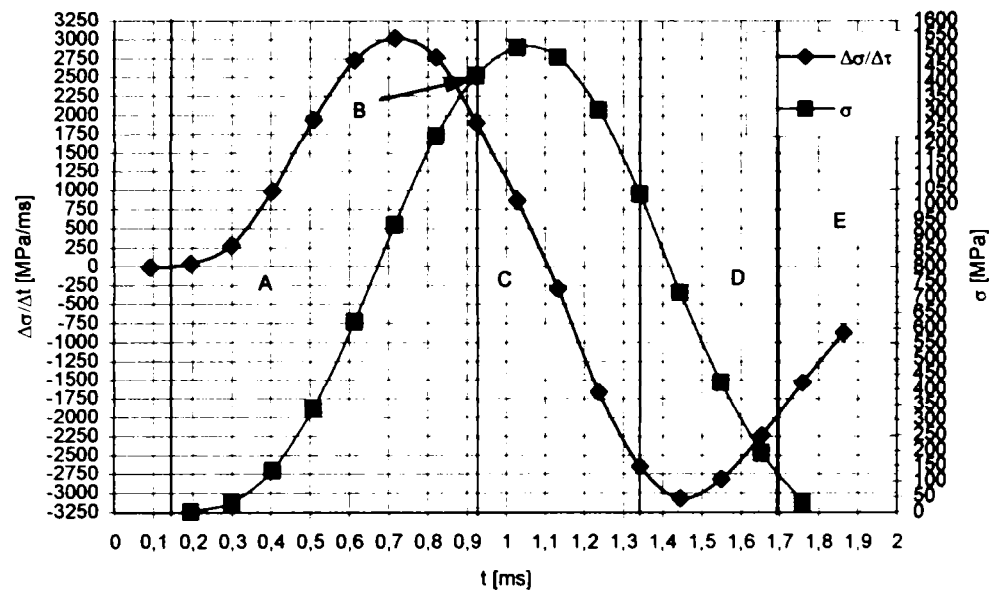


Figura 5.126. Variația tensiunii și a vitezei acesteia pentru OLC45 netratat.

Din analiza variației vitezei tensiunii și prin similitudine cu comportamentul static la tracțiune se pot identifica 5 zone specifice:

- A – zona deformațiilor elastice;
- B – limita de curgere a materialului;
- C – zona alungirilor uniform distribuite;
- D – zona alungirilor localizate, gâtuirea probei;
- E – este o zonă necaracteristică probei, ea reprezentând semnalul undei de șoc a rupei finale citite de doza tensometrică.

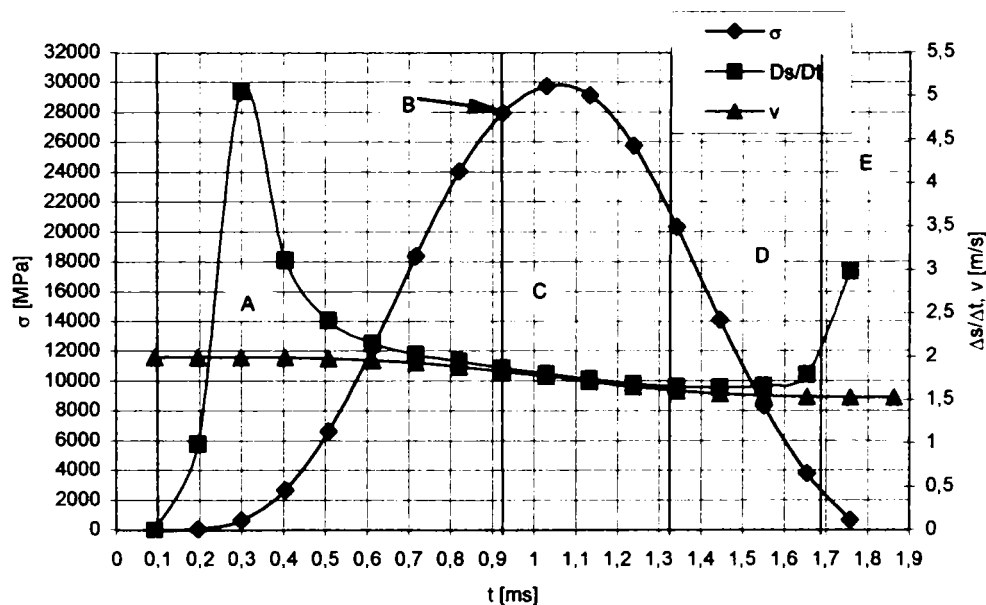


Figura 5.127. Variația vitezei de deformare relativ la viteza ciocanului, OLC45 netratat.

Din figura 5.127. se observă că viteza de deformare elastică atinge valori mari, și anume  $3,25 \text{ m/s}$  în condițiile unei solicitări de viteză inițială  $2 \text{ m/s}$ , fenomen ce se explică prin faptul că viteza de deformare elastică este direct proporțională cu viteza de propagare a undelor de șoc în material (circa  $5000 \text{ m/s}$  pentru oțeluri). În zonele B, C și D unde deformarea este preponderent plastică se observă o descreștere aproape liniară a vitezei de deformare.

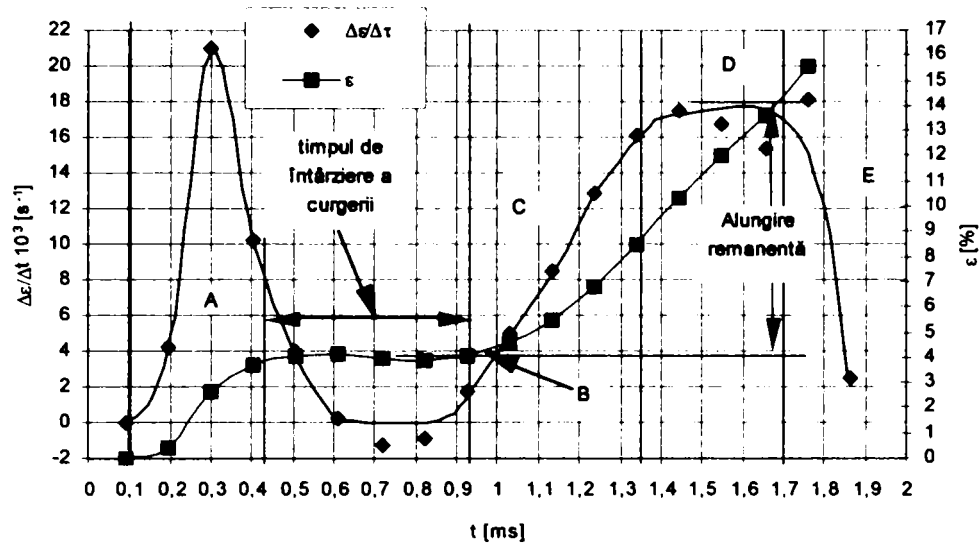


Figura 5.128. Variația deformației specifice și a vitezei acesteia, OLC45 netratat.

Din figura 5.128. putem evidenția valoarea mare a vitezei de deformație specifică, în zona deformațiilor elastice ( $\dot{\epsilon} = 2 \cdot 10^4 \text{ s}^{-1}$ ) și în zona găturii ( $\dot{\epsilon} = 1,8 \cdot 10^4 \text{ s}^{-1}$ ), precum și valoarea unei caracteristici a comportamentului la solicitării dinamice și anume, timpul de întârziere a curgerii.

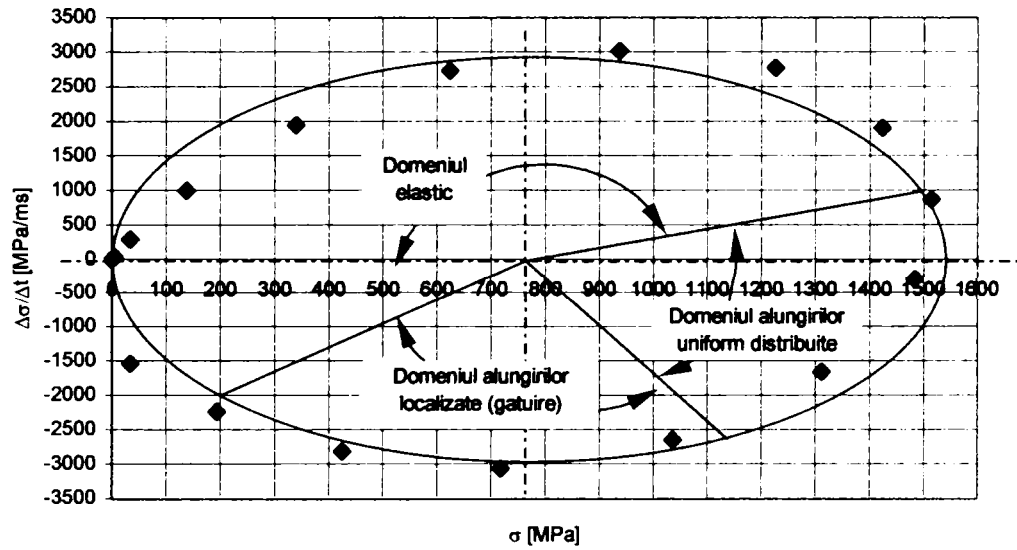


Figura 5.129. Dependența viteza tensiunii – tensiune, OLC45 netratat.

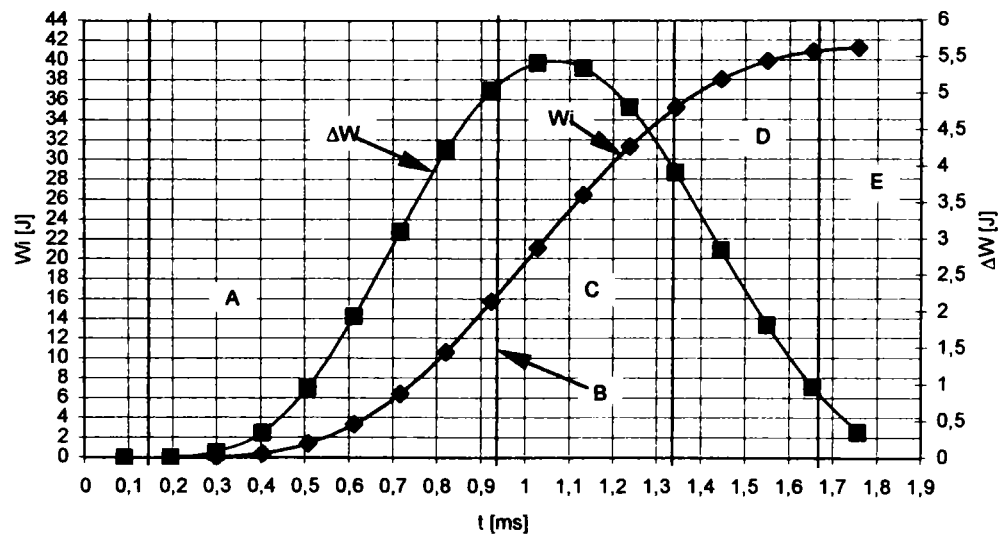


Figura 5.130. Variația consumului de energie și al gradientului energetic, OLC45 netratat.

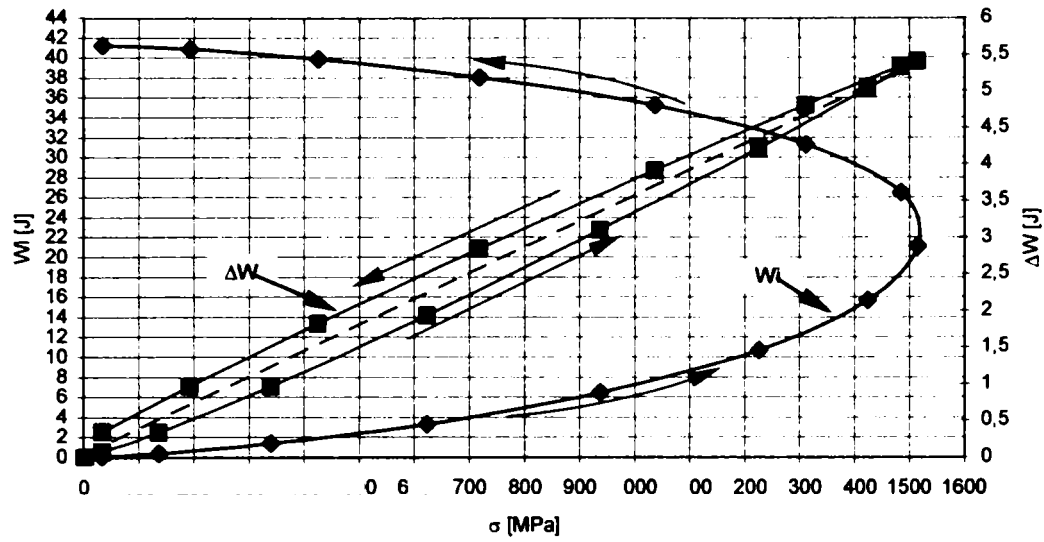


Figura 5.131. Variația energiei consumate și a gradientului acesteia cu tensiunea sollicitării, OLC45 netratat.

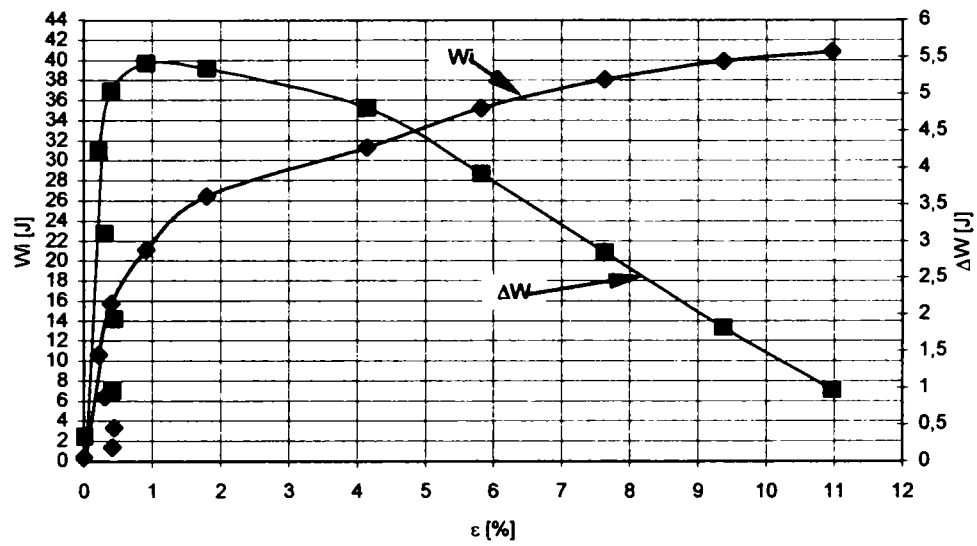


Figura 5.132. Variația energiei consumate și a gradientului acesteia cu deformația specifică estimată, OLC45 netratat.

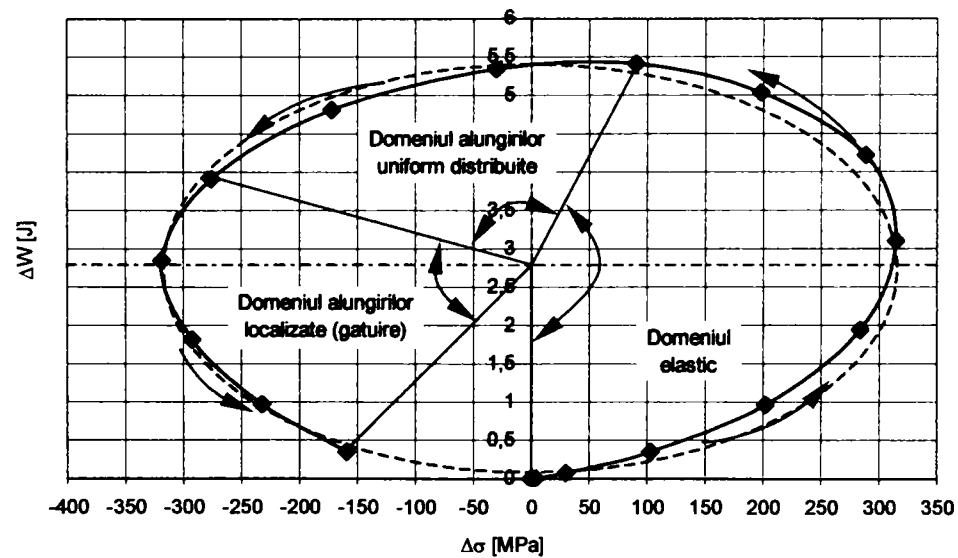


Figura 5.133. Dependența gradient energetic – gradient tensiune, OLC45 netratat.

Din analiza diagramelor 5.126. ... 5.133. putem explica fenomenele ce apar la solicitarea de tracțiune dinamică și caracteristicile fiecărui domeniu specific, astfel:

- A – domeniul deformațiilor elastice:
  - creștere accelerată a tensiunii nominale;
  - o creștere bruscă a vitezei de deformație specifice urmată de un palier de viteză nulă;
  - fenomenul și mărimea timpului de întârziere a curgerii;
  - creșterea accelerată a consumului energetic;
  
- B – limita de curgere:
  - creșterea decelerată a tensiunii;
  - viteza de alungire a ansamblului doză – probă devine egală cu viteza ciocanului;
  - gradientul de tensiune tinde la zero;
  - gradientul energetic tinde la maxim;
  - viteza de deformație specifică începe să crească liniar;
  
- C – domeniul deformațiilor uniform distribuite:
  - atingerea tensiunii maxime;
  - viteza de creștere a tensiunii devine negativă;
  - viteza de alungire a ansamblului doză – probă este egală cu viteza ciocanului;
  - deformația specifică crește cu accelerație constantă;
  - energia consumată crește liniar;
  
- D – domeniul deformațiilor localizate (gâtuirea probei):
  - viteza de scădere a tensiunii începe să crească;
  - tensiunea nominală scade (tensiunea reală tinde la un palier);
  - viteza deformației specifice tinde la o valoare constantă;
  - deformația crește în regim staționar;
  - energia consumată prezintă o creștere lentă, corelată cu scăderea gradientului energetic;
  
- E – zonă necaracteristică probei, este zona prezentată de ultimele valori citite de doza tensometrică și care reprezintă amortizarea undei de șoc de către doză.

Astfel pentru OLC45 putem stabili parametrii solicitării la tracțiune dinamică, când viteza inițială este de 2 m/s:

$$\begin{aligned}\sigma_c &= 1400 \text{ MPa} \\ \sigma_r &= 1540 \text{ MPa} \\ t_i &= 5 \cdot 10^{-4} \text{ s} \\ \dot{\epsilon}_{\max \text{ elastic}} &= 2 \cdot 10^4 \text{ s}^{-1} \\ \dot{\epsilon}_{\max \text{ plastic}} &= 1,8 \cdot 10^4 \text{ s}^{-1} \\ W &= 41 \text{ J}\end{aligned}\tag{5.64.}$$

unde:  $t_i$  – timpul de întârziere a curgerii.

În baza aceluiași raționament s- trecut la analiza comportamentului la tracțiune dinamică a oțelului OLC15 necementat.

În figura 5.134. sunt reprezentate diagramele de analiză a comportamentului la tracțiune dinamică a probelor din OLC15.

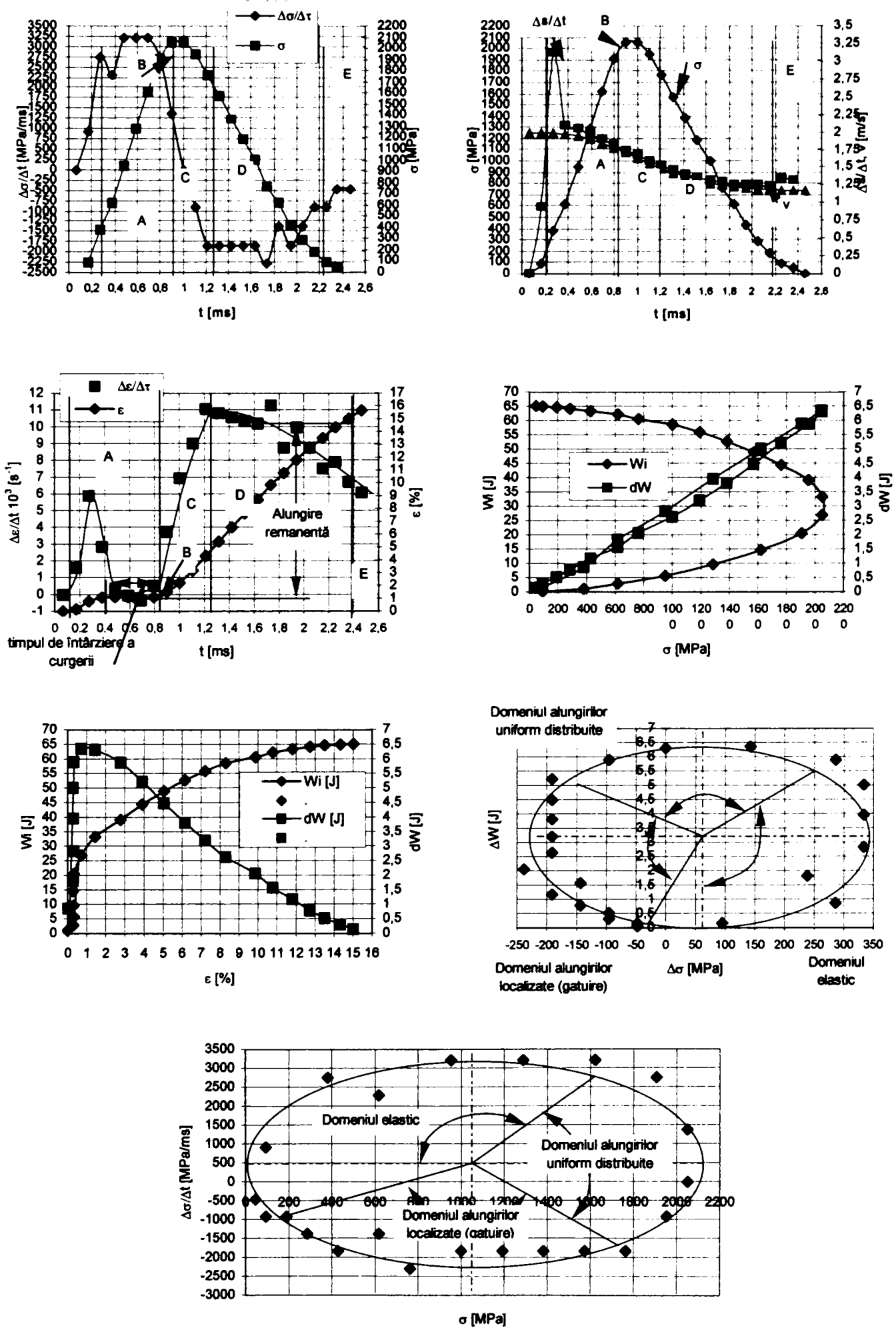


Figura 5.134. Analiza comportamentului la tracțiune dinamică a oțelului OLC15 netratat.

Astfel pentru OLC15 avem următorii parametrii caracteristicii sollicitării de tracțiune dinamică, când viteza inițială este de 2 m/s:

$$\begin{aligned}
 \sigma_c &= 1900 \text{ MPa} \\
 \sigma_r &= 2050 \text{ MPa} \\
 t_i &= 4 \cdot 10^{-4} \text{ s} \\
 \dot{\epsilon}_{\max \text{ elastic}} &= 0,6 \cdot 10^4 \text{ s}^{-1} \\
 \dot{\epsilon}_{\max \text{ plastic}} &= 1,6 \cdot 10^4 \text{ s}^{-1} \\
 W &= 65 \text{ J}
 \end{aligned}
 \tag{5.65.}$$

În urma analizei similare privind comportamentul probelor cementate și respectiv nitrurate la sollicitarea de tracțiune dinamică, ținând cont de ruperea total fragilă a acestora, s-au obținut rezultatele:

$$\begin{aligned}
 & \sigma_r = 2750 \text{ MPa} \\
 - \text{ OLC15 cementat 8 ore: } & W = 35 \text{ J} \quad ; \\
 & \dot{\epsilon}_{\max \text{ elastic}} = 9,5 \cdot 10^3 \text{ s}^{-1} \\
 & \sigma_r = 2325 \text{ MPa} \\
 - \text{ OLC15 cementat 12 ore: } & W = 32 \text{ J} \quad ; \\
 & \dot{\epsilon}_{\max \text{ elastic}} = 11,5 \cdot 10^3 \text{ s}^{-1} \\
 & \sigma_r = 1750 \text{ MPa} \\
 - \text{ OLC45 nitrurat 33 ore: } & W = 26 \text{ J} \quad ; \\
 & \dot{\epsilon}_{\max \text{ elastic}} = 7,5 \cdot 10^3 \text{ s}^{-1} \\
 & \sigma_r = 1625 \text{ MPa} \\
 - \text{ OLC45 nitrurat 42 ore: } & W = 24 \text{ J} \quad ; \\
 & \dot{\epsilon}_{\max \text{ elastic}} = 7,3 \cdot 10^3 \text{ s}^{-1}
 \end{aligned}
 \tag{5.66.}$$

O analiză importantă a fost deasemenea posibilă, și anume fenomenul de amortizare al undei de șoc. Astfel s-a observat pe parcursul încercărilor că numărul de citirii ale dozei corespunzătoare zonei „E”, zona necaracteristică probei, sunt cu atât mai multe cu cât tensiunea inițială este mai mare.

Pornind de la această observație putem considera că unda de șoc inițiată de ruperea finală, și care solicită doza la tracțiune, este amortizată de către doză.

Astfel în figura 5.135. este prezentat lungimea timpului de amortizare cu valoarea tensiunii în doza tensometrică, se observă o corelație liniară de forma:

$$\begin{aligned}
 t &= 8 \cdot 10^{-6} \cdot \sigma \text{ [s]} \\
 R^2 &= 0,8395
 \end{aligned}
 \tag{5.67.}$$

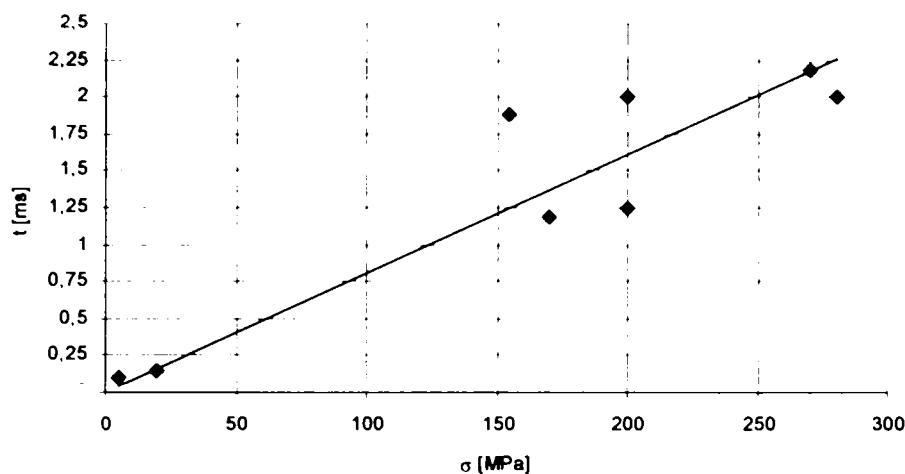


Figura 5.135. Variația timpului de amortizare cu mărimea șocului.

Pentru o bară solicitată la șoc longitudinal variația teoretică a tensiunii este dată de relația:

$$\sigma_t = \sigma_0 \cdot e^{-r \frac{c}{l} t} \quad (5.68.)$$

unde:  $\sigma_0$  – tensiunea inițială;

$r = 0,2/50 = 4 \cdot 10^{-3}$  – raportul maselor (doză/ciocan);

$c/l = 5000/0,08 = 62500 \text{ s}^{-1}$  – inversul timpului necesar parcurgerii lungimii dozei de către unda de șoc.

Dacă luăm ca referință ecartul de timp necesar parcurgerii dozei de către unda de șoc, putem aprecia diferența dintre tensiunea teoretică și cea real măsurată, prin următorii parametri:

- Coeficientul de amortizare a undei de șoc:

$$c = \frac{\sigma_t - \sigma_r}{\sigma_t} \cdot 100 \text{ [%]} \quad (5.69.)$$

- Amortizarea absolută:

$$\Delta\sigma = \sigma_t - \sigma_r \text{ [MPa]}. \quad (5.70.)$$

În figura 5.136. se prezintă variația celor doi parametri funcție de tensiunea inițială.

Corelând rezultatele se obțin următoarele expresii:

$$c = 20,894 \cdot \sigma_0^{-1,0138} \quad (5.71.)$$

$$R^2 = 1$$

$$\Delta\sigma = 20 - 0,004 \cdot \sigma_0 \quad (5.72.)$$

$$R^2 = 1$$

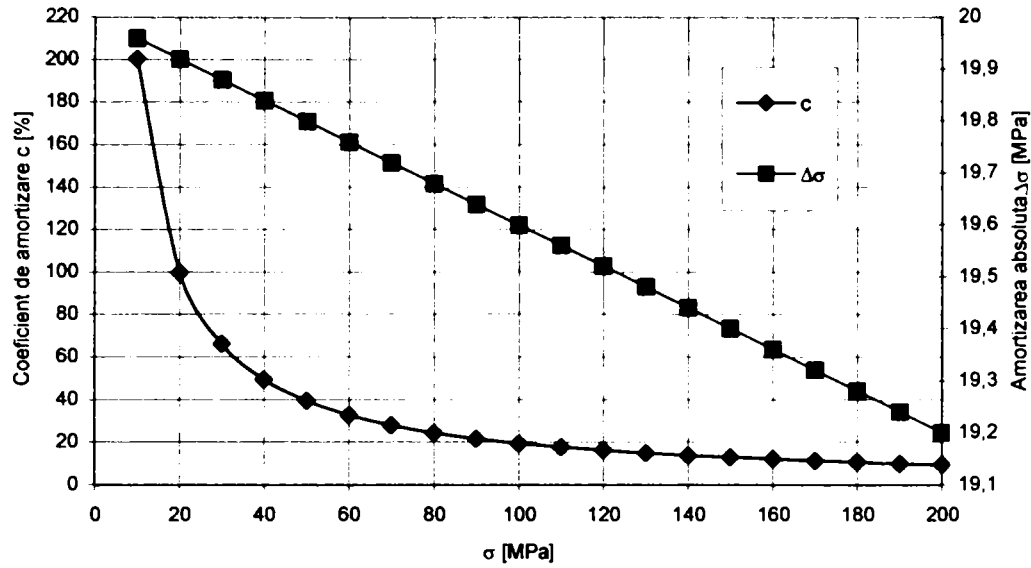


Figura 5.136. Variația coeficienților de amortizare a undei de șoc.

Amintind că analiza s-a făcut doar pentru parcurgerea unui puls energetic de-a lungul barei, se remarcă valorile mari ale amortizării undei de șoc, precum și creșterea amortizării cu scăderea valorii pulsului inițial de tensiune.

O altă analiză realizată la acest paragraf este una de mecanica ruperii în regim dinamic. Analiza a pornit de la relația lui Bruckner, [20]:

$$K_1 = \frac{F\sqrt{\pi}}{R^{3/2}} \cdot \left( 0,608 \frac{R}{r} - 0,448 \right) \quad (5.73.)$$

unde:  $F$  – forța dinamică;  
 $R$  – raza probei;  
 $r$  – raza la baza creștăturii.

Variațiile forțelor înregistrate la solicitarea la tracțiune dinamică a probelor din OLC45 prevăzute cu creștătură sunt prezentate în Anexa4B.

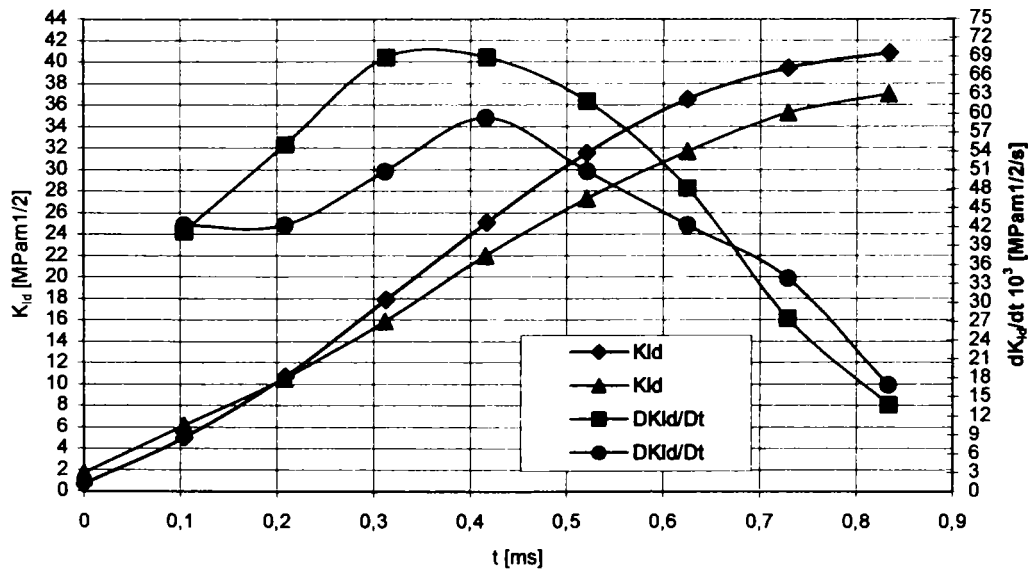


Figura 5.137. Variația factorului dinamic de intensitate a tensiunii, și a derivatei în timp a acestuia pentru OLC45.



În figura 5.137. avem variația în timp factorului dinamic de intensitate a tensiunii dată de relația 5.73. precum și viteza de creștere a acestuia. Din figură se poate stabili valoarea critică a factorului de intensitate a tensiunii, obținem astfel:

$$K_{ldc} = 37...41 \text{ MPa}\sqrt{m}. \quad (5.74.)$$

Valorile determinate astfel corelează exact valoarea factorului critic determinat de autor în paragraful 5.4.1.4. pentru o solicitare de energie până la 100 J, vezi figura 5.111.

### 5.4.2.3. Concluzii

Concluziile analizei anterioare sunt:

1. Influența vitezei de solicitare asupra alungirii remanente și găturii, pentru oțelurile OLC15 și respectiv OLC45, figura 5.138.

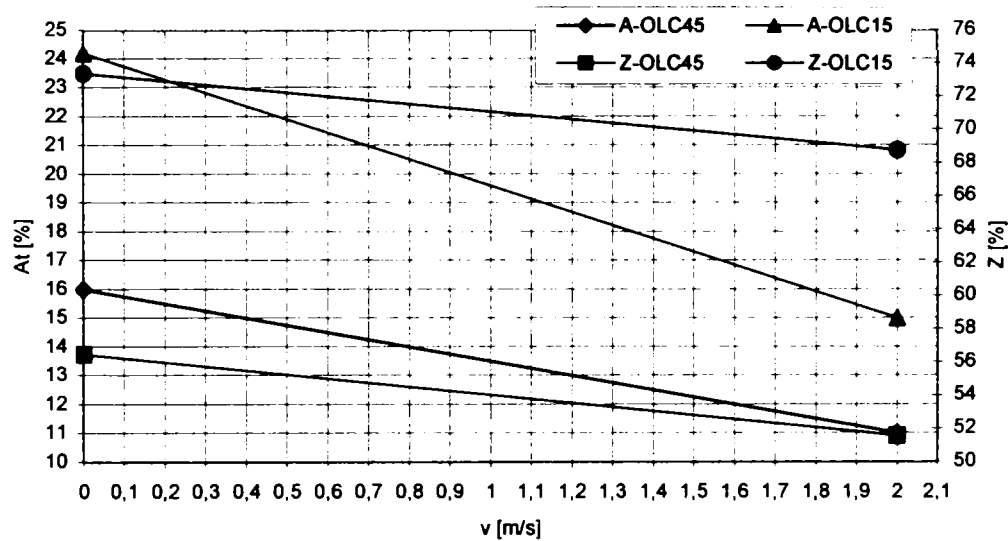
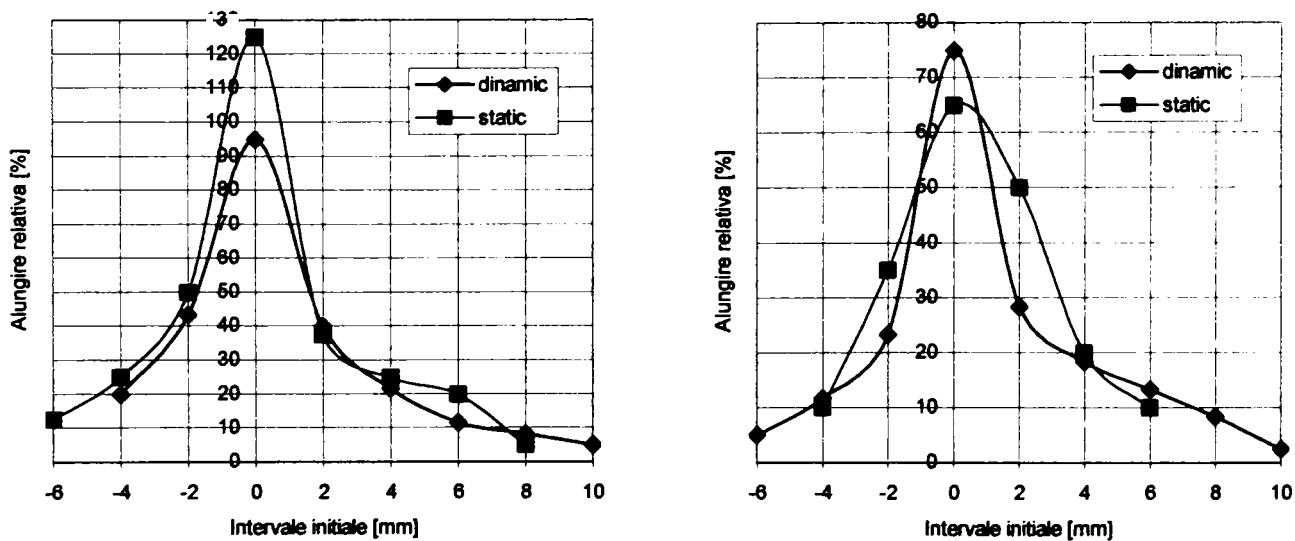


Figura 5.138. Estimarea influenței vitezei de solicitare asupra alungirii remanente și găturii.

2. Influența vitezei de solicitare asupra repartiției deformațiilor specifice pentru OLC15 figura 5.139.a) și pentru OLC45 figura 5.139.b).



a) OLC15  
b) OLC45  
Figura 5.139. Influența vitezei de solicitare asupra repartiției deformațiilor specifice.

În ce privește alungirea și gătuirea se observă că acestea descresc cu viteza de solicitare, fapt ce se explică prin scăderea reacției materialului datorită șocului. În ce privește repartiția deformațiilor specifice rezultatele sunt contradictorii, dacă pentru OLC15 acestea, în regim dinamic, scad proporțional cu scăderea alungirii totale, pentru OLC45 valorile deformațiilor specifice în zona gătuirii cresc, în regim dinamic, cu scăderea alungirii totale.

3. Influența cementării asupra caracteristicii dinamice de tracțiune, figura 5.140.

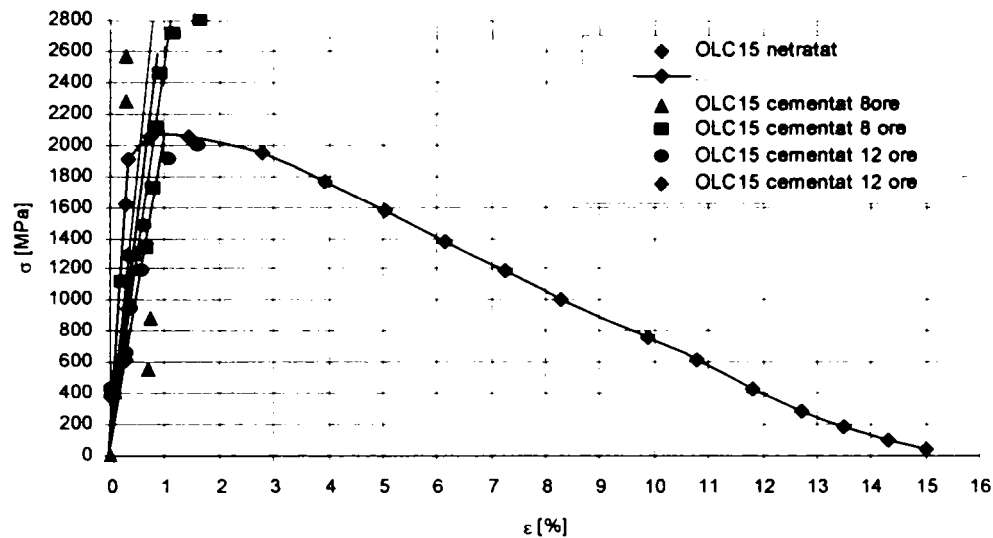


Figura 5.140. Estimarea influenței cementării asupra caracteristicii dinamice de tracțiune a oțelului OLC15.

4. Influența nitrurării asupra caracteristicii dinamice de tracțiune, figura 5.141.

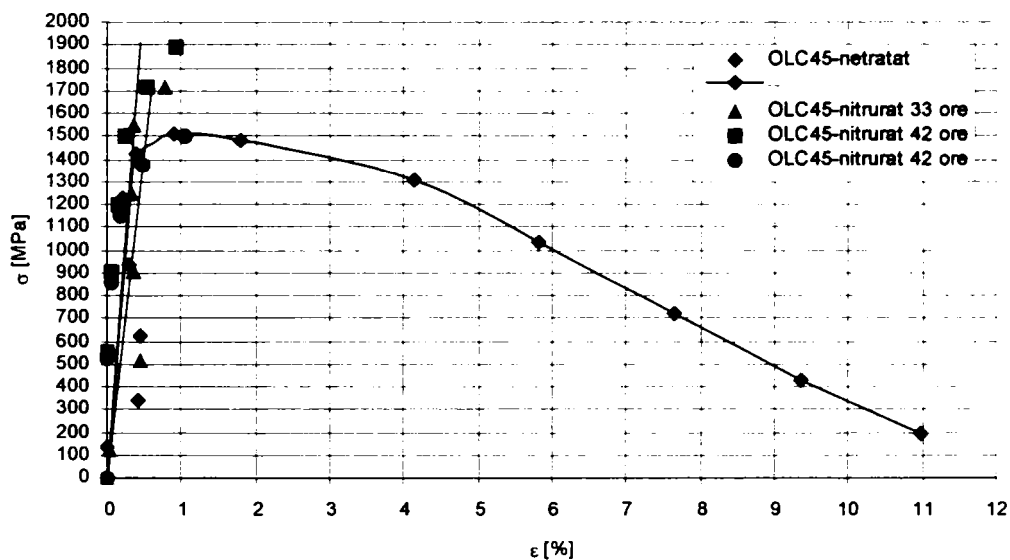


Figura 5.141. Estimarea influenței nitrurării asupra caracteristicii dinamice de tracțiune a oțelului OLC45.

O concluzie importantă o reprezintă creșterea rezistenței mecanice la probele tratate, dacă din acest punct de vedere cementarea a indus o creștere a rezistenței mecanice și în regim static nitrurarea determină, în regim static o scădere a rezistenței mecanice. Astfel putem aprecia influența benefică a tratamentelor de cementare și nitrurare asupra comportamentului la șocuri a oțelurilor carbon.

Următoarea concluzie evidențiază mărimea influenței cementării și nitrurării asupra comportamentului la șoc longitudinal al oțelurilor carbon OLC15 și respectiv OLC45.

5. Influența tratamentului termochimic asupra rezistenței mecanice la solicitarea cu șoc longitudinal, figura 5.142. și 5.143.:

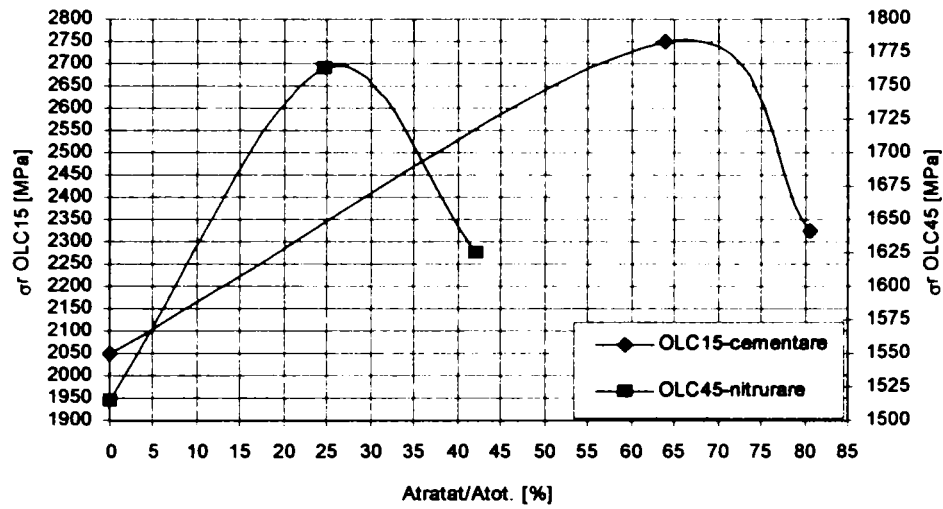


Figura 5.142. Influența tratamentului termochimic asupra  $\sigma_{dynamic}$

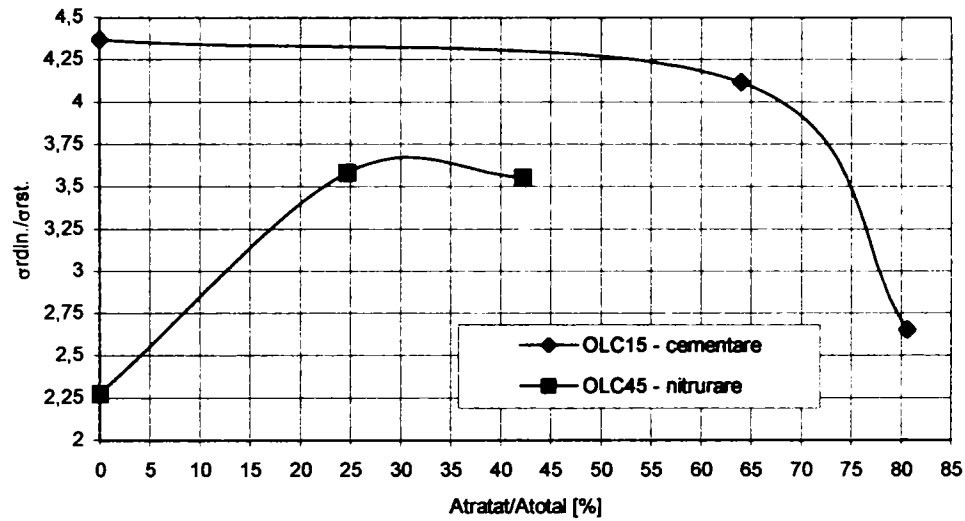


Figura 5.143. Influența tratamentului termochimic asupra  $\sigma_{dynamic}/\sigma_{static}$

6. Influența solicitării dinamice asupra caracteristicii de tracțiune, figura 5.144. – OLC15 și figura 5.145. – OLC45:

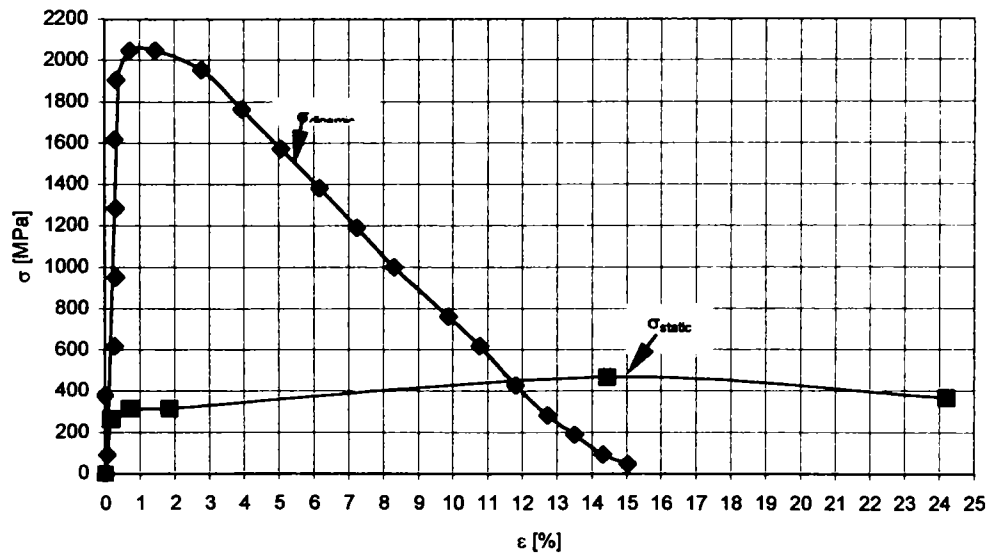


Figura 5.144. Caracteristica de tracțiune – OLC15 (dinamic și static).

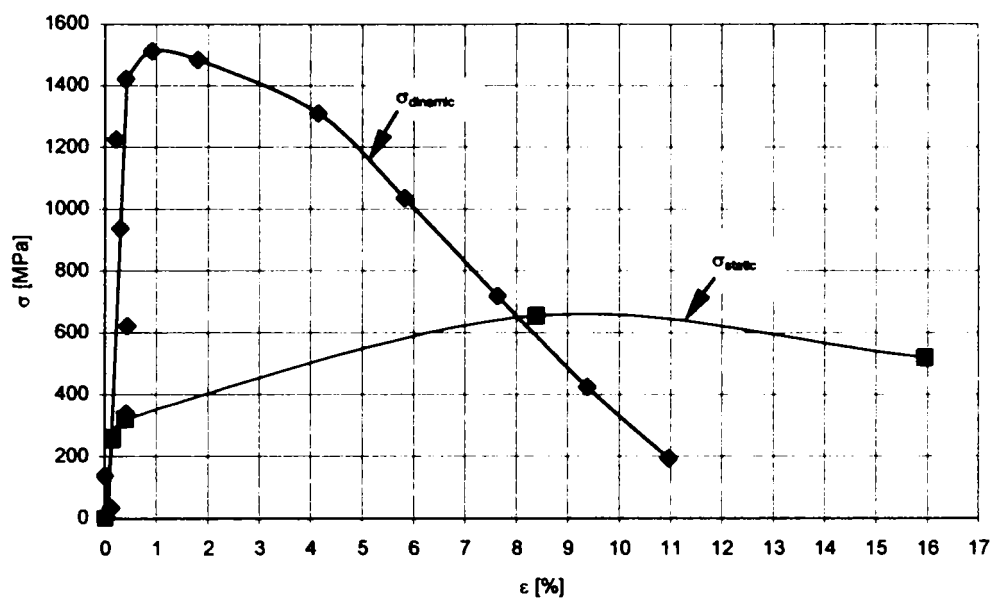


Figura 5.145. Caracteristica de tracțiune – OLC45 (dinamic și static).

## CONTRIBUȚII PRIVIND STUDIUL DURABILITĂȚII ROȚILOR DINȚATE

### 6.1. Generalități

Roțile dințate sunt organe de mașini care au la periferia lor dinți dispuși în mod regulat pe suprafețe teoretice numite suprafețe de rostogolire [19, 24, 53, 72].

Calculul de rezistență al roților dințate trebuie să pornească de la cauzele care pot provoca distrugerii. Acestea pot fi grupate astfel:

- Cauze care duc la degradarea flancurilor dinților datorită solicitării de contact (pitting, gripare, brinelare, exfoliere, coroziune, etc.);
- Cauze care duc la ruperea dinților datorită încovoierii la baza dintelui.

Lucrarea analizează influența cementării și nitrurării asupra rezistenței la încovoiere a dintelui precum și un studiu comparativ al durabilității luând în considerare oboseala cu șocuri.

### 6.2. Influența tratamentului termochimic asupra rezistenței la încovoiere

Calculul la încovoiere a roților dințate are la bază câteva ipoteze simplificatorii:

- Forța normală de valoare  $F_n/\varepsilon$  este aplicată în vârful dintelui;
- Calculul ia în considerare doar tensiunea de încovoiere în secțiunea de la baza dintelui;
- Secțiunea periculoasă de la baza dintelui se definește prin punctele de tangență la profilul de racordare a piciorului dintelui ale unor drepte înclinate cu  $30^\circ$  față de axa dintelui, figura 6.1.

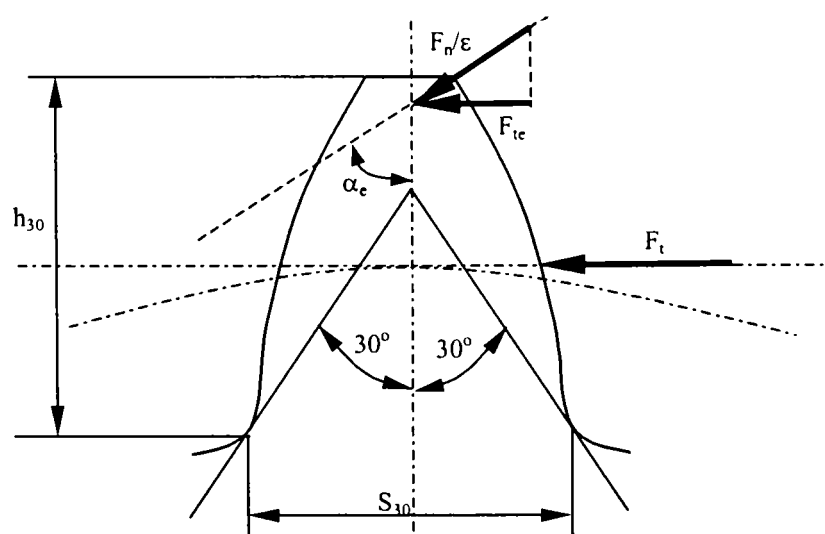


Figura 6.1. Schema de calcul la încovoiere.

Tensiunea de încovoiere în secțiunea de la baza dintelui va fi dat de componenta  $F_{te} = \frac{F_n}{\varepsilon} \cdot \cos \alpha_e$ , a forței normale ce revine pe dinte.

Astfel tensiunea maximă de la baza dintelui va avea relația:

$$\sigma_i = \frac{M_i}{W} = \frac{F_{te} \cdot h_{30}}{S_{30}^2 \cdot B} = \frac{F_n \cdot \cos \alpha_e \cdot h_{30}}{\varepsilon \cdot \frac{S_{30}^2 \cdot B}{6}} \quad (6.1.)$$

unde:

$\alpha_e$  – unghiul de presiune corespunzător punctului de aplicare a forței în vârful dintelui;

$\varepsilon$  – gradul de acoperire;

$h_{30}$  – brațul forței  $F_{te}$ ;

$S_{30}$  – grosimea dintelui în zona periculoasă;

$B$  – lățimea dintelui.

Cum forța tangențială calculată în polul angrenării are relația:

$$F_t = F_n \cdot \cos \alpha \quad (6.2.)$$

unde:

$F_n$  – forța normală;

$\alpha$  – unghiul de angrenare.

Obținem, din relațiile 6.1. și 6.2.:

$$\sigma_i = \frac{F_t}{B \cdot m} \cdot \frac{1}{\varepsilon} \cdot \frac{6 \frac{h_{30}}{m} \cdot \cos \alpha_e}{\left(\frac{S_{30}}{m}\right)^2 \cdot \cos \alpha} \quad (6.3.)$$

$\downarrow \qquad \downarrow$   
 $Y_\varepsilon \qquad Y_F$

unde:

$m$  – modulul;

$Y_\varepsilon = \frac{1}{\varepsilon}$  – coeficientul gradului de acoperire ( $\leq 1$ );

$Y_F = \frac{6 \frac{h_{30}}{m} \cdot \cos \alpha_e}{\left(\frac{S_{30}}{m}\right)^2 \cdot \cos \alpha}$  - coeficientul de formă al dintelui ( $2 < Y_F \leq 3,5$ ).

Astfel relația de dimensionare devine:

$$\sigma_i = \frac{F_t}{B \cdot m} \cdot Y_\varepsilon \cdot Y_F \leq \sigma_a \quad (6.4.)$$

Relație care se mai amendează cu un coeficient de forță  $C_F$  ce ține seama de exploatare, de dinamicitatea solicitărilor și de repartitia sarcinii în plan frontal.

Rezistența admisibilă  $\sigma_a$  se poate aprecia cu relația:

$$\sigma_a = \frac{2\sigma_{-1}}{C_S \cdot \left( K_\sigma + \frac{\sigma_{-1}}{\sigma_r} \right)} \quad (6.5.)$$

unde:

$C_S$  – coeficient de siguranță pentru solicitarea de încovoiere ( $C_S = 1,5 \dots 4$ );

$K_\sigma$  – coeficientul concentratorului de tensiune ( $K_\sigma = 1 \dots 1,8$ );

$\sigma_{-1} \cong 0,5 \dots 0,6 \sigma_r$  – limita la oboseală;

$\sigma_r$  – rezistența la rupere.

Dacă acceptăm rezultatele experimentale obținute de autor, figurile 5.42. și 5.43., privind influența tratamentului asupra rezistenței mecanice, putem stabili un criteriu de dimensionare și anume variația limită maximă a termenului  $F_t/(Bm)$  cu adâncimea de tratament, figura 6.2, precum și dependența acestor rezultate de recomandările ISO în domeniu [85], și anume adâncimea de cementare să fie de circa  $(0,1 \dots 0,2)m_n$  ( $m_n$  - modul normal) și adâncimea de nitrurare să fie de circa  $(0,4 \dots 0,6)$  mm.

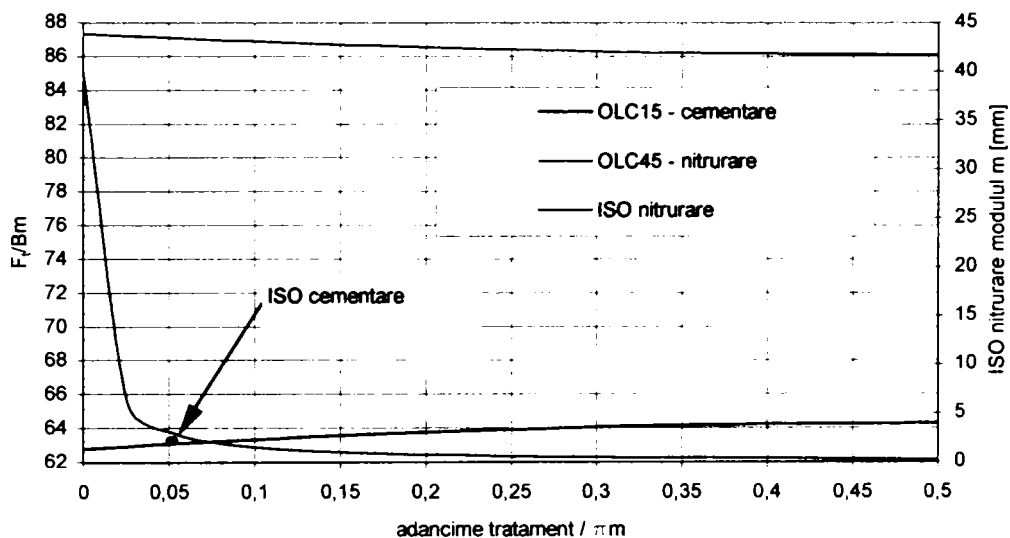


Figura 6.2. Dimensionarea tratamentului din considerente de rezistență la încovoiere.

### 6.3. Solicitarea prin șoc a roților dințate

Angrenajele cu roți dințate pot suferii, ca regim normal de funcționare sau ca suprasarcini, solicitări prin șoc.

Fenomenul este cu atât mai complex cu cât solicitarea dinamică poate apărea oriunde pe linia de angrenare precum și datorită formei relativ complexă a profilului dintelui.

În analiza următoare autorul face câteva ipoteze simplificatoare:

- profilul dintelui este cel al cremalierii de referință;
- se analizează doar încovoierea cu șoc;
- șocul apare în polul angrenării.

În figura 6.3. se prezintă schema de calcul a solicitării de șoc la încovoiere.

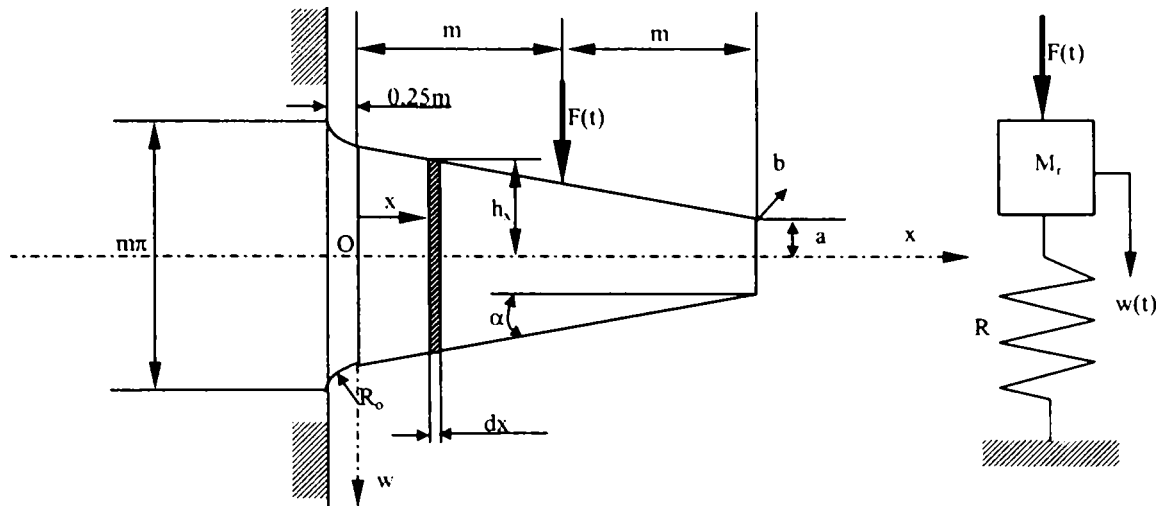


Figura 6.3. Schema de calcul la încovoiere cu șoc.

Din considerente geometrice obținem:

$$a = m \cdot \left( \frac{\pi}{4} - \operatorname{tg} \alpha \right) \quad (6.6)$$

$$h_x = m \frac{\pi}{4} + (m - x) \operatorname{tg} \alpha$$

Prima etapă este de determinare a săgeții statice, astfel, considerând dintele ca o grindă încastrată în O, ecuația diferențială a fibrei medii deformate este:

$$\frac{d^2 w}{dx^2} = \frac{F(m-x)}{E \cdot I_z} = \frac{3F}{2E \cdot b} \cdot \frac{m-x}{\left( m \frac{\pi}{4} + (m-x) \operatorname{tg} \alpha \right)^3}. \quad (6.7)$$

Atunci rotirea și săgeata vor avea expresiile:

$$\varphi = \frac{dw}{dx} = \frac{3F}{2E \cdot b} \int \frac{m-x}{\left( m \frac{\pi}{4} + (m-x) \operatorname{tg} \alpha \right)^3} \cdot dx + C_1 \quad (6.8)$$

$$w = \frac{3F}{2E \cdot b} \iint \frac{m-x}{\left( m \frac{\pi}{4} + (m-x) \operatorname{tg} \alpha \right)^3} \cdot dx \cdot dx + C_1 \cdot x + C_2$$

unde  $C_1$  și  $C_2$  sunt constante de integrare, ce se determină din condiții la limită, și anume pentru  $x = 0$  avem  $\varphi = 0$  și  $w = 0$ .

Facem schimbarea de variabilă  $x = my$  și integrând relația rotirii obținem:

$$\varphi = \frac{3F}{2E \cdot m \cdot b} \cdot \frac{2}{\operatorname{tg}^2 \alpha} \cdot \left[ \frac{2B + \pi}{B^2} - \frac{8 \operatorname{tg} \alpha + \pi}{(4 \operatorname{tg} \alpha + \pi)^2} \right] \quad (6.9)$$

unde:  $B = \pi - 4 \operatorname{tg} \alpha \cdot (y - 1)$ .



Pentru determinarea săgeții facem schimbarea de variabilă în  $B$ , și prin integrare obținem în final:

$$w = -\frac{3F}{2E \cdot b} \left[ \frac{1}{2tg^3\alpha} \cdot \left( \frac{\pi}{4tg\alpha(y-1) - \pi} + 2 \ln(\pi - 4tg\alpha(y-1)) \right) + \frac{2}{tg^2\alpha} \cdot \frac{8tg\alpha + \pi}{(4tg\alpha + \pi)^2} \cdot y - \right. \\ \left. - \frac{1}{2tg^3\alpha} \cdot \left( -\frac{\pi}{4tg\alpha + \pi} + 2 \ln(4tg\alpha + \pi) \right) \right] \quad (6.10.)$$

Să considerăm acum sistemul echivalent de analiză la solicitare prin șoc, atunci rigiditatea sistemului este:

$$R = \frac{F}{w\left(\frac{x}{m} = 1\right)} = \frac{2E \cdot b}{-3 \left( \frac{1}{2tg^3\alpha} (\ln\pi - 1) + \frac{2}{tg^2\alpha} \cdot \frac{8tg\alpha + \pi}{(4tg\alpha + \pi)^2} - \frac{1}{2tg^3\alpha} \left( 2 \ln(4tg\alpha + \pi) - \frac{\pi}{4tg\alpha + \pi} \right) \right)} \quad (6.11)$$

Pentru roți dințate cu dinți dreți  $\alpha = 20^\circ$ , atunci:

$$R = 0,035596 \cdot E \cdot b \quad (6.12.)$$

În continuare se va determina masa redusă a dintelui.

Viteza cu care se produce încovoierea este:

$$v_x = \frac{dw}{dt} = -\frac{3F}{2E \cdot b \cdot m^2} \cdot \frac{2}{tg^2\alpha} \left( \frac{8tg\alpha \cdot (y-1) - \pi}{(4tg\alpha \cdot (y-1) - \pi)^2} + \frac{8tg\alpha + \pi}{(4tg\alpha + \pi)^2} \right) \cdot \frac{dx}{dt} \quad (6.13.)$$

Dacă ignorăm inerția dintelui putem accepta că  $\frac{dx}{dt}$  este constant, atunci din condiția la

limită  $\frac{dw\left(\frac{x}{m} = 1\right)}{dt} = v$  obținem valoarea  $\frac{dx}{dt}$ , și în acest caz viteza de încovoiere are expresia:

$$v_x = \frac{dw}{dt} = v \cdot m \cdot \frac{-\frac{8tg\alpha \cdot (y-1) - \pi}{(4tg\alpha \cdot (y-1) - \pi)^2} - \frac{8tg\alpha + \pi}{(4tg\alpha + \pi)^2}}{\frac{1}{\pi} - \frac{8tg\alpha + \pi}{(4tg\alpha + \pi)^2}} \quad (6.14.)$$

Astfel relația care ne oferă valoarea masei reduse, conform legii de conservare a energiei totale, este:

$$M_r \cdot v^2 = \int_0^{2m} v_x^2 \cdot dM = \int_0^{2m} v_x^2 \cdot \rho \cdot 2h_x \cdot b \cdot dx \quad (6.15.)$$

Rezolvarea integralei s-a efectuat cu ajutorul programului Maple, expresia finală fiind una foarte complexă, și ca atare greu utilizabilă, numeric s-a obținut pentru  $\alpha = 20^\circ$  valoarea:

$$M_r = 0,70318 \cdot M \quad (6.16.)$$

Acum putem scrie ecuațiile de oscilație liberă a sistemului echivalent:

$$\ddot{w}(t) \cdot M_r + w(t) \cdot R = 0. \quad (6.17.)$$

Soluțiile ecuației 6.17. sunt de forma:

$$w(t) = A_1 \cdot \sin(\omega \cdot t) + A_2 \cdot \cos(\omega \cdot t) \quad (6.18.)$$

unde:  $\omega = \sqrt{\frac{R}{M_r}}$  - pulsația proprie a sistemului;

$A_1, A_2$  - constante de integrare și se obțin din condițiile inițiale:

$$\begin{aligned} w(0) = w_{\max} \Rightarrow A_2 = \frac{F}{R} \quad \text{și} \quad \dot{w}(0) = 0 \Rightarrow A_1 = 0 \quad \text{sau} \\ \dot{w}(0) = v \Rightarrow A_1 = v \sqrt{\frac{M_r}{R}} \quad \text{și} \quad w(0) = 0 \Rightarrow A_2 = 0 \end{aligned} \quad (6.19.)$$

După cum s-a prezentat în paragraful 3.2.3. ecuația ce definește oscilația pe întreaga lungime a dintelui are expresia:

$$\begin{aligned} w(x,t) &= f(x) \cdot g(t) \\ g(t) &= A_1 \cdot \sin(\omega \cdot t) + A_2 \cdot \cos(\omega \cdot t) \\ f(x) &= C_1 \cdot \sin\left(\sqrt{\frac{\omega}{a}} \cdot x\right) + C_2 \cdot \cos\left(\sqrt{\frac{\omega}{a}} \cdot x\right) + C_3 \cdot e^{\left(\sqrt{\frac{\omega}{a}} \cdot x\right)} + C_4 \cdot e^{-\left(\sqrt{\frac{\omega}{a}} \cdot x\right)} \end{aligned} \quad (6.20.)$$

Constantele de integrare  $C_i$  se determină din condiții la limită, și anume:

- $f(0) = 0$  - săgeata este nulă în încastrare;
- $\frac{\partial f}{\partial x}(0) = 0$  - rotirea este nulă în încastrare;
- $f(m) = 1$  - săgeata în polul angrenării este definită de  $g(t)$ ;
- $\frac{\partial^2 f}{\partial x^2}(2m) = 0$  - momentul încovoietor este nul în capătul liber.

Astfel obținem pentru constantele de integrare următoarele valori:

$$\begin{aligned} C_1 &= \frac{\cos(2\beta) + sh(2\beta)}{(\cos(2\beta) + sh(2\beta)) \cdot (\sin \beta - ch\beta) - (\sin(2\beta) + ch(2\beta)) \cdot (\cos \beta - sh\beta)} \\ C_2 &= \frac{-\sin(2\beta) - ch(2\beta)}{(\cos(2\beta) + sh(2\beta)) \cdot (\sin \beta - ch\beta) - (\sin(2\beta) + ch(2\beta)) \cdot (\cos \beta - sh\beta)} \\ C_3 &= -\frac{1}{2} \cdot \frac{(\cos(2\beta) + sh(2\beta)) - (\sin(2\beta) + ch(2\beta))}{(\cos(2\beta) + sh(2\beta)) \cdot (\sin \beta - ch\beta) - (\sin(2\beta) + ch(2\beta)) \cdot (\cos \beta - sh\beta)} \\ C_4 &= \frac{1}{2} \cdot \frac{(\cos(2\beta) + sh(2\beta)) + (\sin(2\beta) + ch(2\beta))}{(\cos(2\beta) + sh(2\beta)) \cdot (\sin \beta - ch\beta) - (\sin(2\beta) + ch(2\beta)) \cdot (\cos \beta - sh\beta)} \end{aligned} \quad (6.21)$$

$$\text{unde: } \beta = m \sqrt{\frac{\omega}{a}}.$$

Dacă considerăm acum că în timpul funcționării unui angrenaj apare un puls energetic  $W$  într-o perioadă mică de timp. Influența acestui puls de șoc asupra unui dinte poate fi exprimată de relația 6.20., astfel din condițiile inițiale ale solicitării cu șoc se obțin singurele necunoscute din relația 6.20. și anume viteza  $v$  și săgeata maximă în  $x = m$ :

$$W = \frac{R \cdot w_{\max}^2}{2} = \frac{M_r \cdot v^2}{2}. \quad (6.22.)$$

Pentru exemplificare vom considera un dinte drept ce primește un puls de șoc de o anumită energie, roata dințată având următoarele caracteristici:  $m = 1$ ,  $k \cong 2m$ ,  $b = 3m$ ,  $c = 5000 \text{ m/s}$ ,  $\alpha = 20^\circ$ , atunci vibrația dintelui este dată de figura 6.4. și figura 6.5.

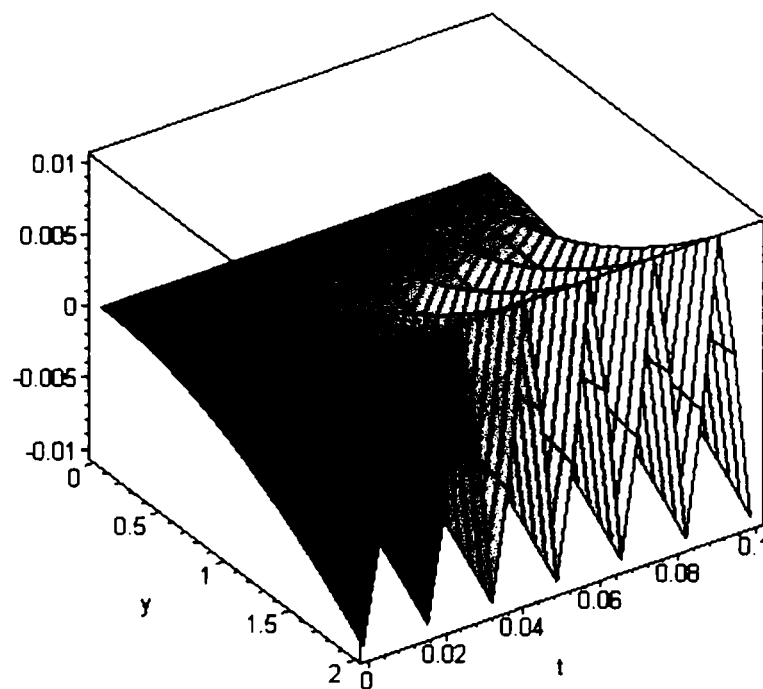


Figura 6.4. Vibrațiile libere ale unui dinte drept.

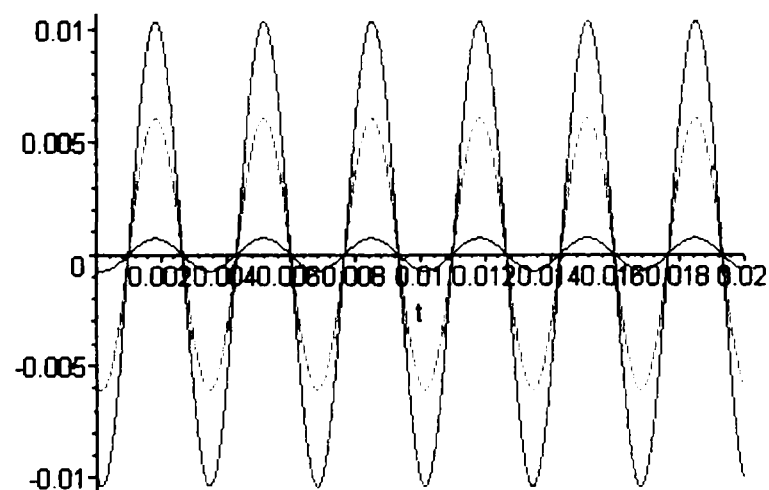


Figura 6.5. Vibrațiile secțiunilor  $y=2$ ,  $y=1,5$ ,  $y=1$  și  $y=0,5$ .

Tensiunea maximă ce apare în secțiunea care oscilează este dată de expresia:

$$\sigma_{\max} = \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \cdot h_x. \quad (6.23.)$$

Variația tensiunilor induse de vibrație sunt prezentate în figura 6.6.

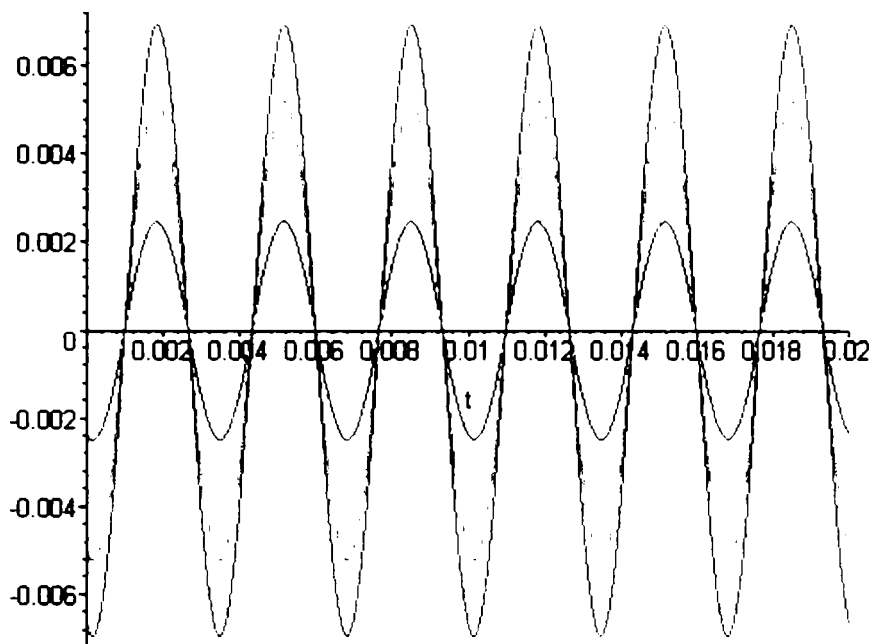


Figura 6.6. Variația tensiunii maxime în secțiunile  $y=0, y=0,5, y=1, y=1,5$ .

Evident zona cea mai solicitată este tot cea de la baza dintelui (figura 6.6.). Să stabilim acum valoarea efectivă a tensiunii induse de un șoc aplicat în polul angrenării, astfel tensiunea maximă la baza dintelui va avea expresia:

$$\sigma = \frac{M}{I_z} \cdot h_0 = E \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial x^2}(0,t) \cdot h_0 = E \cdot m \cdot \left( \frac{\pi}{4} + \operatorname{tg} \alpha \right) \cdot \sqrt{\frac{2W}{R}} \cdot (C_3 + C_4 - C_2) \cdot \frac{\omega}{a}. \quad (6.24.)$$

Făcând calculele și înlocuind pe  $b$  cu  $\gamma m$  obținem:

$$\sigma_{\max} = 22,36 \cdot \sqrt{\frac{W}{\gamma \cdot m}}. \quad (6.25.)$$

Expresia 6.25. ne oferă valoarea tensiunii maxime a unui dinte drept de modul  $m$  și grosime  $\gamma m$  solicitat la un șoc de valoare energetică  $W$ .

Se observă că tensiunea este direct proporțională cu viteza solicitării ( $W \sim v^2$ ).

De altfel putem exprima energia funcție de variația vitezei unghiulare a roții antrenante din angrenaj, astfel:

$$W = \frac{1}{2} \cdot J \cdot \dot{\theta}^2 = \frac{1}{2} \cdot J \cdot \frac{v^2}{\left( \frac{D_d}{2} \right)^2} \quad (6.26.)$$

unde:  $J$  – momentul de inerție polar al roții antrenante;

$D_d$  – diametrul de divizare al acesteia.

În figura 6.7. se prezintă variația tensiunii maxime de la baza dintelui, pentru diferite module, funcție de energia de impact, pentru un coeficient  $\gamma = 9$ .

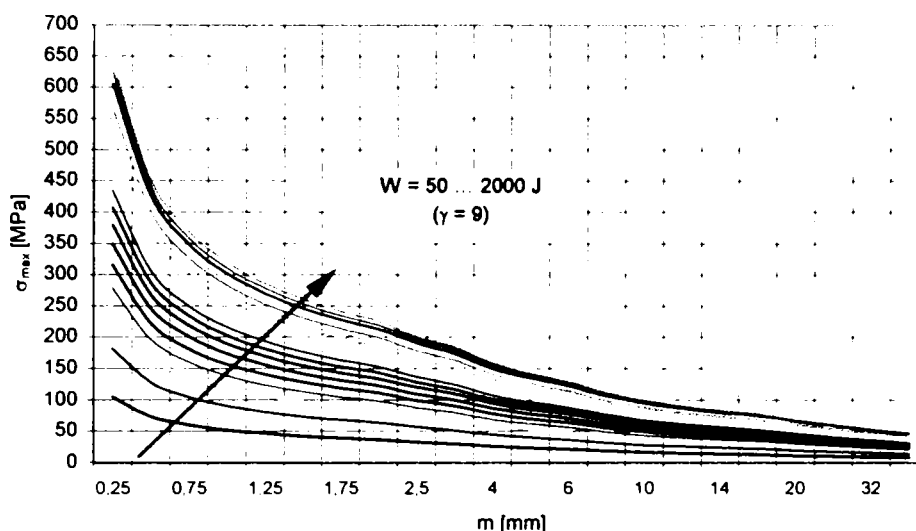


Figura 6.7. Variația tensiunii maxime dinamice de la baza dintelui.

În ce privește dimensionarea la oboseală cu șocuri putem aprecia o tensiune admisibilă ca fiind rezistența la încovoiere cu șocuri pentru solicitarea după un ciclu pulsator la  $N = 10^7$  cicluri.

Dacă acceptăm acum estimarea durabilității la șocuri cu amplitudine constantă obținută de autor, relația 5.20., obținută experimental, putem defini o energie admisibilă:

$$W_{adm} = \frac{W_K}{10^7} + \frac{10^7 - 1}{10^7} \cdot W_0 \cong 10^{-7} \cdot W_K + W_0 \cong W_0 \quad (6.27.)$$

unde:  $W_0$  – a fost definit de autor ca și prag energetic;

$W_K$  – energia consumată pentru ruperea dintr-o singură lovitură.

Atunci tensiunea admisibilă la solicitării prin șocuri devine:

$$\sigma_{adm} = 22,36 \cdot \sqrt{\frac{W_0}{\gamma \cdot m}} \quad (6.28.)$$

Valorile pentru pragul energetic estimate experimental sunt prezentate în tabelele 5.3. și 5.4., astfel, acceptând valorile medii obținem:

$$\begin{aligned} W_0 &= 1,463 && OLC15 \\ W_0 &= 1,599 && OLC15 \text{ cementat } 6ore \\ W_0 &= 1,499 && OLC15 \text{ cementat } 8ore \\ W_0 &= 1,383 && OLC15 \text{ cementat } 12ore \end{aligned} \quad (6.29.)$$

Corelând aceste valori cu adâncimea de cementare obținem influența cementării asupra variației pragului energetic:

$$\begin{aligned} W_0 &= 1,46368 + 2,43134 \cdot \frac{A_{cem}}{A_{tot}} - 5,95352 \cdot \left( \frac{A_{cem}}{A_{tot}} \right)^2 \\ R^2 &= 0,89921794 \end{aligned} \quad (6.30.)$$

Din relațiile 6.28. și 6.30. putem obține variația tensiunii admisibile la solicitării cu șoc cu adâncimea de cementare pentru oțelul OLC15, figura 6.8., pentru diferite module și  $\gamma = 9$ .

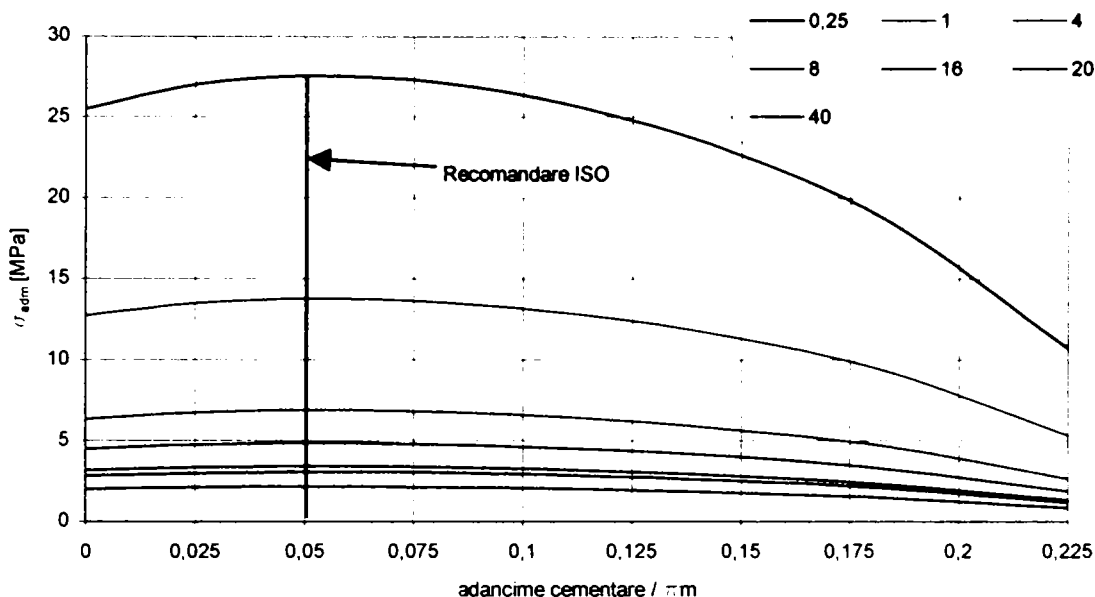


Figura 6.8. Variația tensiunii admisibile la șocuri cu adâncimea de cementare pentru OLC15.

Se observă că comportamentul cel mai bun la șocuri îl reprezintă un raport al cementării de circa  $0,05\pi$  conform cu recomandările ISO.

O observație importantă o reprezintă de asemenea valoarea mică a tensiunii admisibile în cazul solicitărilor cu șoc.

#### 6.4. Analiza durabilității roților dințate din considerente de mecanica ruperii

În această analiză acceptăm forma simplificată a dintelui, figura 6.3., și se stabilește modul cum o fisură inițiată în zona periculoasă (baza dintelui) se propagă în material și conduce la distrugerea roții.

Analiza s-a realizat în baza anumitor ipoteze simplificatoare:

- se consideră doar forța tangențială ca principal mod de solicitare;
- forța are punctul de aplicație în polul angrenării;
- analiza s-a realizat pe dintele cremalierii de referință.

În acest caz factorul de intensitate al tensiunii are expresia:

$$K = \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot f \cong \frac{F_t \cdot m}{b \cdot 8h_0^2} \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot f = \frac{3}{2,3} \cdot \frac{F_t}{b \cdot m} \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot f = 1,3 \cdot \frac{F_t}{\gamma \cdot m^2} \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot f \quad (6.31.)$$

Pentru determinarea funcției de influență a formei dintelui,  $f$ , se recurge la simulare utilizând programele Casca și Franck2D/L, figura 6.9. și 6.10.

Astfel după analiza realizată în Franck2D/L se obține pentru funcția de influență a geometriei probei următoarea expresie, figura 6.11:

$$f\left(\frac{a}{m}\right) = 0,991 + 26,906 \cdot \left(\frac{a}{m}\right) - 382,426 \cdot \left(\frac{a}{m}\right)^2 + 2334,187 \cdot \left(\frac{a}{m}\right)^3 - 7480,208 \cdot \left(\frac{a}{m}\right)^4 + \\ + 13186,427 \cdot \left(\frac{a}{m}\right)^5 - 12067,483 \cdot \left(\frac{a}{m}\right)^6 + 4496,95 \cdot \left(\frac{a}{m}\right)^7 \quad R^2 = 0,9998134253 \quad (6.32)$$

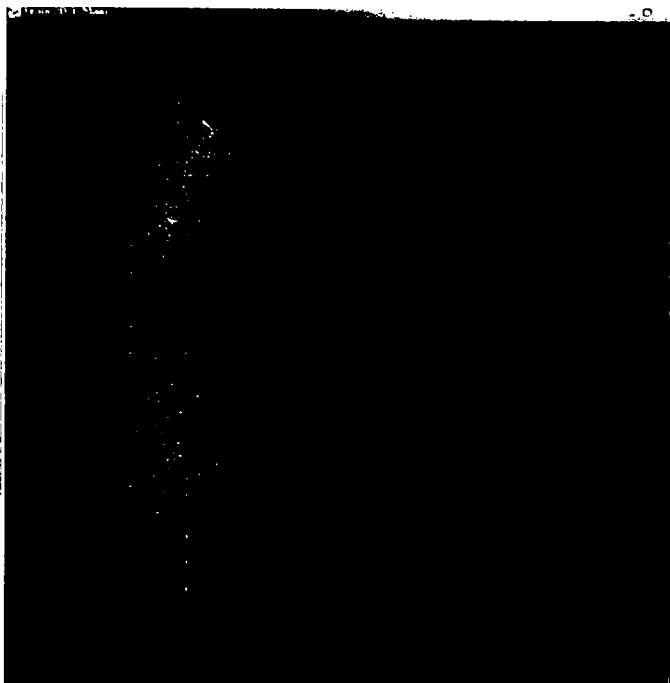


Figura 6.9. Discretizarea și propagarea fisurii.



Figura 6.10. Starea de tensiune de la vârful fisurii.

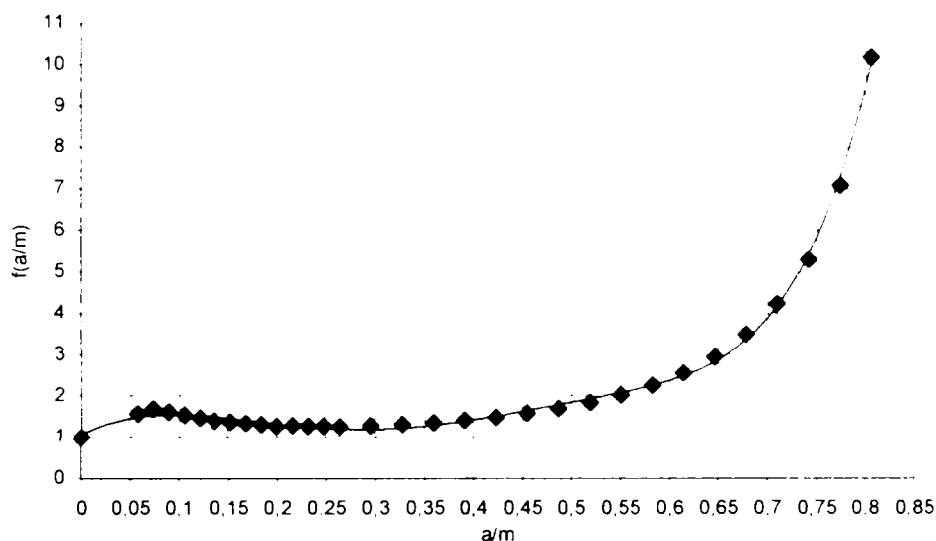


Figura 6.11. Variația funcției  $f(a/m)$  cu lungimea fisurii.

O interesantă observație este oferită de direcția de propagare, simulată, a fisurii similară cu observații experimentale.

Dacă acum acceptăm dependența dintre adâncimea de tratament și factorul static critic de intensitate al tensiunii, figura 5.112. putem dimensiona din considerente de mecanica ruperii tratamentul prescris și modulul necesar în cazul unei solicitări date, astfel forța limită în cazul existenței unei fisurii este:

$$\frac{F_t}{\gamma \cdot m^2} \leq \frac{K_{cr} \left( \frac{A_{tratat}}{A_{total}} \right)}{1.3 \cdot \sqrt{\pi \cdot \frac{a}{m}} \cdot f\left(\frac{a}{m}\right)} \quad (6.33.)$$

Această variație limită, pentru diferite rapoarte  $a/m$ , este prezentată pentru OLC15 + cementare în figura 6.12. și pentru OLC45 + niturare în figura 6.13.

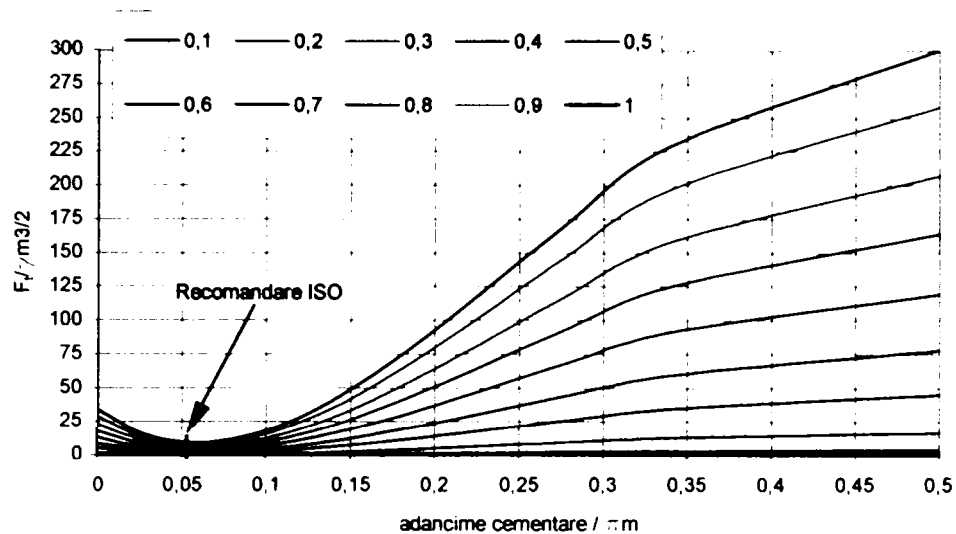


Figura 6.12. Influența cimentării asupra forței limită în cazul existenței unei fisurii.

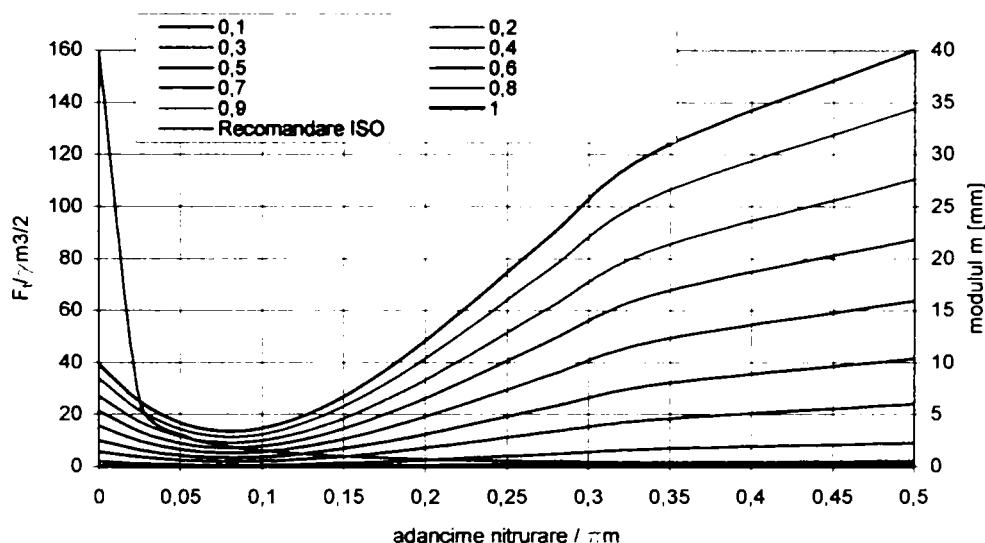


Figura 6.13. Influența nitrurării asupra forței limită în cazul existenței unei fisurii.

O interesantă observație o prezintă disconcordanța dintre influența cimentării asupra rezistenței la șoc și respectiv influența acesteia asupra rezistenței la propagarea unei fisurii existente, astfel dacă din considerente de șoc un raport al „adâncimii de tratament / modul” de  $0,05\pi$  oferă o rezistență maximă același raport din considerente de mecanica ruperii este cel mai dezavantajos.

Se analizează în continuare influența tratamentelor de cimentare și nitrurare asupra comportamentului la oboseală a unei roți dințate în prezența unei fisurii la baza dintelui [71].

Un factor important în analiză îl reprezintă fenomenul de închidere a fisurii datorat tensiunilor remanente induse de tratament.

Pentru a exprima dependența dintre numărul de cicluri, din momentul inițierii unei fisurii de oboseală, și lungimea fisurii se vor utiliza legiile definite de Paris și Colliepriest [44].

Legea lui Paris, luând în considerare închiderea fisurii, este definită de:

$$\frac{da}{dN} = C_p \cdot (\Delta K_{eff,c})^{n_p} \tag{6.34.}$$

unde:  $C_p$ ,  $n_p$  – constante de materiale [10,110];



$\Delta K_{eff.c}$  – variația efectivă a factorului de intensitate a tensiunii, care ia în considerare fenomenul de închidere a fisurii:

$$\Delta K_{eff.c} = U_p \cdot \Delta K_{eff} \quad (6.35.)$$

în care: -  $U_p$  – coeficient de corecție, depinde de material, și pentru un oțel similar este [110]:

$$U_p = 0,82 + 0,16R_{eff}; \quad (6.36.)$$

-  $K_{eff}$  – reprezintă valoarea efectivă a factorului critic de intensitate a tensiunii și este dat de relația:

$$K_{eff} = K_a + K_r; \quad (6.37.)$$

- $K_a$  – factorul de intensitate a tensiunii datorat încărcării efective de la baza dintelui;
- $K_r$  – factorul de intensitate a tensiunii datorat tensiunilor remanente;
- $R_{eff}$  – gradul de asimetrie al ciclului de solicitare:

$$R_{eff} = \frac{K_{eff}^{min}}{K_{eff}^{max}} = \frac{K_r}{K_a + K_r}. \quad (6.38.)$$

Legea lui Collepriest este definită de:

$$\frac{da}{dN} = C_c \cdot (K_{lc} \cdot \Delta K_{th})^{n_c/2} \cdot e^{\left\{ \ln\left(\frac{K_{lc}}{\Delta K_{th}}\right) \cdot ath \left[ \frac{\ln\left(\frac{\Delta K_{eff.c}^2}{(1-R_{eff})K_{lc} \cdot \Delta K_{th}}\right)}{\ln\left(\frac{(1-R_{eff})K_{lc}}{\Delta K_{th}}\right)} \right] \right\}} \quad (6.39.)$$

- în care:
- $C_c, n_c$  – constante de material [110];
  - $U_c = 1,02 + 0,2R_{eff}$  – coeficient de corecție [110];
  - parametrii  $K_{lc}$  și  $\Delta K_{th}$  sunt definiții funcție de duritatea, în HV, măsurată la suprafața materialului [93, 94, 98]:

$$\begin{aligned} \Delta K_{th} &= 2,45 + 3,41 \cdot 10^{-3} HV \\ K_{lc} &= 141 - 1,64 \cdot 10^{-1} HV \end{aligned} \quad (6.40.)$$

Analiza influenței tratamentelor de cementare și nitrurare asupra comportamentului roții dințate la oboseală în prezența unei fisurii s-a realizat pe un pinion de modul  $m = 2$  și  $\gamma = 9$ , acceptând (în baza analizei capitolului 1 al prezentei lucrării) o valoare medie a tensiunii remanente de circa  $-100MPa$  și tensiunea la baza dintelui datorită solicitării  $\sigma = \sigma^{-1} \cong \frac{\sigma_r}{2}$  adică  $250 MPa$  pentru OLC15 și  $350 MPa$  pentru OLC45.

În figurile 6.14. și 6.15. se prezintă modul de propagare al fisurii pentru pinionul din OLC15 necementat și respectiv OLC45 nitrurat în baza celor două legii prezentate anterior.

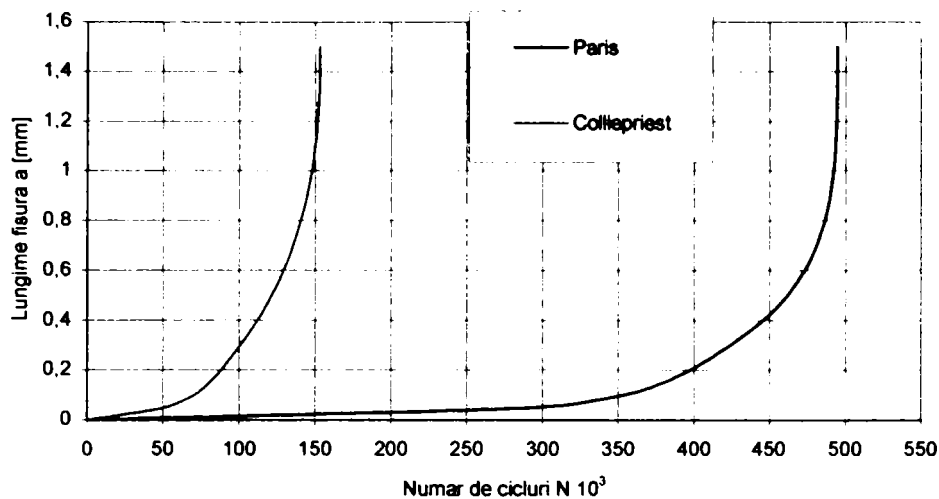


Figura 6.14. Propagarea fisurii în dinte realizat din OLC15 necementat.

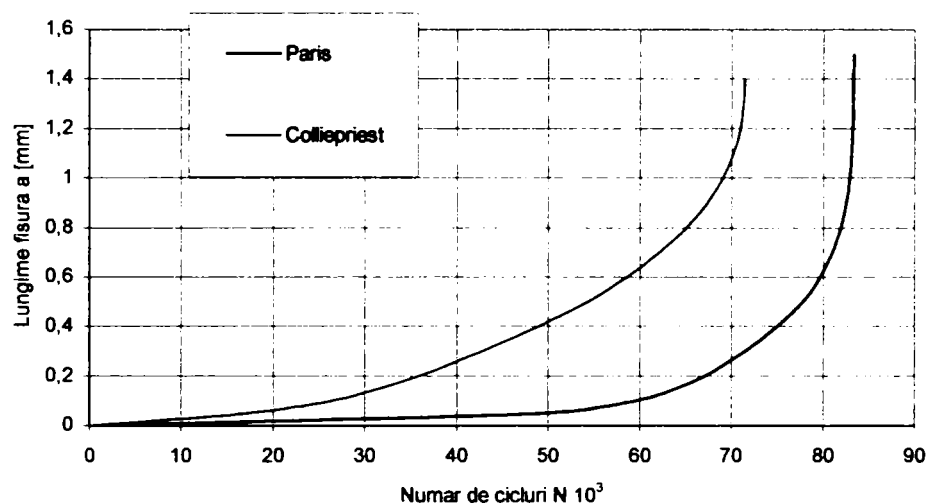


Figura 6.15. Propagarea fisurii în dinte realizat din OLC45 nenitrurat.

Se observă că legea lui Collepriest este mai conservativă decât legea lui Paris. Acest fapt indică legea lui Collepriest ca fiind cea indicată de a se utiliza în dimensionarea pinioanelor din sisteme ce necesită o siguranță deosebită în funcționare.

În ce privește influența tratamentelor de suprafață, se va analiza inițial influența acestora ignorând prezența tensiunilor remanente, figurile 6.16. și 6.17.

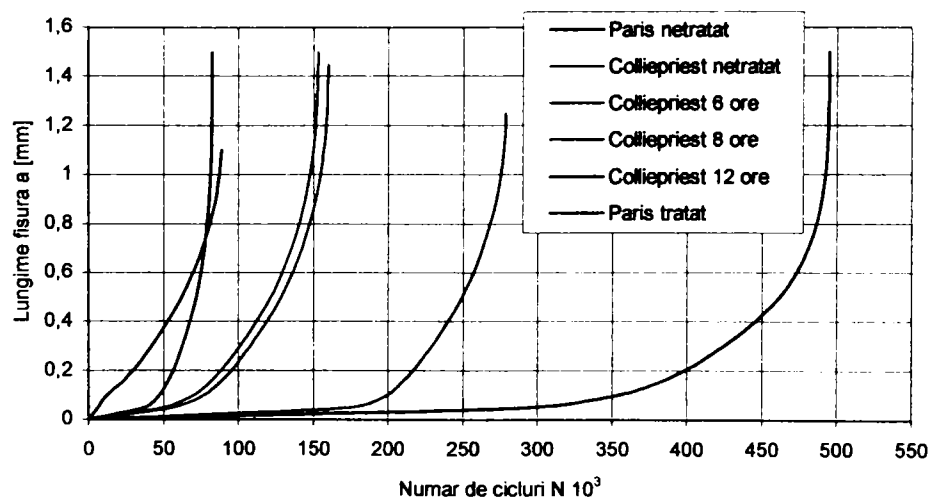


Figura 6.16. Propagarea fisurii în materialul cementat.

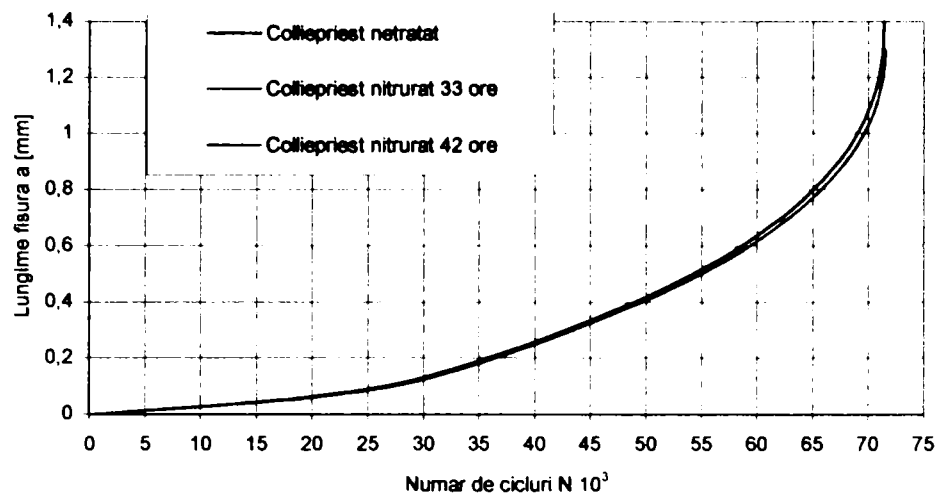


Figura 6.17. Propagarea fisurii în materialul nitrurat.

Conform legii lui Collepriest, figura 6.16., se observă că există un optim al regimului de carburare care conferă materialului o durabilitate mai mare. În ce privește influența nitrurării asupra durabilității, în absența tensiunilor remanente, aceasta este nesemnificativă.

Luând în calcul și tensiunile remanente se obțin dependențele date de figurile 6.18. și 6.19.

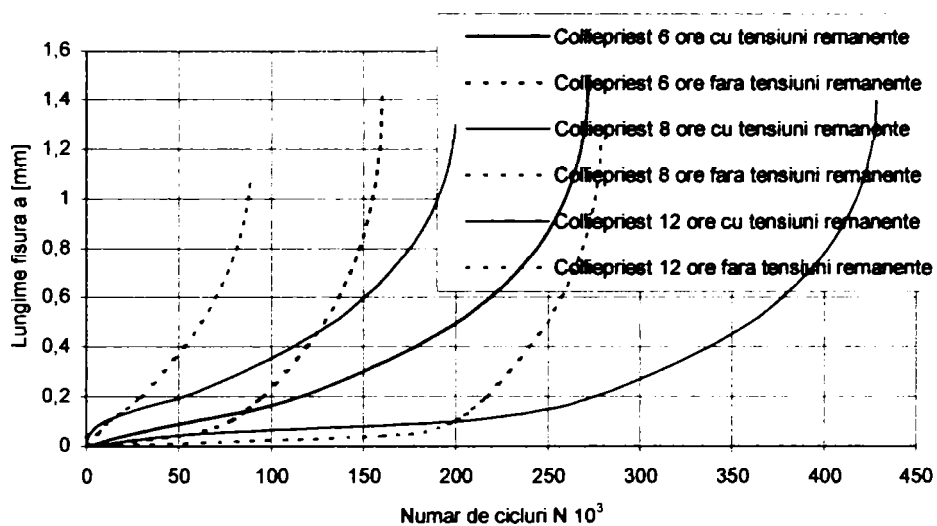


Figura 6.18. Influența tratamentului de cementare asupra propagării fisurii.

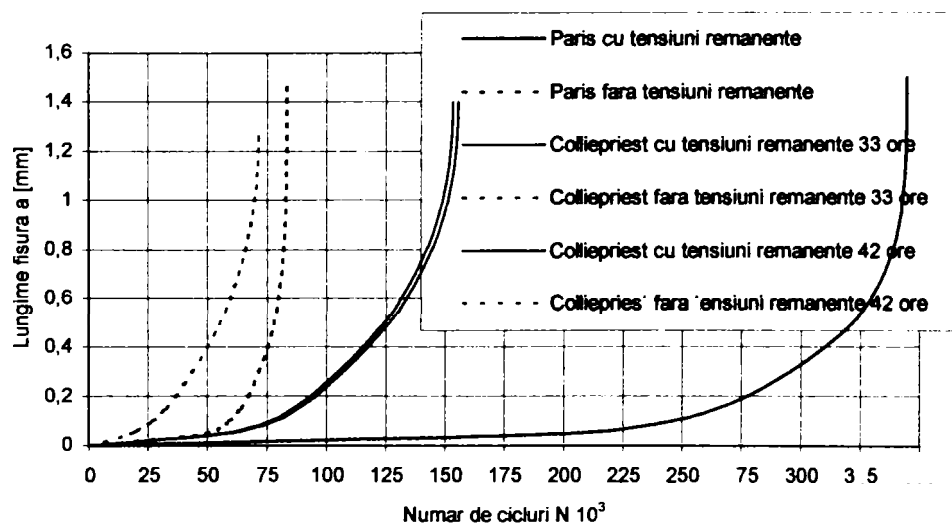


Figura 6.19. Influența tratamentului de nitrurare asupra propagării fisurii.

Se observă că tensiunea remanentă datorată atât carburării cât și nitrurării duce la creșterea durabilității roții dințate.

O importantă concluzie a acestei analize este creșterea durabilității roților dințate cu mărirea tensiunilor remanente induse de tratamentul de nitrurare și influența ne semnificativă a durtății induse de acest tratament.

În ce privește tratamentul de cimentare s-a observat o creștere a durabilității roților dințate cu mărirea tensiunilor reziduale și existența unei durtății optime. Coroborat cele două aspecte (durtate + tensiuni remanente) duc la îmbunătățirea comportamentului la oboseală a roților dințate cementate.

## CONCLUZII. CONTRIBUȚII ALE AUTORULUI

Contribuțiile lucrării:

1. Prezentarea stadiului actual al cercetărilor privind influența tratamentelor de suprafață asupra caracteristicilor de material (vezi capitolul 2);
2. Studiul teoretic al influenței tratamentele de suprafață asupra stării de tensiunii și deformații la solicitări statice și solicitări prin șoc (vezi capitolul 3);
3. Studiul contactului în ipoteza unei sarcini distribuită semieliptic, cu aplicabilitate la angrenajele cu roți dințate. Autorul definește o funcție de ecruisare și calculează volumul zonei deformată plastic (vezi capitolul 3);
4. Analiza stării de tensiune, la roțile dințate, folosind metoda elementelor finite. Elaborarea unui program de calcul pentru studiu propagării undelor în bare drepte supuse la un șoc longitudinal (vezi capitolul 3);
5. Autorul propune două metode pentru determinarea factorului dinamic critic de intensitate a tensiunii ( $K_{Idc}$ ). Una dintre metode se bazează pe încercări la tracțiune dinamică și alta se bazează pe studiul fazei finale a ruperii la încovoiere cu șocuri repetate. Ambele metode au condus la rezultate apropiate fapt extrem de important având în vedere complexitatea determinării lui  $K_{Idc}$  (vezi capitolul 5).
6. Elaborarea unei metode de achiziție și prelucrare a datelor experimentale la încercările de tracțiune dinamică, utilizând sistemul Spider8 și programul Catman. Autorul a elaborat o metodă originală pentru trasarea diagramei  $\sigma$ - $\epsilon$  la diferite viteze de impact (vezi capitolele 3 și 5);
7. Studiul influenței tratamentelor de cementare gazoasă și nitrurare gazoasă asupra caracteristicilor mecanice de bază ale oțelurilor OLC15 și OLC45. Pentru aceleași tratamente au fost efectuate analize de duritate și metalografice (vezi capitolul 5);
8. Elaborarea unei metodici experimentale pentru studiul influenței cementării și a nitrurării asupra durabilității oțelurilor OLC15 și respectiv OLC45 la oboseală cu șocuri. S-a analizat inițierea fisurilor, propagarea fisurilor respectiv s-au determinat coeficienții din ecuațiile lui Paris și Colliespriest specifice oboselii cu șocuri (vezi capitolele 5 și 6);
9. Realizarea unui studiu experimental asupra oboselii la contact în prezența șocurilor repetate. În acest context s-au analizat dimensiunile amprentelor pentru diferite numere de șocuri, energii de lovire etc. (vezi capitolul 5);
10. Evaluarea durabilității roților dințate pe baza conceptelor de mecanica ruperii folosind rezultatele experimentale obținute pentru cele două oțeluri în condițiile tratamentelor de cementare și nitrurare (vezi capitolul 6).

Pe baza celor prezentate se pot evidenția următoarele concluzii:

1. Absența unor studii bibliografice cu date consistente, care să permită tragerea unor concluzii privind influența tratamentelor de suprafață asupra caracteristicilor la solicitări prin șoc;
2. Autorul corelează inițierea fisurii în cazul solicitărilor de contact, a unor oțeluri tratate superficial, cu un parametru definit prin volumul zonei de deformare plastică;
3. S-a evidențiat că tendința de variație a factorului dinamic critic de intensitate a tensiunii este analoagă cu variația energiei specifice de deformare, funcție de viteza de impact;

4. S-a evidențiat, pentru cele două oțeluri, că tratamentul de cementare determină o creștere a rezistenței la rupere pe când tratamentul de nitrurare conduce la o scădere a acesteia, în condițiile unei solicitări de tracțiune statică;
5. Încercările dinamice la rupere, în condițiile unei viteze de impact de 2 m/s, au evidențiat o creștere a rezistenței la rupere față de cea obținută în condiții statice, pentru ambele sortimente de oțeluri analizate. Creșterea adâncimii stratului cementat sau nitrurat a condus la o creștere a rezistenței la rupere în regim dinamic, la aceeași viteză de impact ( $v = 2$  m/s), pentru oțelurile OLC15 și respectiv OLC45;
6. Tratamentul de cementare a condus la o creștere a durabilității la șocuri repetate în cazul oțelului OLC15. Această observație poate fi pusă în legătură și cu creșterea durabilității roților dințate;
7. Cercetările experimentale efectuate au evidențiat o creștere a durabilității la solicitării de contact în regim dinamic pentru ambele tratamente aplicate oțelurilor OLC15 și OLC45;
8. S-a evidențiat și-n cazul unor tratamente superficiale existența unei valori limită a energiei de impact la șocuri repetate, pentru care probele nu se rup la un număr convențional de cicluri;
9. Studiile efectuate de autor au evidențiat necesitatea abordării calculului roților dințate pe baza conceptelor de mecanica ruperii luând în considerare impacturi multiple. Dimensionarea numai pe baza solicitării de încovoiere în regim static sau dinamic poate conduce la o serie de erori.

## BIBLIOGRAFIE

- [ 1 ] Abrahams I.D. *On the application of the Wiener-Hopf technique to problems in dynamic elasticity*, Wave Motion, 36, 2002, pag. 311-333
- [ 2 ] Aczel O., Bozan C. *Dislocațiile și frecarea internă la metale*, Ed. Facla, Timișoara, 1974
- [ 3 ] Adda-Beida M., Arias R. *Brittle fracture dynamics with arbitrary paths I. Kinking of a dynamic crack in general antiplane loading*, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 51, 2003, pag. 1287-1304
- [ 4 ] An G.B., Ohata M., Toyoda M. *Effect of strength mis-match and dynamic loading on ductile fracture initiation*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 70, 2003, pag. 1359-1377
- [ 5 ] Apple C.A., Krauss G. *Microcracking and fatigue in a carburized steel*, Met. Trans., vol. 4, 1973, pag. 1195-1200
- [ 6 ] Asay J.R., Shahinpoor M. *High-pressure shock compression of solids*, Springer, New-York, 1993
- [ 7 ] Bacon C., Farm J., etc *Dynamic fracture toughness determined from load-point displacement*, Exp. Mech. 1994, pag. 217-222
- [ 8 ] Barsom J.M., Rolfe S.T. *Correlations between  $K_{Ic}$  and Charpy V notch test results in the transitions temperature range*, ASTM STP 466, 1970
- [ 9 ] Barta R.C., Gummalla R.R. *Effect of material and geometric parameters on deformations near the notch-tip of a dynamically loaded prenotched plate*, International journal of fracture mechanics, 101, 2000
- [ 10 ] Barthelemy B. *Notations pratiques de mecanique de la rupture*, Ed. Exrolles, Paris, 1980
- [ 11 ] Baumung K., Bluhm H., Kanel G.I., Muller G. etc. *Tensile strenght of five metals and alloys in the nanosecond load duration range at normal and elevated temperatures*, International journal of impact engineering, 25, 2001, pag. 631-639
- [ 12 ] Biswas P.,Narasimhan R. *A numerical study of constraint effects on dynamic ductile crack initiation*, Mechanics of Materials, 45, 2002, pag. 577-592
- [ 13 ] Boiangiu D.D., Radeș M., Caragheorghe E., etc. *Mecanică și rezistența materialelor*, E.D.P. București, 1982
- [ 14 ] Borrego L.P., Ferreira J.M., Pinho da Cruz J.M., Costa J.M. *Evaluation of overload effects on fatigue crack growth and closure*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 70, 2003, pag. 1379-1397
- [ 15 ] Broberg K.B. *Constant velocity crack propagation dependence on remote land*, International Journal of Solids and Structures, 39, 2002
- [ 16 ] Brocks W., Anuschewski P. *Parametrizing ductile tearing resistance by four parameters*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 71, 2004, pag. 127-146
- [ 17 ] Broek D. *Elementary engineering fracture mechanics*, Martinus Nijhoff Publishers, Dordrecht, 1986
- [ 18 ] Brugger H., Krauss G. *Influence of ductility on the behavior of carburizing steel during static and dynamic bend testing*, Archiv Eisenhüttenwesen, vol.32, 1961

- [ 19 ] Buzdugan G., Blumenfeld M. *Calculul de rezistență al pieselor de mașini*, Ed. Tehnică București, 1979
- [ 20 ] Bruckner I. ASTM STP 381/82, 1965
- [ 21 ] Cartiș I. G. *Tratamente termochimice*, Ed. Facla Timișoara, 1988
- [ 22 ] Case J., Chiver L., Ross C.T.F. *Strength of materials and structures*, Ed. Arnold/John Wiley and Sons, 1999
- [ 23 ] Cheng C.C., Wang J.Y. *Free vibration analysis of a resilient impact damper*, International Journal of Mechanical Sciences, 45, 2003, pag. 589-604
- [ 24 ] Chisiu A., Matiesan D., Madarasan T., Pop D. *Organe de masini*, Ed. Did. si Ped. Bucuresti, 1976
- [ 25 ] Ciavarella M., Macina G. *New results for the fretting-induced stress concentration on Hertzian and flat rounded contacts*, International Journal of Mechanical Sciences, 45, 2003, pag. 449-467
- [ 26 ] Cipleu A. *Îndrumător pentru lucrări de laborator la Dinamica Autovehiculelor*, Eurobit, Timișoara, 2001
- [ 27 ] Cipleu A. *Stabilirea experimentală a caracteristicilor de propulsie ale unui autoturism*, Bul. Șt. U.P.T., Tom 47, 2002, pag. 115-126
- [ 28 ] Cipleu A. *Stabilirea inidirectă a caracteristicii unui motor de autoturism*, Bul. Șt. U.P.T., Tom 47, 2002, pag.107-114
- [ 29 ] Cipleu A. *Cercetări privind implementarea la încercările prin șocuri a sistemelor de achiziție și prelucrare a datelor experimentale*, Referat 2, Teză de doctorat, Timișoara, 2003
- [ 30 ] Cipleu A. *Asupra unui program de calcul pentru evaluarea stării de tensiune și deformație dintr-o bară dreaptă supusă la un șoc longitudinal*, Bul.Șt. UPT Tom 47, 2002, pag. 341-348
- [ 31 ] Cipleu A. *Influența carburării și nitrurării asupra tenacității materialului și a fiabilității la șocuri a roților dințate*, Bul.Șt. UPT Tom 49, 2004
- [ 32 ] Cipleu A. *Influența carburării și nitrurării asupra structurii materialului și a fiabilității la șocuri a roților dințate*, Bul.Șt. UPT Tom 49, 2004
- [ 33 ] Cipleu A., Dumitru I. *Asupra unei metode experimentale pentru determinarea factorului dinamic critic de intensitate a tensiunii*, a-IV-a Conf. Nat. Sebes, 2004, pag. 151-156
- [ 34 ] Cipleu A., Dumitru I. *Theoretical aspects regarding the contact stresses and elastic and plastic strains under the quasi-static normal semielliptical distributed load*, Bul.Șt. UPT Tom 48, 2003, pag. 51-58
- [ 35 ] Cipleu A., Ursulescu R. *Aspecte privind evoluția tranzitorie a fluxurilor de vehicule*, Bul. Șt. U.P.T., Tom 47, 2002, pag.127-132
- [ 36 ] Cipleu A., Vandici I. *Influența carburării și nitrurării asupra caracteristicii de tracțiune a materialului și a fiabilității pinioanelor*, Bul.Șt. UPT Tom 48, 2003, pag. 201-208
- [ 37 ] Cipleu A. *Influența tratamentelor de suprafață asupra caracteristicilor mecanice ale oțelurilor durificate*, Referat 1, Teză de doctorat, Timișoara, 2001
- [ 38 ] Cipleu A. *Contribuții privind ruperea la șocuri singulare și repetate a unor oțeluri durificate prin tratamente de suprafață*, Referat 3, Teză de doctorat, Timișoara, 2003



- [ 39 ] Ciucu G., Craiu V. *Introducere în teoria probabilităților și statistică matematică*, E.D.P. București, 1971
- [ 40 ] Clements B.E. *Comparison of nonhomogenized dynamic method of cells and a hydrodynamic calculation for wave propagation*, Wave motion, Elsevier, 1999, pag. 47-61
- [ 41 ] Cohen R.E., Matlock D.K., Haagensen P.J., Krauss G. *Assesment of bending fatigue limits for carburized steel*, Technical paper 910140, SAE International 1991
- [ 42 ] Cohen R.E., Matlock D.K., Krauss G. *Specimen edge effects on bending fatigue of carburized steel*, J. Materials engineering and performance, vol.1, 1992
- [ 43 ] Constantinescu I.N., Ștefănescu D.M., Sandu M.A. *Măsurarea mărimilor mecanice cu ajutorul tensometriei*, Ed. Tehnică, București, 1989
- [ 44 ] Colliepriest *The surface crack: physical problems and computational solutions*, ASME, 1972, pag. 43-61
- [ 45 ] Dahl W. *Mechanische Eigenschaften*, pag. 317-383
- [ 46 ] Dănilă I., Cipleu A. *Ghid de aplicație la Dinamica Autovehiculelor pe roții*, Eurobit, Timișoara, 2001
- [ 47 ] De Rijck J.J.M., Fawaz S.A. *Stress intensity factors and crack interaction in adjacent holes*, Engineering Fracture Mechanics, Vol.68, 2001, pag. 963-969
- [ 48 ] Deshpande V.S., Needleman A., E. Van der Giessen *Scaling of discrete dislocation predictions for near-threshold fatigue crack growth*, Acta materialia, 51, 2003, pag. 4637-4651
- [ 49 ] Deutsh I.etc. *Probleme de rezistența materialelor*, E.D.P. București, 1983
- [ 50 ] Dhondt G. *Mixed mode K-calculations in anisotropic materials*, Engineering Fracture Mechanics, Vol.69, 2002, pag. 909-922
- [ 51 ] Dobre I., Dumitru I. *Comportarea la șocuri repetate de încovoiere cu torsiune a unei microbare*, C.V.C.M., vol. I, 1980
- [ 52 ] Dobre I., Neagu N., Dumitru I., Chelu P. etc. *Rezistența materialelor*, Centru de multiplicare Timișoara, 1992
- [ 53 ] Draghici I., etc. *Organe de masini*, Ed. Did. si Ped. Bucuresti, 1980
- [ 54 ] Drobotă V. *Rezistența materialelor*, E.D.P. București 1982
- [ 55 ] Dulămiță T., Florian E. *Tratamente termice și termochimice*, E.D.P. București, 1982
- [ 56 ] Dumitru I. *Oboseala la șoc a materialelor*, Ed. Mirton Timișoara, 1998
- [ 57 ] Dumitru I., Marșavina L. *Elemente de mecanica ruperii*, Ed. Politehnica Timișoara, 2000
- [ 58 ] Dutta B.K., Kushwaha H.S. *A modified damage potential to predict crack initiation theory and experimental verification*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 71, 2004, pag. 263-275
- [ 59 ] Dutton A.G., Mines R.A.W. *Analysis of the Hopkinson pressure bar loaded instrumented Charpy test using an inertial modelling technique*, Int. Journal of Fracture Mech., 51, 1991, pag. 187-206
- [ 60 ] Dwling W.E., Jr. W.T., Donlon, Copple W.B., Darrgh C.V. *Fatigue behavior of two carburized low alloy steels, 1995 Carburizing and nitriding with atmospheres*, ASM International, 1995, pag. 55-60
- [ 61 ] Ebert L.J. *The role of residual stresses in the mechanical performance of case carburized steel*, Met. Trans. A, vol. 9, 1978, pag. 1537-1551

- [ 62 ] Eftis J., Carrasco C., Osegueda R.A. *A constitutive-microdamage model to simulate hypervelocity projectile-target impact, material damage and fracture*, International Journal of Plasticity, 19, 2003, pag. 1321-1354
- [ 63 ] El-Hadek M.A., Tippur H.V. *Dynamic fracture parameters and constraint effects in functionally graded syntactic epoxy foams*, International Journal of Solids and Structures, 40, 2003, pag. 1885-1906
- [ 64 ] Enderlein M., Ricoeur A., Kuna M. *Comparison of finite element techniques for 2D and 3D crack analysis under impact loading*, International Journal of Solids and Structures, 40, 2003, pag. 3425-3437
- [ 65 ] Englund J. *Fast, accurate, and stable algorithm for the stress field around a zig-zag-shaped crack*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 70, 2003, pag. 355-364
- [ 66 ] Ericsson T., Sjoström S., Knuutila M., Hildenwall B. *Predicting residual stresses in case, Case-Hardened Steels: Microstructural and Residual Stress Effects*, Ed. TMS-AIME, 1984, pag. 113-139
- [ 67 ] Faleskog J., Kroon M., Oberg H. *A probabilistic model for cleavage fracture with a length scale-parameter estimation and predictions of stationary crack experiments*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 71, 2004, pag. 57-79
- [ 68 ] Falk M.L., Needleman A., Rice J.R. *A critical evaluation of cohesive zone models of dynamic fracture*, Journal de Physique IV, 2001, pag. 43-50
- [ 69 ] Fengchun J., Ruitang L., Xiaoxin Z., Vecchio K.S., Rohatgi A. *Evaluation of dynamic fracture toughness Kid by Hopkinson pressure bar loaded instrumented Charpy impact test*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 71, 2004, pag. 279-287
- [ 70 ] Freund L.B. *Dynamic fracture mechanics*, Cambridge University Press, 1990
- [ 71 ] Guagliano M., Vergani L. *Effect of crack closure on gear crack propagation*, Int. Journal of Fatigue, Vol. 23, 2001, pag. 65-73
- [ 72 ] Georgescu G.S. *Îndrumător pentru ateliere mecanice*, Ed. Tehnică, 1978
- [ 73 ] Ghita E. *Rezistența și durabilitatea la contactul corpurilor*, Ed. Mirton Timișoara, 2000
- [ 74 ] Gomez F.J., Elices M. *Fracture of components with V-shaped notches*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 70, 2003, pag. 1913-1927
- [ 75 ] Grosch J. *Fundamentals of carburizing and toughness of carburized components, Quenching and carburising*, The institute of metals, London, 1993, pag. 227-249
- [ 76 ] Grosch J., Schwarz O. *Retained austenite and residual stress distribution in deep cooled carburized microstructures, 1995 Carburizing and nitriding with atmospheres*, ASM International, 1995, pag. 71-76
- [ 77 ] Guduru P.R., Zehender A.T., Rosakis A.J., Ravichandran G. *Dynamic full field measurements of crack tip temperatures*, Engineering Fracture Mechanics, Vol.68, 2001, pag. 1535-1556
- [ 78 ] Guo G., Yang W., Huang Y., Rosakis A.J. *Sudden deceleration or acceleration of an intersonic shear crack*, Journals of the Mech. and Physics of Solids, 51, 2003, pag. 311-331
- [ 79 ] Gutt G., Palade D.D., Gutt S., Klein F., Schmitt-Thomas K.G. *Încercarea și caracterizarea materialelor metalice*, Ed. Tehnică, București, 2000

- [ 80 ] Harrison H.R., Nettleton T. *Advanced Engineering Dynamics*, London, 1997
- [ 81 ] Harrison H.R., Nettleton T. *Principles of engineering mechanics*, London, 1994
- [ 82 ] Hearn E.J. *Mechanics of Materials I, II*, Butterworth-Heinemann, 2000
- [ 83 ] Hegedus A., Toader M. etc *Mecanică Teorie și aplicații, vol.I și II*, UPT, 1993
- [ 84 ] Hellier A.K., McGirr M.B., Alger S.H., Stefulji M. *Computer simulation of residual stresses during quenching, Quenching and Carburizing*, The Institute of Materials, London, 1993, pag. 127-138
- [ 85 ] Henriot G. *Engrenages Conception Fabrication Mise en Ceuvre*, Dunod, Paris, 1999
- [ 86 ] Honeycombe R.W.K. *Steels microstructures and properties*, Edward Arnold, London, 1981
- [ 87 ] Horbaniuc D. etc. *Rezistența materialelor. Elasticitate*, Ed. Gh. Asachi, 1993
- [ 88 ] Huang F.L., Wang Z.P. *Modelling fracture process in a ductile solid under intense impulsive loading using a model of the void growth with temperature-dependency*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 55, 1996, pag. 657-674
- [ 89 ] Hyde I.R.S. *Quench embrittlement and intergranular oxide embrittlement: effects on bending fatigue initiation of gas-carburized steel*, Ph.D. dissertation, Colorado school of mines, 1994
- [ 90 ] Hyde R.S., Cohen R.E., Matlock D.K., Krauss G. *Bending fatigue crack characterization and fracture toughness of gas carburized SAE 4320 steel*, Technical paper 920534, SAE International, 1992
- [ 91 ] Ignea O. *Măsurarea electrică a mărimilor neelectrice*, Ed. De Vest, Timișoara, 1996
- [ 92 ] Inada A., Yaguchi H., Ioune T. *The effects of retained austenite on the fatigue properties of carburized steels*, Heat and Surface '92, Japan Technical Information Service, Tokyo, 1992, pag. 409-412
- [ 93 ] Inoue K., Kato M, Yamanaka M *Proceedings of power transmission engineering conference*, ASME, 1989, pag. 663-668
- [ 94 ] Inoue K, Lyu S, Deng G, Kato M *Proceedings VDI Berichte*, 1996
- [ 95 ] Jones K.D., Krauss G. *Effects of highcarbon specimen corners on microstructure and fatigue of partial pressure carburized steels*, Heat treatment '79, The metals society, London, 1979
- [ 96 ] Kato M., Deng G., Inoue K., Takatsu N. *JSME Int. J Series C Vol.36*, 1993
- [ 97 ] Kanel G.I. *Dynamic strenght of materials*, Fatigue fracture engineering materials and structures, 22, 1999
- [ 98 ] Khan S.M.A., Khraisheh M.K. *Analysis of mixed mode crack initiation angles under various loading conditions*, Engineering Fracture Mechanics, Vol.67, 2000, pag. 397-419
- [ 99 ] Kim C., Diesburg D.E., Buck R.M. *Influence of sub-zero and shot-peening treatment on impact and fatigue fracture properties of case hardened steels*, J. Heat. Treat., vol. 2, 1981, pag. 43-53

- [ 100 ] Koistinen D.P. *The distribution of residual stresses in carburized cases and their origin*, Trans. ASM, vol. 50, 1958, pag. 227-241
- [ 101 ] Krasnicenko A.V. *Manualul constructorului de masini agricole*, Ed. Tehnica, Bucuresti, 1962
- [ 102 ] Krauss G. *Bending fatigue of carburized steels*, Colorado school of Mines
- [ 103 ] Krauss G. *Steels: Heat treatment and processing principles*, ASM International, 1990
- [ 104 ] Krauss G. *The microstructure and fatigue of carburized steel*, Met. Trans.A, vol.9, 1978
- [ 105 ] Kubair D.V., Geubelle P.H. *Comparative analysis of extrinsic and intrinsic cohesive models of dynamic fracture*, International Journal of Solids and Structures, 40, 2003, pag. 3853-3868
- [ 106 ] Kubair D.V., Geubelle P.H., Huang Y.Y. *Analysis of a rate-dependent cohesive model for dynamic crack propagation*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 70, 2003, pag. 685-704
- [ 107 ] Kujawski D. *Utilization of partial crack closure for fatigue crack growth modeling*, Engineering Fracture Mechanics, Vol.69, 2002, pag. 1315-1324
- [ 108 ] Lai W.M., Rubin D., Krempl E. *Introduction to continuum mechanics*, Butterworth-Heinemann, 1996
- [ 109 ] Lambrigger M. *Ductile to brittle transition of low activation ferritic-martensitic steels with respect to critical cracks promoting final brittle fracture*, Engineering Fracture Mechanics, Vol.70, 2003
- [ 110 ] Lewicki DG, Ballarini R *Int. Journal of Fracture Mechanics*, Vol 87, 1997
- [ 111 ] Li Q.M. *Strain energy density failure criterion*, International journal of solids and structures, 38, 2001
- [ 112 ] Li Q.M. , Jones N. *Response and failure of a double-shear beam subjected to mass impact*, International journal of solids and structures, 2002, pag. 1919-1947
- [ 113 ] Li Y.P., Tham L.G., Wang Y.H., Tsui Y. *A modified Kachanov method for analysis of solid with multiple cracks*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 70, 2003, pag. 1115-1129
- [ 114 ] Li Z., Chen Q. *Some simple formulas to predict the variation of stress intensity factors for mode I crack induced by near crack tip inclusion*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 70, 2003, pag. 581-587
- [ 115 ] Liscic B. *State of the art in quenching*, *Quenching and Carburizing*, The Institute of Materials, London, 1993, pag. 1-32
- [ 116 ] Liu H.W. *Trans. ASME, Ser.D 85*, 1963
- [ 117 ] Lorriot T., Martin E., Quenisset J.M., Sahraoui S., Lataillade J.L. *A methodological improvement of dynamic fracture toughness evaluations using an instrumented Charpy impact tester*, Journal de Physique III, 4, 1994, pag. 125-130
- [ 118 ] Magnusson I., Ericsson T. *Initiation and propagation of fatigue crack in carburized steel*, *Heat treatment '79*, The metal society, London, 1979, pag. 202-206
- [ 119 ] Marur P.R. *Dynamic analysis of one-point bend impact test*, Engineering Fracture Mechanics, Vol.67, 2000, pag. 41-53

- [ 120 ] Medlin D., Krauss G.,  
Matlock D.K., Burris K.,  
Slane M. *Comparison of single gear tooth and cantilever beam bend fatigue testing of carburized steel*, Technical paper 920534, SAE International, 1992
- [ 121 ] Miranda A.C.O.,  
Meggiolaro M.A., Castro  
J.T.P., Martha L.F.,  
Bittencourt T.N. *Fatigue life and crack path predictions in generic 2D structural components*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 70, 2003, pag. 1259-1279
- [ 122 ] Mitelea I., Lugsheider E.,  
Tillman W. *Știința materialelor în construcția de mașini*, Ed. Sudura, 1999
- [ 123 ] Mocanu D.R. etc. *Încercarea materialelor*, Ed. Tehnică București, 1986
- [ 124 ] Mocanu D.R. etc. *Analiza experimentală a tensiunilor I, II*, Ed. Teh. București 1976
- [ 125 ] Moga A. *Fenomenul de oboseala a metalelor*, I.D.T. Bucuresti, 1968
- [ 126 ] Naito K., Ochi T.,  
Takahashi T., Suzuki N. *Effect of shot peening on the fatigue strength of carburized steels*, Proc. Fourth International Conference on Shop Peening, The Japan Society of Precision Engineering, Tokyo, 1990, pag. 519-526
- [ 127 ] Namiki K., Hatano A. *High tough and fatigue strength carburizing steel*, Heat and surface '92, Japan Technical Information Service, Tokyo, 1992, pag. 361-364
- [ 128 ] Nash G.E. *An analysis of the forces and bending moments generated during the notched impact test*, International Journal of Fracture Mechanics, 1969, pag. 269-286
- [ 129 ] Niechajowicz A., Tobota A. *Warm deformation of carbon steel*, Journal of materials processing technology, 2000, pag. 123-130
- [ 130 ] Noda N.A. *Stress intensity formulas for three-dimensional cracks in homogeneous and bonded dissimilar materials*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 71, 2004, pag. 1-15
- [ 131 ] Obrezanova O., Movchan  
A.B., Willis J.R. *Dynamic stability of a propagating crack*, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 50, 2002, pag. 2637-2668
- [ 132 ] Oleaga G.E. *On the dynamics of cracks in three dimensions*, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 51, 2003, pag. 169-185
- [ 133 ] Pacheco J.L., Krauss G. *Microstructure and high bending fatigue strength in carburized steel*, J. Heat treating, vol. 7, 1989, pag. 77-86
- [ 134 ] Paizi G., Stere N., Lazar D. *Organe de masini si mecanisme*, Ed. Did. Si Ped. Bucuresti, 1977
- [ 135 ] Panhans M.A., Fournelle  
R.A. *High cycle fatigue resistance of AISI E9310 carburized steel with two different levels of surface retained austenite and surface residual stress*, J. Heat treating, vol.2, 1981, pag. 54-61
- [ 136 ] Parrish G., Harper G.S. *Production gas carburizing*, Pergamon Press, Oxford, 1985
- [ 137 ] Penikov A.M.,  
Slobodianiuk V. I. *Issledovanie zakonomernosti nakoplenia ustalostnah povrejdieni v usloviah povtorno udarnogo nagrajenia pri nestationarnah rejimah*, S.D.V.F. Harkov, 1989
- [ 138 ] Petrican M., Curtu I.,  
Sperchez F., Mitișor A., *Aplicații ale tensometriei în industria lemnului*, Ed. Tehnică, București, 1980.
- [ 139 ] Petrișor E. *Probabilități și statistică*, Ed. Politehnica Timișoara 2003
- [ 140 ] Pilkey W.D. *Peterson's Stress Concentration Factors*, John Wiley & Sons, Inc., New York, 1997

- [ 141 ] Ponomariov S.D. etc. *Calculul de rezistență în construcția de mașini*, Ed. Tehnică, 1964
- [ 142 ] Potarniche G.P., Daniewicz S.R. *Analysis of crack tip plasticity for microstructurally small cracks using crystal plasticity theory*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 70, 2003, pag. 1623-1643
- [ 143 ] Praunseis Z., Toyoda M. *Fracture properties of high strength low alloy steels under dynamic loading*, A 39 - a Conferință Internațională de Analiză Experimentală a Tensiunilor, Cehia, 2001
- [ 144 ] Preininger D. *Modelling of the effect of precipitates on work-hardening, ductility and impact behaviour of ferritic-martensitic Cr steels*, Journal of Nuclear Materials, 307-311, 2002, pag. 514-520
- [ 145 ] Priest A.H. *An energy balance in crack propagation and arrest*, Engineering Fracture Mechanics, Vol.61, 1998, pag. 231-251
- [ 146 ] Qiu H., Enoki M., Kawaguchi Y., Kishi T. *A model for the dynamic fracture toughness of ductile structural steel*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 70, 2003, pag. 589-598
- [ 147 ] Rafiee S., Gross D., Seelig T. *The influence of a microcrack nucleation on dynamic crack growth - a numerical study*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 70, 2003
- [ 148 ] Razim C. *Über den Einfluss von Restaustenit auf des Festigkeitsverhalten Einsatzgeharteter Probenkörper bei Schwingender Beanspruchung*, Harterei-Tech. Mitt., vol. 23, 1968, pag. 1-8
- [ 149 ] Richman R.H., Landgraf R.W. *Some effects of retained austenite on the fatigue resistance of carburized steel*, Met. Trans.A, vol. 6, 1975, pag. 955-964
- [ 150 ] Rittel D. *Thermomechanical aspects of dynamic crack initiation*, International Journal of Fracture, 99, 1999, pag. 199-209
- [ 151 ] Rittel D., Tanguy B., Pineau A., Thomas T. *Impact fracture of a ferritic steel in the lower shelf regime*, International Journal of Fracture, 117, 2002, pag. 101-112
- [ 152 ] Roessig K.M., Mason J.J. *Dynamic stress intensity factors in two dimensional punch test*, Engineering Fracture Mechanics, Vol.60, 1998, pag. 421-435
- [ 153 ] Rokach I.V. *On numerical evaluation of the anvil force for accurate dynamic stress intensity factor determination*, Engineering Fracture Mechanics, Vol.70, 2003, pag. 2059-2074
- [ 154 ] Ruan H.H., Yu T.X. *Local deformation models in analyzing beam-on-beam collisions*, International Journal of Mechanical Sciences, 45, 2003, pag. 397-423
- [ 155 ] Sailors R.H., Corten H.T. *Relationship between material fracture toughness using fracture mechanics and transition temperature tests*, ASTM STP 514, 1972
- [ 156 ] Scholtes B., Macherauch E. *Residual stress determination, Case-Hardened Steels: Microstructural and Residual Stress Effects*, Diesburg, TMS-AIME, 1984, pag. 141-159
- [ 157 ] Serajzadeh S., Taheri A.K. *An investigation into the effect of carbon on the kinetics of dynamic restoration and flow behavior of carbon steel*, Mechanics of materials, Elsevier, 2002

- [ 158 ] Sharon E., Gross S.P., Fineberg J. *Energy disipation in dynamic fracture*, Physical Review Letters, Vol.76, Nr. 12, 1996, pag. 2117-2120
- [ 159 ] Shea M.M. *Impact proprieties of selected gear steels*, Technical paper 780772, SAE International, 1978
- [ 160 ] Shiori J.J. *Physique IV, C3*, 1991
- [ 161 ] Shockey D.A., Erlich D.C., Simons J.W. *Lightweight fragment barriers for commercial aircraft*, 18th International Symposium on Ballistics, San Antonio 1999, pag. 1192-1199
- [ 162 ] Silaş G., Brândeşu L. *Sisteme vibopercutante*, Ed. Tehnică bucureşti, 1986
- [ 163 ] Slane M.B., Buenneke R., Dunham C., Shea M.etc. *Gear single tooth bending fatigue*, Technical paper 821042, SAE international, 1982
- [ 164 ] Solanki K., Daniewicz S.R., Newman J.C. *Finite element analysis of plasticity-induced fatigue crack closure: an overview*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 71, 2004, pag. 149-171
- [ 165 ] Sorensen B.F., Jacobsen T.K. *Determination of cohesive laws by the J integral approach*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 70, 2003, pag. 1841-1858
- [ 166 ] Srawley J.E. *Wide range stress intensity factor expressions for ASTM E399 standard fracture toughness specimens*, International Journal of Fracture Mechanics, 12, 1976, pag. 475-476
- [ 167 ] Srinivasan P., Rau I.S. *Criteria of failure for a cantilever subjected to repeated shock loading*, Journal of strain analysis vol.3, nr.4, 1968
- [ 168 ] Srinivasan P., Rau I.S. *Repeated – shock loading machine*, Engineering 206, 1968
- [ 169 ] Strandberg M. *Fracture at V-notches with contained plasticity*, Engineering Fracture Mechanics, Vol.69, 2002, pag. 403-415
- [ 170 ] Sumpter J.D.G. *Energy disipation rate analysis of a low upper shelf data set*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 71, 2004, pag. 39-56
- [ 171 ] Sumpter J.D.G. *The energy dissipation rate approach to tearing instability*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 71, 2004, pag. 17-37
- [ 172 ] Swenson D., James M. *Franc" D/L: A crack Propagation Simulator for plane layered structures*, Kansas State University
- [ 173 ] Swenson D., James M., Hardeman B. *Casca: A simple 2 – D mesh generator*, Kansas State University
- [ 174 ] Tabernig B., Pippan R. *Determination of the length dependence of threshold for fatigue crack propagation*, Engineering Fracture Mechanics, Vol.69, 2002, pag. 899-907
- [ 175 ] Tada H., Paris PC, Irwin GR *The stress analysis of cracks handbook*, ASME New York, 2000
- [ 176 ] Tan M.A., Meguid S.A. *Analzsis of bimaterial wedges using a new singular finite element*, International Journal of Fracture, 1997, pag. 373-391
- [ 177 ] Tanaka T., Nakayama H. *Studies on impact fatigue part I*, Bull J.S.M.E., vol. 16, nr. 102, 1973
- [ 178 ] Tanaka T., Nakayama H. *Studies on impact fatigue part II*, Bull J.S.M.E., vol. 17, nr. 113, 1974
- [ 179 ] Tanaka T., Nakayama H. *Studies on impact fatigue part III*, Bull J.S.M.E., vol. 18, nr. 126, 1975

- [ 180 ] Tanaka T., Nakayama H. *Studies on impact fatigue part V*, Bull J.S.M.E., vol. 19, nr. 138, 1976
- [ 181 ] Taylor D. *Modelling of fatigue crack growth at the microstructural level*, Computational Materials Science, 25, 2002, pag. 228-236
- [ 182 ] Thoden B., Grosch J. *Crack resistance of carburized steel under bend stress*, *Carburizing: Processing and Performance*, ASM International, 1989, pag. 303-310
- [ 183 ] Timoshenko S, Goodier JN *Theory of elasticity*, McGraw Hill, 1983
- [ 184 ] Tronskar J.P., Mannan M.A., Lai M.O. *Measurement of fracture initiation toughness and crack resistance in instrumented Charpy impact testing*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 69, 2002, pag. 321-338
- [ 185 ] Tronskar J.P., Mannan M.A., Lai M.O. *Correlation between quasi-static and dynamic crack resistance curves*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 70. 2003, pag. 1527-1542
- [ 186 ] Tudor A., Prodan G., Muntean C., Motoiu R. *Durabilitatea si fiabilitatea transmisilor mecanice*, Ed. Tehnica, Bucuresti, 1988
- [ 187 ] Udrescu L. *Tratamente de suprafață și acoperiri*, Ed. Politehnica Timișoara, 2000
- [ 188 ] Udrescu L., Duma S.T. *Aplicații ale transferului termic și masic la solide*. Ed. Politehnica, Timișoara, 2001
- [ 189 ] Vermeșan G. *Tratamente termice* Ed. Dacia Cluj-Napoca, 1987
- [ 190 ] Wall O. *Dynamic crack propagation in large steel specimens*, Engineering Fracture Mechanics, Vol.69, 2002, pag. 835-849
- [ 191 ] Wang Z., Nakamura T. *Simulations of crack propagation in elastic-plastic graded materials*, Mechanics of Materials, 2003
- [ 192 ] Wappling D., Gunnars J., Stahle P. *Crack growth across a strength mismatched bimaterial interface*, International Journal of Fracture, 1998, pag. 223-243
- [ 193 ] Wei Y., Qiu X., Hwang K.C. *Steady-state crack growth and fracture work based on the theory of mechanism-based strain gradient plasticity*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 71, 2004, pag. 107-125
- [ 194 ] Weisbrod G., Rittel D. *A method for dynamic fracture toughness determination using short beams*, International Journal of Fracture, 104, 2000, pag. 89-103
- [ 195 ] Wicke D., Grosch J. *Das Festigkeitsverhalten von Legierten Einsatzstählen bei Schlagbeanspruchung*, Harterei-Tech. Mitt., vol. 32, 1977, pag. 223-233
- [ 196 ] Wray P.J. *Effect of composition and initial grain size on dynamic recrystallization of austenite in plain carbon steels*, Met. Trans. 15A, 2009, 1984
- [ 197 ] Wray P.J. *Effect of carbon content on the plastic flow of plain carbon steels at elevated temperatures*, Met. Trans. 13A, 125, 1982
- [ 198 ] Yu J.L., Jones N. *Numerical simulation of impact loaded steel beams and the failure criteria*, International journal of solids and structures, 34, 1997



- [ 199 ] Zaccone M.A., Kelley J.B., Krauss G. *Strain hardening and fatigue of simulated case microstructures in carburized steel*, *Carburizing: Processing and Performance*, ASM International, 1989, pag. 249-265
- [ 200 ] Zhuang S., Ravichandran G., Grady D.E. *An experimental investigation of shock wave propagation in periodically layered composites*, *Journal of the mechanics and physics of solids*, 51, 2003, pag. 245-265
- [ 201 ] Zipp R.D., Walter G.H. *A fractographic study of high cycle fatigue fractures in carburized steel*, *Metallography*, vol.7, 1975, pag. 77-81
- [ 202 ] Zurn Z. , Razim C. *On the fatigue strength of case hardened parts*, ASM International, 1989
- [ 203 ] \*\*\* *Final report, advanced rotocraft transmission program*, National aeronautics and space administration, Cleveland,
- [ 204 ] \*\*\* *Residual stress measurement by X-ray diffraction*, SAE Handbook supplement, 1971
- [ 205 ] \*\*\* *Quenching and distorsion control*, ASM International, 1992
- [ 206 ] \*\*\* *Manualul Spider 8*
- [ 207 ] \*\*\* *Manualul Catman 2.0.*
- [ 208 ] \*\*\* *Stas 7324-75, Luarea probelor din oțel pentru încercări mecanice*
- [ 209 ] \*\*\* *SR/EN 1000021/94, Încercarea la tracțiune*
- [ 210 ] \*\*\* *STAS 15-10/87, Mașini de încercări mecanice statice*
- [ 211 ] \*\*\* *STAS 7235-88, Adâncimea stratului cementat la oțeluri*
- [ 212 ] \*\*\* *STAS 492/1-85, Încercarea de duritate Vickers*
- [ 213 ] \*\*\* *SR/EN 10045-2/94, Încercarea la încovoiere la șoc pe epruvete Charpy, partea I*
- [ 214 ] \*\*\* *SR/EN 10045-2/93, Încercarea la încovoiere la șoc pe epruvete Charpy, partea II*

Nr.crt.	Cementare 6 ore		Cementare 8 ore		Cementare 12 ore	
	Adâncime [mm]	HV	Adâncime [mm]	HV	Adâncime [mm]	HV
1	0	260	0	554	0	681
2	0	233	0	554	0	724
3	0	227	0	560	0	572
4	0	276	0	585	0	566
5	0	281	0	572	0	681
6	0,145	715	0,15	572	0,115	665
7	0,184	715	0,2	548	0,151	813
8	0,205	772	0,222	606	0,162	707
9	0,25	724	0,25	673	0,172	707
10	0,255	835	0,351	681	0,252	734
11	0,3	665	0,36	792	0,31	870
12	0,33	542	0,375	894	0,32	870
13	0,33	715	0,385	907	0,32	752
14	0,35	782	0,39	835	0,36	627
15	0,373	606	0,4	858	0,38	824
16	0,382	835	0,415	813	0,39	835
17	0,45	792	0,42	894	0,41	824
18	0,465	743	0,44	613	0,445	734
19	0,49	715	0,45	920	0,45	824
20	0,525	642	0,46	824	0,5	824
21	0,55	620	0,465	803	0,5	792
22	0,58	613	0,47	762	0,56	803
23	0,59	707	0,48	724	0,6	835
24	0,61	690	0,55	792	0,6	762
25	0,65	572	0,55	743	0,6	715
26	0,75	690	0,58	690	0,65	634
27	0,8	681	0,58	813	0,7	813
28	0,9	560	0,58	542	0,7	634
29	1	554	0,59	554	0,7	698
30	1	525	0,62	782	1	698
31	1,05	493	0,8	657	1,1	572
32	1,1	376	0,9	772	1,2	649
33	1,2	345	0,9	536	1,3	606
34	1,3	348	0,9	613	1,5	483
35	1,4	348	0,9	642	1,5	542
36	1,4	336	1	554	1,6	417
37	1,5	279	1,1	459	1,7	433
38	1,5	258	1,15	417	1,9	322
39	1,75	258	1,45	342	1,95	333
40	1,8	230	1,55	339	2	289
41	2,1	236	1,6	339	2	260
42	2,3	228	1,65	327	2,5	278
43	2,7	212	1,8	292	2,6	251
44	3	206	2,1	309	3	242
45	3,1	264	2,1	283	3	274
46	3,5	225	2,1	279	3,4	243
47	4	213	2,8	266	4,1	245
48	4,4	236	3	285	4,2	274
49	4,5	249	3,5	268	4,4	283
50	4,65	205	4,8	258	4,75	243

Nr.crt.	Nitrurare 33 ore		Nitrurare 42 ore	
	Adâncime [mm]	HV	Adâncime [mm]	HV
1	0	363	0	376
2	0	360	0	401
3	0	366	0	401
4	0	401	0	387
5	0	348	0	380
6	0,175	279	0,165	283
7	0,205	285	0,168	302
8	0,209	270	0,175	289
9	0,22	339	0,195	314
10	0,265	209	0,21	264
11	0,275	292	0,22	309
12	0,292	232	0,256	312
13	0,3	260	0,277	276
14	0,329	207	0,29	258
15	0,338	236	0,325	312
16	0,38	283	0,35	266
17	0,417	219	0,43	294
18	0,43	270	0,44	262
19	0,45	279	0,45	272
20	0,45	245	0,47	287
21	0,455	258	0,48	281
22	0,46	279	0,5	247
23	0,465	213	0,5	276
24	0,48	216	0,55	235
25	0,49	222	0,65	245
26	0,5	225	0,65	272
27	0,51	270	0,7	225
28	0,54	221	0,7	258
29	0,6	236	0,7	272
30	0,7	248	0,8	236
31	0,7	243	0,9	256
32	0,8	232	0,95	222
33	0,85	233	0,95	240
34	0,9	221	1,1	207
35	0,9	235	1,1	221
36	0,95	238	1,1	227
37	1	213	1,2	203
38	1,1	216	1,25	197
39	1,1	216	1,3	203
40	1,25	213	1,3	221
41	1,3	203	1,3	206
42	1,3	205	1,5	203
43	1,4	206	1,65	205
44	1,45	206	1,75	201
45	1,9	205	1,8	201
46	2	203	2	205
47	2	206	2,5	206
48	2,1	203	2,8	203
49	2,15	201	3,1	205
50	3,3	205	3,35	206

Cod probă: COT1		$D_0 = 4,9 \text{ mm}$	$D_u = 2,5 \text{ mm}$
Nr.crt.	$\sigma_{\text{nominal}}$	$\varepsilon [\%]$	$E_{\text{curent}}$
1	53,02955205	0	
2	106,0591041	0,02551	207875,8
3	159,0886562	0,051701	202476,5
4	212,1182082	0,076531	213571,1
5	265,1477603	0,102381	205140,6
6	318,1773123	0,637755	9905,139
7	318,1773123	1,828231	
8	344,6920883	2,232143	
9	371,2068644	5,731293	
10	397,7216404	9,298469	
11	424,2364164	14,05612	
12	445,4482372	15,31122	
13	397,7216404	21,03316	

Cod probă: COT2		$D_0 = 4,9 \text{ mm}$	$D_u = 2,6 \text{ mm}$
Nr.crt.	$\sigma_{\text{nominal}}$	$\varepsilon [\%]$	$E_{\text{curent}}$
1	53,02955205	0	
2	106,0591041	0,025253	209997
3	159,0886562	0,050842	207233,9
4	212,1182082	0,075758	212834,8
5	265,1477603	0,101684	204542,6
6	318,1773123	0,664983	9414,093
7	318,1773123	1,675084	
8	344,6920883	2,091751	
9	371,2068644	2,744108	
10	424,2364164	5,092593	
11	450,7511924	7,024411	
12	477,2659685	10,03367	
13	493,1748341	18,51936	
14	477,2659685	21,3468	
15	371,2068644	24,25926	

Cod probă: COT3		$D_0 = 4,95 \text{ mm}$	$D_u = 2,5 \text{ mm}$
Nr.crt.	$\sigma_{\text{nominal}}$	$\varepsilon [\%]$	$E_{\text{curent}}$
1	51,9636586	0	
2	103,9273172	0,024516	211957
3	155,8909758	0,051613	191770,6
4	207,8546344	0,075806	214783,1
5	259,818293	0,099677	217685,6
6	311,7819516	0,766129	7797,064
7	311,7819516	1,959677	
8	337,7637809	2,294355	
9	363,7456102	2,983871	
10	389,7274395	3,96371	
11	415,7092688	5,427419	
12	441,6910981	7,794355	
13	467,6729274	9,419355	
14	457,2801956	16,12419	
15	389,7274395	22,09274	
16	337,7637809	27,22984	

Cod probă: C1T1		$D_0 = 4,95 \text{ mm}$	$D_u = 4,95 \text{ mm}$
Nr.crt.	$\sigma_{\text{nominal}}$	$\varepsilon [\%]$	$E_{\text{curent}}$
1	51,9636586	0	
2	103,9273172	0,025517	203641,4
3	155,8909758	0,051103	203092,5
4	207,8546344	0,076552	204193,2
5	259,818293	0,102241	202274,6
6	311,7819516	0,127586	205026,7
7	363,7456102	0,153379	201463,4
8	415,7092688	0,178621	205867
9	467,6729274	0,204138	203641,4
10	519,636586	0,229966	201194,4
11	571,6002446	0,255172	206148,6
12	623,5639031	0,28069	203641,4
13	675,5275617	0,306241	203366,5
14	727,4912203	0,331724	203916,9
15	779,4548789	0,357586	200926,1
16	831,4185375	0,382759	206431
17	883,3821961	0,408276	203641,4
18	909,3640254	0,421724	193198,2

Cod probă: C1T2		$D_0 = 4,95 \text{ mm}$	$D_u = 4,95 \text{ mm}$
Nr.crt.	$\sigma_{\text{nominal}}$	$\varepsilon [\%]$	$E_{\text{curent}}$
1	51,9636586	0	
2	103,9273172	0,025893	200687,2
3	155,8909758	0,051821	200410,8
4	207,8546344	0,078036	198226,5
5	259,818293	0,103571	203494
6	311,7819516	0,129107	203494
7	363,7456102	0,155357	197956,8
8	415,7092688	0,181321	200135,1
9	467,6729274	0,207143	201242,4
10	519,636586	0,232964	201242,4
11	571,6002446	0,258929	200135,1
12	623,5639031	0,284714	201521,1
13	675,5275617	0,310714	199860,2
14	727,4912203	0,336643	200410,8
15	779,4548789	0,3625	200964,4
16	831,4185375	0,389107	195299,7
17	883,3821961	0,414286	206380,5
18	935,3458547	0,440036	201800,6
19	987,3095133	0,466071	199586,1
20	1039,273172	0,491964	200687,2
21	1091,236831	0,518214	197956,8
22	1143,200489	0,54375	203494
23	1184,771416	0,564536	199997,6

Cod probă: C1T3		$D_0 = 4,95 \text{ mm}$	$D_u = 3,2 \text{ mm}$
Nr.crt.	$\sigma_{\text{nominal}}$	$\varepsilon [\%]$	$E_{\text{curent}}$
1	51,9636586	0	
2	103,9273172	0,025161	206522,2
3	155,8909758	0,050355	206257,8
4	207,8546344	0,075484	206787,3
5	259,818293	0,326452	20705,31
6	311,7819516	0,641935	
7	363,7456102	0,957419	
8	415,7092688	1,272903	
9	467,6729274	1,588387	
10	519,636586	1,936129	
11	571,6002446	2,283871	
12	623,5639031	2,825161	
13	675,5275617	3,463226	
14	727,4912203	4,359355	
15	779,4548789	6,029677	
16	805,4367082	8,251935	
17	753,4730496	11,45258	
18	675,5275617	13,62452	
19	649,5457324	14,27323	

Cod probă: C2T1		$D_0 = 4,9 \text{ mm}$	$D_u = 4,9 \text{ mm}$
Nr.crt.	$\sigma_{\text{nominal}}$	$\varepsilon [\%]$	$E_{\text{curent}}$
1	53,02955	0	
2	106,0591	0,025862	205047,6
3	159,0887	0,052069	202349,6
4	212,1182	0,077586	207818,5
5	265,1478	0,104138	199721,7
6	318,1773	0,12931	210665,3
7	371,2069	0,155483	202616,2
8	424,2364	0,181034	207538,1
9	477,266	0,207172	202883,5
10	530,2955	0,232759	207258,4
11	583,3251	0,259138	201027,1
12	636,3546	0,285103	204230,7
13	689,3842	0,310345	210089,8

Cod probă: C2T2		$D_0 = 4,9 \text{ mm}$	$D_u = 3,7 \text{ mm}$
Nr.crt.	$\sigma_{\text{nominal}}$	$\varepsilon [\%]$	$E_{\text{curent}}$
1	53,02955205	0	
2	106,0591041	0,025424	208582,9
3	159,0886562	0,051186	205838,4
4	212,1182082	0,076271	211401,6
5	265,1477603	0,102017	205973,9
6	318,1773123	0,127119	211258,9
7	371,2068644	0,152875	205892,6
8	424,2364164	0,177966	211344,5
9	477,2659685	0,203729	205838,4
10	530,2955205	0,228814	211401,6
11	583,3250726	0,254915	203165,2
12	636,3546246	0,584746	16077,82
13	689,3841767	1,016949	
14	742,4137287	1,720339	
15	774,2314599	3,532203	
16	742,4137287	6,838983	

Cod probă: C2T3		$D_0 = 4,95 \text{ mm}$	$D_u = 3 \text{ mm}$
Nr.crt.	$\sigma_{\text{nominal}}$	$\varepsilon [\%]$	$E_{\text{curent}}$
1	51,9636586	0	
2	103,9273172	0,024839	209204,3
3	155,8909758	0,04971	208933
4	207,8546344	0,074516	209476,4
5	259,818293	0,099419	208662,4
6	311,7819516	0,124194	209749,1
7	363,7456102	0,149097	208662,4
8	415,7092688	0,173871	209749,1
9	467,6729274	0,198839	208123,2
10	519,636586	0,223548	210296,8
11	571,6002446	0,25	196448
12	623,5639031	0,757097	10247,29
13	675,5275617	1,943226	
14	706,7057569	3,642	
15	691,1166593	5,647452	
16	649,5457324	7,769516	
17	571,6002446	10,15161	

Cod probă: C3T1		$D_0 = 4,95 \text{ mm}$	$D_u = 4,95 \text{ mm}$
Nr.crt.	$\sigma_{\text{nominal}}$	$\varepsilon [\%]$	$E_{\text{curent}}$
1	51,9636586	0	
2	103,9273172	0,025818	201267,7
3	155,8909758	0,051633	201296
4	207,8546344	0,077455	201239,3
5	259,818293	0,103276	201239,3
6	311,7819516	0,129091	201296
7	363,7456102	0,154945	200984,6
8	415,7092688	0,180727	201551,6
9	467,6729274	0,206618	200702,3
10	519,636586	0,232364	201836,2
11	571,6002446	0,258182	201267,7
12	623,5639031	0,284364	198472,3

Cod probă: C3T2		$D_0 = 5 \text{ mm}$	$D_u = 5 \text{ mm}$
Nr.crt.	$\sigma_{\text{nominal}}$	$\varepsilon [\%]$	$E_{\text{curent}}$
1	50,92958179	0	
2	101,8591636	0,025333	201037,8
3	152,7887454	0,051333	195883
4	203,7183272	0,076	206471,3
5	254,6479089	0,101667	198426,9
6	305,5774907	0,126667	203718,3
7	356,5070725	0,152167	199723,9
8	407,4366543	0,177333	202369,2
9	458,3662361	0,202667	201037,8
10	509,2958179	0,228027	200826,4
11	560,2253997	0,253333	201249,7
12	611,1549815	0,278667	201037,8
13	662,0845633	0,30425	199073,3
14	713,0141451	0,329333	203041,5
15	763,9437268	0,3547	200773,6
16	814,8733086	0,38	201302,7
17	865,8028904	0,405367	200773,6
18	916,7324722	0,430667	201302,7
19	967,662054	0,456303	198659,1
20	1018,591636	0,481333	203474,2
21	1069,521218	0,506667	201037,8
22	1120,450799	0,532028	200813,2
23	1171,380381	0,557333	201262,9
24	1222,309963	0,582667	201037,8
25	1273,239545	0,608333	198426,9

Cod probă: C3T3		$D_0 = 4,95 \text{ mm}$	$D_u = 4,95 \text{ mm}$
Nr.crt.	$\sigma_{\text{nominal}}$	$\varepsilon [\%]$	$E_{\text{curent}}$
1	51,9636586	0	
2	103,9273172	0,025862	200926,1
3	155,8909758	0,052069	198282,4
4	207,8546344	0,077586	203641,4
5	259,818293	0,105172	188368,3
6	311,7819516	0,12931	215278
7	363,7456102	0,155241	200391,8
8	415,7092688	0,181034	201463,4
9	467,6729274	0,206897	200926,1
10	519,636586	0,232769	200845,8
11	571,6002446	0,258621	201006,5
12	623,5639031	0,284484	200912,8
13	675,5275617	0,310345	200939,5
14	727,4912203	0,336379	199595,5



## ANEXA 2B

Cod probă: NOT1		$D_0 = 4,9 \text{ mm}$	$D_u = 3,3 \text{ mm}$
Nr.crt.	$\sigma_{\text{nominal}}$	$\varepsilon [\%]$	$E_{\text{curent}}$
1	53,02955205	0	
2	106,0591041	0,025862	205047,6
3	159,0886562	0,051759	204774,6
4	212,1182082	0,07769	204502,3
5	265,1477603	0,241379	32396,4
6	318,1773123	0,405172	
7	371,2068644	0,741379	
8	424,2364164	1,25000	
9	477,2659685	1,862069	
10	530,2955205	2,681034	
11	583,3250726	3,431034	
12	636,3546246	4,560345	
13	662,8694006	5,814655	
14	689,3841767	7,137931	
15	705,2930423	8,607759	
16	715,8989527	10,59914	
17	689,3841767	13,89655	
18	636,3546246	16,18103	
19	609,8398486	17,92672	

Cod probă: NOT2		$D_0 = 4,9 \text{ mm}$	$D_u = 3,3 \text{ mm}$
Nr.crt.	$\sigma_{\text{nominal}}$	$\varepsilon [\%]$	$E_{\text{curent}}$
1	51,9636586	0	
2	103,9273172	0,025862	200926,1
3	155,8909758	0,051793	200391,8
4	207,8546344	0,077586	201463,4
5	259,818293	0,103448	200926,1
6	311,7819516	0,130345	193198,2
7	363,7456102	0,258621	40509,3
8	415,7092688	0,594828	
9	467,6729274	1,034483	
10	519,636586	1,543103	
11	571,6002446	2,50000	
12	623,5639031	3,836207	
13	665,13483	5,498276	
14	623,5639031	11,00862	
15	571,6002446	14,15517	
16	519,636586	15,85345	

Cod probă: NOT3		$D_0 = 4,9 \text{ mm}$	$D_u = 3,4 \text{ mm}$
Nr.crt.	$\sigma_{\text{nominal}}$	$\varepsilon [\%]$	$E_{\text{curent}}$
1	53,02955205	0	
2	106,0591041	0,025256	209968,4
3	159,0886562	0,050853	207168,8
4	212,1182082	0,178157	41655,92
5	265,1477603	0,339932	
6	318,1773123	0,501706	
7	371,2068644	0,731741	
8	424,2364164	1,132423	
9	477,2659685	1,635495	
10	530,2955205	2,275085	
11	583,3250726	3,290102	
12	636,3546246	4,782935	
13	689,3841767	6,344027	
14	636,3546246	11,9843	
15	583,3250726	14,92833	
16	530,2955205	17,01911	

Cod probă: NOT4		$D_0 = 4,95 \text{ mm}$	$D_u = 3,3 \text{ mm}$
Nr.crt.	$\sigma_{\text{nominal}}$	$\varepsilon [\%]$	$E_{\text{curent}}$
1	51,9636586	0	
2	103,9273172	0,025965	200130,3
3	155,8909758	0,052	199590,9
4	207,8546344	0,077895	200672,7
5	259,818293	0,10386	200130,3
6	311,7819516	0,130351	196154,2
7	363,7456102	0,225965	54347,31
8	415,7092688	0,497544	
9	467,6729274	0,804211	
10	519,636586	1,356491	
11	571,6002446	1,978947	
12	623,5639031	3,197895	
13	675,5275617	4,416842	
14	685,9202935	4,639579	
15	623,5639031	9,58386	
16	571,6002446	12,25965	
17	519,636586	15,49684	

Cod probă: NOT5		$D_0 = 4,9 \text{ mm}$	$D_u = 3 \text{ mm}$
Nr.crt.	$\sigma_{\text{nominal}}$	$\varepsilon [\%]$	$E_{\text{curent}}$
1	53,02955205	0	
2	106,0591041	0,026806	197826,6
3	159,0886562	0,05365	197546,3
4	212,1182082	0,080418	198107,6
5	265,1477603	0,1073	197266,9
6	318,1773123	0,552281	11917,26
7	371,2068644	1,415589	
8	424,2364164	2,697148	
9	477,2659685	5,081369	
10	519,6896101	7,437414	
11	424,2364164	13,34354	

Cod probă: N1T1		$D_0 = 5 \text{ mm}$	$D_u = 4,9 \text{ mm}$
Nr.crt.	$\sigma_{\text{nominal}}$	$\varepsilon [\%]$	$E_{\text{curent}}$
1	50,92958179	0	
2	101,8591636	0,025263	201596,3
3	152,7887454	0,050561	201316,7
4	203,7183272	0,075789	201876,6
5	254,6479089	0,101123	201037,8
6	305,5774907	0,126316	202157,8
7	356,5070725	0,151684	200759,8
8	407,4366543	0,176842	202439,8
9	458,3662361	0,202102	201624,3
10	509,2958179	0,227368	201568,3
11	550,0394833	0,373895	27806,38

Cod probă: N1T2		$D_0 = 4,95 \text{ mm}$	$D_u = 4,95 \text{ mm}$
Nr.crt.	$\sigma_{\text{nominal}}$	$\varepsilon [\%]$	$E_{\text{curent}}$
1	51,9636586	0	
2	103,9273172	0,025424	201596,3
3	155,8909758	0,051186	201316,7
4	207,8546344	0,076271	201876,6
5	259,818293	0,102373	201037,8
6	311,7819516	0,127119	202157,8
7	363,7456102	0,153051	200759,8
8	415,7092688	0,177966	202439,8
9	457,2801956	0,198475	201624,3

Cod probă: N1T3		$D_0 = 4,95 \text{ mm}$	$D_u = 4,95 \text{ mm}$
Nr.crt.	$\sigma_{\text{nominal}}$	$\varepsilon [\%]$	$E_{\text{curent}}$
1	51,9636586	0	
2	103,9273172	0,025172	206431
3	155,8909758	0,051034	200926,1
4	207,8546344	0,075517	212245,9
5	259,818293	0,102414	193198,2
6	311,7819516	0,125862	221609,7
7	363,7456102	0,151379	203641,4
8	415,7092688	0,176207	209298,1
9	467,6729274	0,202759	195707,3

Cod probă: N2T1		$D_0 = 4,95 \text{ mm}$	$D_u = 4,95 \text{ mm}$
Nr.crt.	$\sigma_{\text{nominal}}$	$\varepsilon [\%]$	$E_{\text{curent}}$
1	51,9636586	0	
2	103,9273172	0,025965	200130,3
3	155,8909758	0,051926	200157,4
4	207,8546344	0,077895	200103,3
5	259,818293	0,103895	199860,2
6	311,7819516	0,129825	200401,1
7	363,7456102	0,155842	199725,5
8	415,7092688	0,181754	200536,8
9	467,6729274	0,207789	199590,9

Cod probă: N2T2		$D_0 = 4,95 \text{ mm}$	$D_u = 4,95 \text{ mm}$
Nr.crt.	$\sigma_{\text{nominal}}$	$\varepsilon [\%]$	$E_{\text{curent}}$
1	53,02955205	0	
2	106,0591041	0,026316	201512,3
3	159,0886562	0,052702	200976,4
4	212,1182082	0,078947	202051,1
5	265,1477603	0,105368	200709,5
6	318,1773123	0,131579	202321,6
7	371,2068644	0,15793	201244
8	424,2364164	0,184211	201781,3
9	450,7511924	0,19807	191309,1

Cod probă: N2T3		$D_0 = 4,9 \text{ mm}$	$D_u = 4,9 \text{ mm}$
Nr.crt.	$\sigma_{\text{nominal}}$	$\varepsilon [\%]$	$E_{\text{curent}}$
1	53,02955205	0	
2	106,0591041	0,025806	205489,5
3	159,0886562	0,051935	202952,6
4	212,1182082	0,077419	208090,6
5	265,1477603	0,103871	200477,6
6	318,1773123	0,129032	210758,5
7	371,2068644	0,155806	198062,2
8	424,2364164	0,180645	213495,6
9	450,7511924	0,194516	191153

Valorile reale măsurate													
Cod probă	$\sigma_{110}$	$\epsilon_{110}$	$\sigma_{p0,01}$	$\epsilon_{p0,01}$	$\sigma_{p0,2}$	$\epsilon_{p0,2}$	$\sigma_r$	$\epsilon_r$	$\sigma_{u'}$	$\sigma_{u''}$	$A_i$	E	Z
COT1	270,0511	0,177394	271	0,186974	318,1773	0,663265	1,853741	445,4482	15,33673	397,7216	1527,887	207266	73,96918
COT2	269,3724	0,171812	270	0,178478	318,1773	0,690236	1,700337	493,1748	18,54461	371,2069	1318,443	208652,1	71,84506
COT3	263,8687	0,176141	265	0,190651	311,782	0,790645	1,984194	467,6729	9,443871	337,7638	1324,169	209049,1	74,4924
Valorile medii													
COT	267,7641	0,175116	268,6667	0,185368	316,0455	0,714715	1,846091	468,7653	14,44174	368,8974	1390,167	208322,4	73,43555
Abateri medii pătratică													
COT	3,390526	0,002929	3,21455	0,006243	3,692363	0,067126	0,142083	23,88204	4,615911	30,04557	119,3041	3,098722	936,1481
Verificarea normalității datelor – variabila normală z													
COT1	0,674535	0,777868	0,725866	0,257296	0,57735	-0,76647	0,053848	-0,97634	0,193893	0,95935	1,154368	-1,01348	0,380616
COT2	0,474368	-1,12798	0,414781	-1,10351	0,57735	-0,36468	-1,02584	1,022086	0,888854	0,076864	-0,60118	0,027538	-1,13442
COT3	-1,1489	0,350113	-1,14065	0,846211	-1,1547	1,131159	0,971988	-0,04574	-1,08275	-1,03621	-0,55319	0,985947	0,753805
Verificarea colinearității													
COT	0	0	0	0	2,01E+09	0	0	0	0	0	0	0	0
Eliminarea valorilor aberante – Medii parțiale													
COT1	266,6206	0,173977	267,5	0,184565	314,9796	0,74044	1,842265	480,4239	13,99424	354,4853	1321,306	208850,6	73,16873
COT2	266,9999	0,176768	268	0,188812	314,9796	0,726955	1,918968	456,5606	12,3903	367,7427	1426,028	208157,6	74,23079
COT3	269,7118	0,174603	270,5	0,182726	318,1773	0,67675	1,777039	469,3115	16,94067	384,4643	1423,165	207959	72,90712
Abaterii medii pătratică parțiale													
COT1	3,891734	0,003061	3,535534	0,008607	4,522203	0,071	0,200717	18,03257	6,435196	23,64783	4,04876	2,099996	1,871948
COT2	4,371626	0,000886	4,242641	0,0026	4,522203	0,090071	0,092244	15,71523	4,166884	42,39661	144,0506	4,381008	1260,837
COT3	0,479892	0,003947	0,707107	0,006007	6,43E-13	0,019071	0,108474	33,7478	2,268312	18,74878	148,0994	2,281012	980,1015
t – testul Student													
COT1	0,41554	0,526264	0,466667	0,131966	0,333333	0,512403	0,026953	0,914328	0,098343	0,861889	24,05263	1,057465	2,660799
COT2	0,260151	2,636978	0,22222	1,873797	0,333333	0,192179	1,117298	1,098306	0,69244	0,038518	0,352071	0,013773	0,184895
COT3	5,739736	0,183704	3,666667	0,621847	4,69E+12	2,815302	0,900252	0,022889	1,557998	1,1742	0,315108	0,947095	0,52429
													0,497549

Valorile reale măsurate												
Cod probă	$\sigma_{110}$	$\varepsilon_{110}$	$\sigma_{p0,01}$	$\xi_{p0,01}$	$\sigma_{p0,2}$	$\xi_{p0,2}$	$\sigma_r$	$\xi_r$	$\sigma_u$	$\sigma_{u'}$	$A_t$	Z
C1T1							909,364	0,447241	909,364	909,364	0,447241	203039,1
C1T2							1184,771	0,590429	1184,771	1184,771	0,590429	200681,1
C1T3	213,564	0,12822	220	0,159303	260	0,352716	805,4367	8,277097	649,5457	1554,247	14,29839	58,20835
Valorile medii												
C1T	71,18801	0,04274	73,33333	0,053101	86,66667	0,117572	966,524	3,104922	914,5604	1216,128	5,112019	19,40278
Abateri medii pătratică												
C1T	123,3013	0,074028	127,0171	0,091974	150,1111	0,203641	196,0208	4,479807	267,6507	323,5832	7,95595	33,6066
Verificarea normalității datelor – variabila normală z												
C1T1	-0,57735	-0,57735	-0,57735	-0,57735	-0,57735	-0,57735	-0,2916	-0,59326	-0,01941	-0,94802	-0,58633	-0,12765
C1T2	-0,57735	-0,57735	-0,57735	-0,57735	-0,57735	-0,57735	1,113389	-0,5613	1,009566	-0,0969	-0,56833	-0,93005
C1T3	1,154701	1,154701	1,154701	1,154701	1,154701	1,154701	-0,82179	1,154553	-0,99015	1,044924	1,154654	1,057694
Verificarea colinearității												
C1T	0	0	0	0	0	0	-9,9E-14	0	0	0	0	0
Eliminarea valorilor aberante – Medii parțiale												
C1T1	106,782	0,06411	110	0,079652	130	0,176358	995,1041	4,433763	917,1586	1369,509	7,444408	203601,8
C1T2	106,782	0,06411	110	0,079652	130	0,176358	857,4004	4,362169	779,4549	1231,806	7,372814	204780,8
C1T3	0	0	0	0	0	0	1047,068	0,518835	1047,068	1047,068	0,518835	201860,1
Abaterii medii pătratică parțiale												
C1T1	151,0126	0,090665	155,5635	0,112644	183,8478	0,249408	268,2301	5,435295	378,4617	261,259	9,69299	4130,487
C1T2	151,0126	0,090665	155,5635	0,112644	183,8478	0,249408	73,48771	5,536544	183,7193	456,0015	9,794239	2463,11
C1T3	0	0	0	0	0	0	194,7424	0,101249	194,7424	194,7424	0,101249	1667,376
t – testul Student												
C1T1	0,333333	0,333333	0,333333	0,333333	0,333333	0,333333	0,150685	0,345752	0,009709	0,830267	0,340297	0,064216
C1T2	0,333333	0,333333	0,333333	0,333333	0,333333	0,333333	2,1	0,321142	1,04	0,048623	0,326442	0,784626
C1T3	$\infty$	$\infty$	$\infty$	$\infty$	$\infty$	$\infty$	0,584906	36,12177	0,962264	1,227708	64,15635	1,318158
												$\infty$

Valorile reale măsurate													
Cod probă	$\sigma_{110}$	$\xi_{110}$	$\sigma_{p0,01}$	$\xi_{p0,01}$	$\sigma_{p0,2}$	$\xi_{p0,2}$	$\sigma_r$	$\xi_r$	$\sigma_{ur}$	$\sigma_{ur}$	$A_t$	E	Z
C2T1							689,3842	0,336207	689,3842	689,3842	0,336207	205103,9	0
C2T2	587,7017	0,30756	580	0,259658	625	0,539547	774,2315	3,557627	742,4137	1302,071	6,864407	208069,8	42,98209
C2T3	573,8786	0,297073	575	0,308016	600	0,551983	706,7058	3,666839	571,6002	1556,182	10,17645	207930,5	63,26905
Valorile medii													
C2T	387,1934	0,201544	385	0,189225	408,3333	0,363843	723,4405	2,520224	667,7994	1182,546	5,792355	207034,7	35,41705
Abateri medii pătratică													
C2T	335,3906	0,174621	333,4292	0,165647	353,8479	0,315159	44,83083	1,892203	87,42848	445,5886	5,006953	1673,607	32,30582
Verificarea normalității datelor – variabila normală z													
C2T1	-1,15446	-1,15418	-1,15467	-1,14233	-1,15398	-1,15448	-0,75966	-1,15422	0,246885	-1,10676	-1,08971	-1,1537	-1,09631
C2T2	0,597835	0,60712	0,584832	0,4252	0,612316	0,557508	1,132948	0,548251	0,853433	0,268242	0,214113	0,618472	0,23417
C2T3	0,55662	0,54706	0,569836	0,717133	0,541664	0,596968	-0,37329	0,605968	-1,10032	0,838522	0,875602	0,535228	0,862136
Verificarea colinearității													
C2T	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Eliminarea valorilor aberante – Medii parțiale													
C2T1	580,7901	0,302316	577,5	0,283837	612,5	0,545765	740,4686	3,612233	657,007	1429,126	8,520429	208000,1	53,12557
C2T2	286,9393	0,148536	287,5	0,154008	300	0,275991	698,045	2,001523	630,4922	1122,783	5,256329	206517,2	31,63453
C2T3	293,8508	0,15378	290	0,129829	312,5	0,269773	731,8078	1,946917	715,899	995,7276	3,600307	206586,8	21,49105
Abaterii medii pătratică parțiale													
C2T1	9,774371	0,007416	3,535534	0,034194	17,67767	0,008794	47,74788	0,077224	120,7834	179,6833	2,341969	98,51155	14,34505
C2T2	405,7935	0,210062	406,5864	0,2178	424,2641	0,390311	12,24821	2,355112	83,28582	612,9184	6,958104	1998,71	44,73798
C2T3	415,5678	0,217478	410,1219	0,183606	441,9417	0,381517	59,99609	2,277888	37,49756	433,2351	4,616134	2097,221	30,39293
t – testul Student													
C2T1	28,01071	19,21728	77	3,912996	16,33333	29,25656	0,504346	19,99804	0,126365	1,940736	1,647365	13,85939	1,745803
C2T2	0,349391	0,356869	0,33913	0,228668	0,361111	0,318313	2,932238	0,311473	0,633485	0,137893	0,108946	0,366192	0,119569
C2T3	0,317653	0,3106	0,327586	0,457492	0,306667	0,3487	0,197233	0,355934	1,814067	0,609832	0,671563	0,302018	0,647991

Valorile reale măsurate							
Cod probă	$\sigma_r$	$\varepsilon_r$	$\sigma_u$	$\sigma_u$	$A_t$	E	Z
C3T1	623,5639	0,310182	623,5639	623,5639	0,310182	201013,9	0
C3T2	1273,24	0,633667	1273,24	1273,24	0,633667	200948,4	0
C3T3	727,4912	0,362241	727,4912	727,4912	0,362241	200967,5	0
Valorile medii							
C3T	874,7649	0,435363	874,7649	874,7649	0,435363	200976,6	0
Abateri medii pătratică							
C3T	348,9796	0,173697	348,9796	348,9796	0,173697	33,69876	0
Verificarea normalității datelor – variabila normată z							
C3T1	-0,71982	-0,72069	-0,71982	-0,71982	-0,72069	1,107331	0
C3T2	1,141828	1,141661	1,141828	1,141828	1,141661	-0,83715	0
C3T3	-0,42201	-0,42097	-0,42201	-0,42201	-0,42097	-0,27018	0
Verificarea colinearității							
C3T	0	0	0	0	0	0	0
Eliminarea valorilor aberante – Medii parțiale							
C3T1	1000,365	0,497954	1000,365	1000,365	0,497954	200958	0
C3T2	675,5276	0,336212	675,5276	675,5276	0,336212	200990,7	0
C3T3	948,4017	0,471924	948,4017	948,4017	0,471924	200981,2	0
Abaterii medii pătratică parțiale							
C3T1	385,9023	0,191927	385,9023	385,9023	0,191927	13,51016	0
C3T2	73,48771	0,036812	73,48771	73,48771	0,036812	32,82416	0
C3T3	459,3901	0,228738	459,3901	459,3901	0,228738	46,33432	0
t – testul Student							
C3T1	0,460287	0,4612	0,460287	0,460287	0,4612	1,95306	0
C3T2	3,834167	3,809163	3,834167	3,834167	3,809163	0,607728	0
C3T3	0,226688	0,226044	0,226688	0,226688	0,226044	0,138947	0



Valorile reale măsurate

Cod probă	$\sigma_{110}$	$\epsilon_{110}$	$\sigma_{p,0.01}$	$\epsilon_{p,0.01}$	$\sigma_{p,0.2}$	$\epsilon_{p,0.2}$	$\sigma_r$	$\epsilon_r$	$\sigma_U$	$\sigma_U'$	$A_t$	E	Z
N0T1	218,2681	0,122535	220	0,127881	295	0,359446	715,899	17,95259	609,8398	1344,56	17,95259	204774,8	54,6439
N0T2	315,9899	0,166595	325	0,188837	380	0,389649	665,1348	5,524138	519,6366	1243,398	15,87931	199381,1	58,20835
N0T3	164,919	0,090106	170	0,102303	252	0,456257	689,3842	6,369283	530,2955	1101,418	17,04437	208568,6	51,85339
N0T4	317,6585	0,167129	325	0,180637	395	0,415275	685,9203	4,665544	519,6366	1169,182	15,52281	199335,7	55,55556
N0T5	270,6476	0,180256	272	0,191605	295	0,384602	519,6896	7,464221	424,2364	1131,768	13,37034	197686,8	62,51562
Valorile medii													
N0T	257,4966	0,145324	262,4	0,158253	323,4	0,401046	655,2056	8,395154	520,729	1198,065	15,95388	201949,4	56,55536
Abateri medii pătratică													
N0T	65,80913	0,037804	67,5744	0,040625	61,32129	0,036679	77,87558	5,442151	65,8511	97,57791	1,735659	4565,997	4,031712
Verificarea normalității datelor – Asimetria și excesul $s(\alpha) = 0,66667$ și $s(\beta) = 0,75$													
$\alpha$	-0,42529	-0,60832	-0,33842	-0,52623	0,167977	0,528227	-1,29919	1,367113	-0,18592	0,607337	-0,42999	0,588178	0,444914
$\beta$	1,677122	1,757454	1,601342	1,492993	1,410788	2,143832	3,000075	3,071979	2,488741	1,971842	2,133508	1,728134	2,096539
Eliminarea valorilor aberante – Medii parțiale													
N0T1	267,3038	0,151021	273	0,165845	330,5	0,411446	640,0322	6,005796	498,4513	1161,442	15,45421	201243,1	57,03323
N0T2	242,8733	0,140006	246,75	0,150607	309,25	0,403895	652,7233	9,112908	521,0021	1186,732	15,97253	202591,5	56,14212
N0T3	280,641	0,159129	285,5	0,17224	341,25	0,387243	646,6609	8,901622	518,3374	1222,227	15,68126	200294,6	57,73085
N0T4	242,4562	0,139873	246,75	0,152656	305,5	0,397489	647,5269	9,327557	521,0021	1205,286	16,06165	202602,8	56,80531
N0T5	254,2089	0,136591	260	0,149914	330,5	0,405157	689,0846	8,627888	544,8521	1214,64	16,59977	203015	55,0653
Abaterii medii pătratică parțiale													
N0T1	71,64675	0,041099	73,07074	0,042617	68,39347	0,032753	80,93993	1,195463	49,73106	61,26462	1,53368	4946,873	4,488938
N0T2	65,94576	0,041437	66,75016	0,042553	60,65407	0,04171	89,69427	6,004571	76,03503	108,8071	2,003588	5004,939	4,531496
N0T3	46,93999	0,025201	50,30904	0,029937	53,75484	0,022885	87,17454	6,146485	75,78713	93,82603	1,876486	3089,046	3,530023
N0T4	65,3173	0,041321	66,75016	0,044629	53,64389	0,041346	87,71009	5,804611	76,03503	111,1201	1,984755	4995,124	4,61047
N0T5	75,5142	0,037378	77,78175	0,041678	68,39347	0,041002	20,83829	6,255257	43,61554	104,23	1,111559	4497,464	2,62126
t – testul Student													
N0T1	0,273763	0,277245	0,29013	0,356335	0,207622	0,635044	0,374929	3,997377	0,895928	1,195587	0,651604	0,285575	0,212908
N0T2	0,443496	0,256662	0,468913	0,35936	0,46658	0,136619	0,055351	0,239069	0,007184	0,208316	0,01861	0,256574	0,182388
N0T3	0,986128	1,095578	0,918324	0,93445	0,664126	1,206237	0,196035	0,164799	0,063114	0,515033	0,290566	1,071393	0,665997
N0T4	0,460536	0,263845	0,468913	0,250786	0,667364	0,172079	0,175092	0,321263	0,007184	0,129963	0,108597	0,261629	0,108428
N0T5	0,087076	0,467291	0,061711	0,400121	0,207622	0,200524	3,251609	0,074412	1,106172	0,318032	1,162125	0,473885	1,136907

Valorile reale măsurate										
Cod probă	$\sigma_r$	$\epsilon_r$	$A_t$	E	Z	Cod probă	$\sigma_r$	$\epsilon_r$	$A_t$	Z
N1T1	550,0395	0,399158	0,399158	201597,5	0	N2T1	467,6729	0,233754	0,233754	200063,2
N1T2	457,2802	0,223898	0,223898	204245,1	0	N2T2	450,7512	0,224386	0,224386	200238,2
N1T3	467,6729	0,227931	0,227931	205382,2	0	N2T3	452,7512	0,220323	0,220323	203810
Valorile medii										
N1T	491,6642	0,283662	0,283662	203741,6	0	N2T	457,0584	0,226154	0,226154	201370,4
Abateri medii pătratică										
N1T	50,82084	0,100042	0,100042	1941,964	0	N2T	9,246651	0,006888	0,006888	2114,502
Verificarea normalității datelor – variabila normală z										
N1T1	1,148649	1,154466	1,154466	-1,10411	0	N2T1	1,147928	1,103332	1,103332	-0,61823
N1T2	-0,67657	-0,59739	-0,59739	0,259289	0	N2T2	-0,68211	-0,25672	-0,25672	-0,53548
N1T3	-0,47208	-0,55708	-0,55708	0,844818	0	N2T3	-0,46582	-0,84661	-0,84661	1,153712
Verificarea colinearității										
N1T	0	0	0	0	0	N2T	0	0	0	0
Eliminarea valorilor aberante – Medii parțiale										
N1T1	462,4766	0,225915	0,225915	204813,7	0	N2T1	451,7512	0,222354	0,222354	202024,1
N1T2	508,8562	0,313544	0,313544	203489,8	0	N2T2	460,2121	0,227038	0,227038	201936,6
N1T3	503,6598	0,311528	0,311528	202921,3	0	N2T3	459,2121	0,22907	0,22907	200150,7
Abaterii medii pătratică parțiale										
N1T1	7,348771	0,002852	0,002852	804,0336	0	N2T1	1,414214	0,002873	0,002873	2525,642
N1T2	58,24195	0,121076	0,121076	2676,216	0	N2T2	10,55126	0,009498	0,009498	2649,373
N1T3	65,59072	0,123927	0,123927	1872,183	0	N2T3	11,96547	0,006624	0,006624	123,731
t – testul Student										
N1T1	5,616933	28,63953	28,63953	1,885659	0	N2T1	5,307245	1,870381	1,870381	0,365993
N1T2	0,417451	0,349035	0,349035	0,133042	0	N2T2	0,422688	0,131654	0,131654	0,302199
N1T3	0,25864	0,317993	0,317993	0,619642	0	N2T3	0,254539	0,622488	0,622488	13,94157

## ANEXA 3A

Cod	a [mm]	b [mm]	h [mm]	a <sub>f</sub> [mm]	b <sub>f</sub> [mm]	b <sub>1</sub> [mm]	T [%]	W [kgm]	W [J/cm <sup>2</sup> ]
C0U1	10	10	2,1	0	0	8,4	16	14	173,8481
C0U2	10	9,9	2,1	0	0	8,6	13,13131	13	163,06099
C0U3	10	10	2	0	0	8,5	15	13	159,4125
C0V1	10	10	1,9	3,2	8,1	9,3	7	11,2	135,64444
C0V2	10	10	1,9	3,4	8	9,4	6	11,1	134,43333
C0V3	10,1	10,1	2	3,5	8,2	9,3	7,920792	11,3	135,50055
C1U1	10	10,1	2,1	5,2	7,3	9,7	3,960396	0,2	2,4589548
C1U2	10,1	10	2,1	5,5	7,5	9,8	2	0,21	2,575125
C1U3	10	10,1	2,1	5,4	7,4	9,8	2,970297	0,21	2,5819025
C1V1	10	10,1	1,9	6	7,9	9,6	4,950495	0,25	2,9977998
C1V2	10,1	9,9	1,9	5	6,7	9,7	2,020202	0,15	1,8126386
C1V3	10,1	10	2	5	7,2	9,7	3	0,2	2,4222222
C2U1	10,1	10,1	2	5,5	7,5	9,9	1,980198	0,15	1,7986799
C2U2	10,1	10,1	2,1	5,8	7,5	9,9	1,980198	0,15	1,8211634
C2U3	10,1	10	2	5,6	7,6	9,8	2	0,15	1,8166667
C2V1	10,1	10,1	2,1	5,5	7,4	9,7	3,960396	0,15	1,8211634
C2V2	10,1	10,1	1,9	7,1	8,8	9,6	4,950495	0,7	8,2914755
C2V3	10,1	10,1	2	6	8,1	9,7	3,960396	0,5	5,9955996
C3U1	10,1	10,1	2,1	4,8	7	9,6	4,950495	0,15	1,8211634
C3U2	9,9	10	2	4,3	6,6	9,8	2	0,15	1,8626582
C3U3	10	10	2	4,5	6,8	9,7	3	0,15	1,839375
C3V1	10,1	9,9	2,1	6,7	8,1	9,5	4,040404	1,6	19,818182
C3V2	10	10,1	2	6,9	8,2	9,8	2,970297	0,7	8,4987624
C3V3	10,1	10,1	2	6,8	8	9,7	3,960396	0,15	1,7986799

Prelucrarea statistică a energiei de rupere								
Cod	W [J/cm <sup>2</sup> ]	Media	s	z	Col.	Medie parțială	S <sub>parțial</sub>	t
C0U1	173,8481			1,371813		161,23674	2,57987177	2,304398
C0U2	163,06099	165,4405	6,128801	-0,38826	0	166,6303	10,2075115	0,164838
C0U3	159,4125			-0,98356		168,45455	7,62763978	0,558818
C0V1	135,64444			0,836097		134,96694	0,75463618	0,423221
C0V2	134,43333	135,1928	0,540211	-1,40583	0	135,5725	0,1017487	5,277778
C0V3	135,50055			0,56973		135,03889	0,85638488	0,254125
C1U1	2,4589548			-1,41251		2,5785137	0,00479241	11,76039
C1U2	2,575125	2,538661	0,056429	0,646202	0	2,5204286	0,08693718	0,296583
C1U3	2,5819025			0,76631		2,5170399	0,08214477	0,372227
C1V1	2,9977998			1,212865		2,1174304	0,43104073	0,962809
C1V2	1,8126386	2,410887	0,483906	-1,23629	0	2,710011	0,40699479	1,039388
C1V3	2,4222222			0,023425		2,4052192	0,83803552	0,009564
C2U1	1,7986799			-1,38873		1,818915	0,00317965	3
C2U2	1,8211634	1,81217	0,009714	0,92582	0	1,8076733	0,01271859	0,5
C2U3	1,8166667			0,46291		1,8099216	0,01589823	0,2
C2V1	1,8211634			-1,32479		7,1435375	1,62342944	1,545488
C2V2	8,2914755	5,369413	2,678347	1,090995	0	3,9083815	2,95177214	0,69999
C2V3	5,9955996			0,233796		5,0563194	4,57520158	0,096778
C3U1	1,8211634			-1,17193		1,8510166	0,01646373	0,854785
C3U2	1,8626582	1,841066	0,016982	1,27148	0	1,8302692	0,01287757	1,185654
C3U3	1,839375			-0,09955		1,8419108	0,0293413	0,040741
C3V1	19,818182			1,315075		5,1487211	4,73767378	1,45963
C3V2	8,4987624	10,03854	7,436567	-0,20706	0	10,808431	12,741712	0,085451
C3V3	1,7986799			-1,10802		14,158472	8,00403825	0,72794

Prelucrarea statistică a contracției transversale								
Cod	T [%]	Media	s	z	Col.	Medie parțială	S <sub>parțial</sub>	t
C0U1	16			1,084668		14,06566	1,32136116	0,69009
C0U2	13,13131	14,71044	1,1889	-1,32822	0	15,5	0,70710678	1,579125
C0U3	15			0,243555		14,56566	2,02846794	0,100939
C0V1	7			0,03366		6,960396	1,3582051	0,013746
C0V2	6	6,973597	0,784382	-1,24123	0	7,460396	0,65109832	1,057348
C0V3	7,920792			1,207568		6,5	0,70710678	0,947195
C1U1	3,960396			1,228848		2,485149	0,68610361	1,013605
C1U2	2	2,976898	0,800342	-1,2206	0	3,465347	0,70010572	0,986667
C1U3	2,970297			-0,00825		2,980198	1,38620933	0,003367
C1V1	4,950495			1,335772		2,510101	0,6928218	1,660474
C1V2	2,020202	3,323566	1,21797	-1,07011	0	3,975248	1,37920828	0,668222
C1V3	3			-0,26566		3,485349	2,07203007	0,110421
C2U1	1,980198			-0,70711		1,990099	0,01400211	0,333333
C2U2	1,980198	1,986799	0,009335	-0,70711	0	1,990099	0,01400211	0,333333
C2U3	2			1,414214		1,980198	0	∞
C2V1	3,960396			-0,70711		4,455446	0,70010572	0,333333
C2V2	4,950495	4,290429	0,466737	1,414214	0	3,960396	0	∞
C2V3	3,960396			-0,70711		4,455446	0,70010572	0,333333
C3U1	4,950495			1,333394		2,5	0,70710678	1,633663
C3U2	2	3,316832	1,225192	-1,0748	0	3,975248	1,37920828	0,675127
C3U3	3			-0,2586		3,475248	2,08631506	0,107383
C3V1	4,040404			0,787708		3,465347	0,70010572	0,387205
C3V2	2,970297	3,657032	0,486693	-1,41103	0	4,0004	0,0565742	8,583333
C3V3	3,960396			0,623317		3,505351	0,75667992	0,283489

Prelucrarea statistică a fibrozității								
Cod	Fb [%]	Media	s	z	Col.	Medie parțială	S <sub>parțial</sub>	t
C0U1	100			#DIV/0!		100	0	0
C0U2	100	100	0	#DIV/0!	0	100	0	0
C0U3	100			#DIV/0!		100	0	0
C0V1	68			1,235103		65,66923	1,061395	1,035179
C0V2	66,41975	66,44616	1,258068	-0,02099	0	66,45936	2,178798	0,008569
C0V3	64,91871			-1,21412		67,20988	1,117403	0,966584
C1U1	52,42512			1,315318		49,17802	1,047251	1,461633
C1U2	48,4375	50,26038	1,645786	-1,10761	0	51,17183	1,77242	0,72724
C1U3	49,91854			-0,20771		50,43131	2,81967	0,085727
C1V1	42,06087			-1,39124		57,14462	2,247272	3,164078
C1V2	58,73368	52,1167	7,22795	0,915471	0	48,80821	9,542182	0,49034
C1V3	55,55556			0,475772		50,39728	11,78945	0,206255
C2U1	49,57829			1,310955		46,81008	0,914589	1,426814
C2U2	46,16337	47,73282	1,407734	-1,11488	0	48,51754	1,500128	0,739783
C2U3	47,45679			-0,19608		47,87083	2,414717	0,080829
C2V1	49,62871			1,096591		32,57667	11,3383	0,708961
C2V2	24,55929	38,26069	10,36669	-1,32167	0	45,11139	6,388465	1,516539
C2V3	40,59406			0,225084		37,094	17,72676	0,093076
C3U1	58,41584			-1,29066		62,91297	1,644695	1,288974
C3U2	64,07595	61,41393	2,322917	1,145981	0	60,08292	2,357606	0,798408
C3U3	61,75			0,144676		61,2459	4,002301	0,059375
C3V1	31,47727			-0,12105		31,73985	2,495531	0,049602
C3V2	29,97525	31,65233	1,446103	-1,15972	0	32,49087	1,433439	0,827293
C3V3	33,50446			1,280776		30,72626	1,062092	1,233091

Prelucrarea statistică a cristalinității								
Cod	Cr [%]	Media	s	z	Col.	Medie parțială	S <sub>parțial</sub>	t
C0U1	0			#DIV/0!		0	0	0
C0U2	0	0	0	#DIV/0!	0	0	0	0
C0U3	0			#DIV/0!		0	0	0
C0V1	32			-1,2351		34,33077	1,061395	1,035179
C0V2	33,58025	33,55384	1,258068	0,020987	0	33,54064	2,178798	0,008569
C0V3	35,08129			1,214117		32,79012	1,117403	0,966584
C1U1	47,57488			-1,31532		50,82198	1,047251	1,461633
C1U2	51,5625	49,73962	1,645786	1,107607	0	48,82817	1,77242	0,72724
C1U3	50,08146			0,207711		49,56869	2,81967	0,085727
C1V1	57,93913			1,391242		42,85538	2,247272	3,164078
C1V2	41,26632	47,8833	7,22795	-0,91547	0	51,19179	9,542182	0,49034
C1V3	44,44444			-0,47577		49,60272	11,78945	0,206255
C2U1	50,42171			-1,31095		53,18992	0,914589	1,426814
C2U2	53,83663	52,26718	1,407734	1,114877	0	51,48246	1,500128	0,739783
C2U3	52,54321			0,196078		52,12917	2,414717	0,080829
C2V1	50,37129			-1,09659		67,42333	11,3383	0,708961
C2V2	75,44071	61,73931	10,36669	1,321675	0	54,88861	6,388465	1,516539
C2V3	59,40594			-0,22508		62,906	17,72676	0,093076
C3U1	41,58416			1,290657		37,08703	1,644695	1,288974
C3U2	35,92405	38,58607	2,322917	-1,14598	0	39,91708	2,357606	0,798408
C3U3	38,25			-0,14468		38,7541	4,002301	0,059375
C3V1	68,52273			0,121053		68,26015	2,495531	0,049602
C3V2	70,02475	68,34767	1,446103	1,159724	0	67,50913	1,433439	0,827293
C3V3	66,49554			-1,28078		69,27374	1,062092	1,233091

Cod	a [mm]	b [mm]	h [mm]	a <sub>r</sub> [mm]	b <sub>r</sub> [mm]	b <sub>1</sub> [mm]	T [%]	W [kgm]	W [J/cm <sup>2</sup> ]
N0U1	10,1	10	2,1	7,1	9	9,4	6	3,4	41,6925
N0U2	10	10,1	2,1	4,5	8,5	9	10,89109	8,6	105,73505
N0U3	10	10,1	2	5,8	8,7	9,4	6,930693	6,5	78,917079
N0V1	10	10	1,9	7,5	9	9,8	2	0,6	7,2666667
N0V2	10,1	10	1,9	6,7	8,2	9,6	4	2,5	29,908537
N0V3	10	10,1	1,9	7,1	8,5	9,8	2,970297	1,5	17,986799
N1U1	10,1	10,1	2,1	8	10,1	10	0,990099	0,15	1,8211634
N1U2	10	10,1	2,1	7,9	10,1	9,9	1,980198	0,15	1,8442161
N1U3	10	10	2	8	10	9,9	1	0,15	1,839375
N1V1	10	10	2	8	10	9,9	1	0,15	1,839375
N1V2	10,1	10	1,9	8,2	10	10	0	0,15	1,7975122
N1V3	10,1	10	1,9	8,2	10	9,9	1	0,15	1,7945122
N2U1	10,1	10,1	2,1	8	10,1	10	0,990099	0,15	1,8211634
N2U2	10,1	10,1	2	8,1	10,1	10	0,990099	0,15	1,7986799
N2U3	10	10	2	8	10	9,9	1	0,15	1,839375
N2V1	10	10,1	1,9	8,1	10,1	9,9	1,980198	0,15	1,7986799
N2V2	10,1	10,1	1,9	8,2	10,1	10	0,990099	0,15	1,7767447
N2V3	10,1	10,1	2,1	8	10,1	10	0,990099	0,15	1,8211634

Prelucrarea statistică a energiei de rupere								
Cod	W [J/cm <sup>2</sup> ]	Media	s	z	Col.	Medie parțială	S <sub>parțial</sub>	t
N0U1	41,6925			-1,28544		92,326067	18,9631722	1,258697
N0U2	105,73505	75,44821	26,26007	1,153342	0	60,30479	26,3217524	0,813625
N0U3	78,917079			0,132097		73,713777	45,2849246	0,054165
N0V1	7,2666667			-1,20251		23,947668	8,42994172	0,932806
N0V2	29,908537	18,38733	9,247843	1,245826	0	12,626733	7,58027804	1,074726
N0V3	17,986799			-0,04331		18,587602	16,0102198	0,01769
N1U1	1,8211634			-1,38589		1,8417955	0,00342315	2,84127
N1U2	1,8442161	1,834918	0,009925	0,936831	0	1,8302692	0,01287757	0,510549
N1U3	1,839375			0,44906		1,8326897	0,01630072	0,193333
N1V1	1,839375			1,411682		1,7960122	0,00212132	9,636179
N1V2	1,7975122	1,810466	0,020478	-0,63259	0	1,8169436	0,03172279	0,288753
N1V3	1,7945122			-0,77909		1,8184436	0,02960147	0,381108
N2U1	1,8211634			0,085553		1,8190274	0,0287758	0,034991
N2U2	1,7986799	1,819739	0,016644	-1,26528	0	1,8302692	0,01287757	1,156379
N2U3	1,839375			1,179725		1,8099216	0,01589823	0,873333
N2V1	1,7986799			-0,01008		1,7989541	0,03140871	0,004115
N2V2	1,7767447	1,798863	0,018134	-1,21967	0	1,8099216	0,01589823	0,98374
N2V3	1,8211634			1,229754		1,7877123	0,01551047	1,016667

## ANEXA 3B

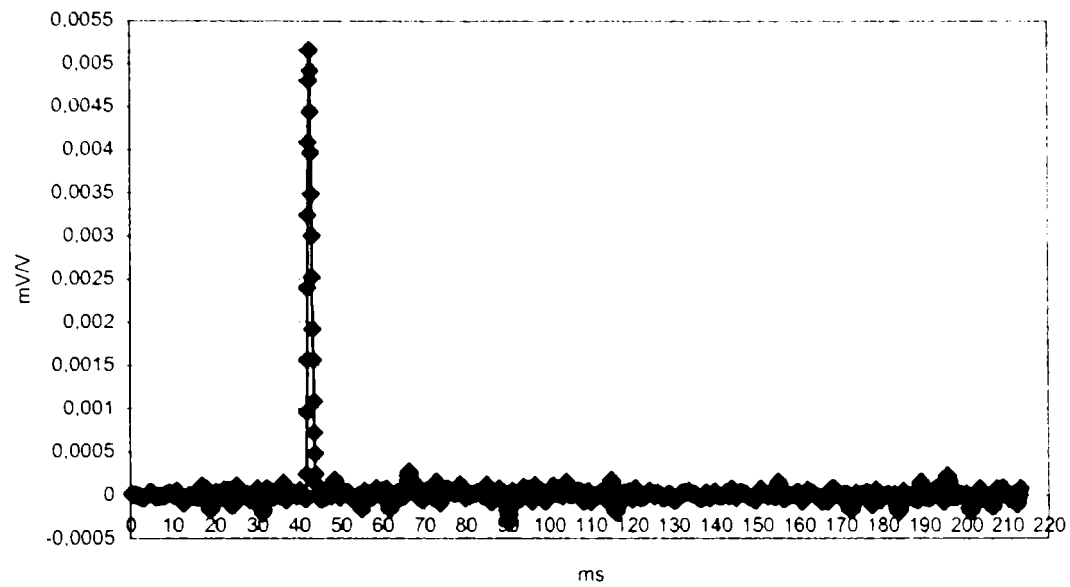
Prelucrarea statistică a contracției transversale								
Cod	T [%]	Media	s	z	Col.	Medie parțială	S <sub>parțial</sub>	t
N0U1	6			-0,9151		8,910891	2,8004229	0,49
N0U2	10,89109	7,940594	2,120631	1,391329	0	6,465347	0,65809938	3,170213
N0U3	6,930693			-0,47623		8,445545	3,45852228	0,206478
N0V1	2			-1,21244		3,485149	0,72810995	0,961538
N0V2	4	2,990099	0,816617	1,236689	0	2,485149	0,68610361	1,040816
N0V3	2,970297			-0,02425		3	1,41421356	0,009901
N1U1	0,990099			-0,71774		1,490099	0,69310467	0,340067
N1U2	1,980198	1,323432	0,464421	1,41416	0	0,99505	0,00700106	66,33333
N1U3	1			-0,69642		1,485149	0,70010572	0,326667
N1V1	1			0,707107		0,5	0,70710678	0,333333
N1V2	0	0,666667	0,471405	-1,41421	0	1	0	#DIV/0!
N1V3	1			0,707107		0,5	0,70710678	0,333333
N2U1	0,990099			-0,70711		0,99505	0,00700106	0,333333
N2U2	0,990099	0,993399	0,004667	-0,70711	0	0,99505	0,00700106	0,333333
N2U3	1			1,414214		0,990099	0	#DIV/0!
N2V1	1,980198			1,406932		1,045099	0,07778175	5,667267
N2V2	1,100099	1,356799	0,443091	-0,57934	0	1,485149	0,70010572	0,259267
N2V3	0,990099			-0,82759		1,540149	0,62232398	0,416657

Prelucrarea statistică a fibrozității								
Cod	Fb [%]	Media	s	z	Col.	Medie parțială	S <sub>parțial</sub>	t
N0U1	20,125			-1,26023		44,80558	10,26164	1,133789
N0U2	52,06166	36,57872	13,05615	1,185874	0	28,83725	12,32099	0,888573
N0U3	37,5495			0,074354		36,09333	22,58263	0,030397
N0V1	16,66667			-1,28836		29,61576	4,786044	1,275429
N0V2	33	25,29939	6,700551	1,14925	0	21,44909	6,763367	0,805095
N0V3	26,23151			0,139111		24,83333	11,54941	0,057069
N1U1	0			0		0	0	0
N1U2	0	0	0	0	0	0	0	0
N1U3	0			0		0	0	0
N1V1	0			0		0	0	0
N1V2	0	0	0	0	0	0	0	0
N1V3	0			0		0	0	0
N2U1	0			0		0	0	0
N2U2	0	0	0	0	0	0	0	0
N2U3	0			0		0	0	0
N2V1	0			0		0	0	0
N2V2	0	0	0	0	0	0	0	0
N2V3	0			0		0	0	0

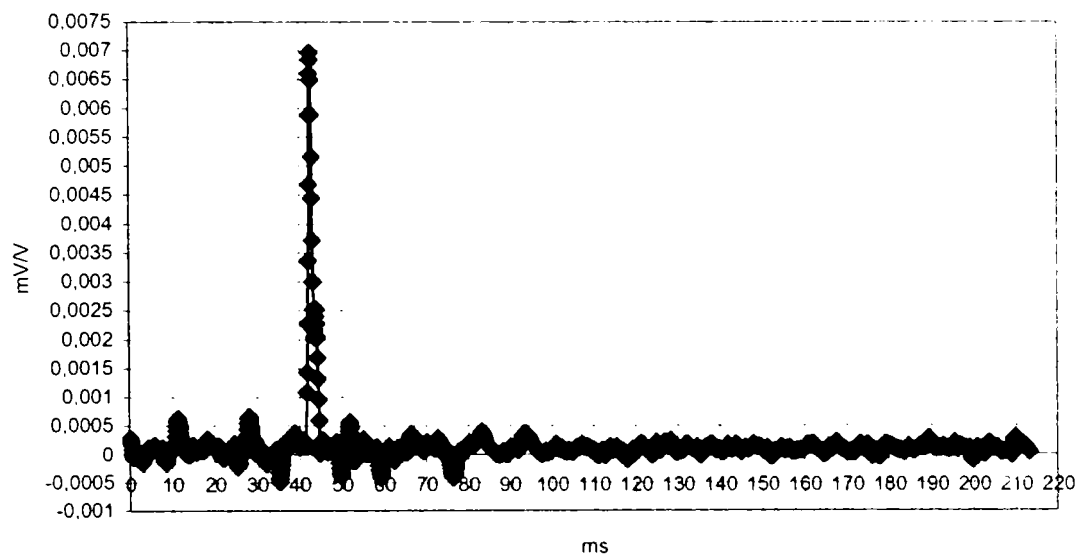
## ANEXA 3B

Prelucrarea statistică a cristalinității								
Cod	Cr [%]	Media	s	z	Col.	Medie parțială	S <sub>parțial</sub>	t
N0U1	79,875			1,260228		55,19442	10,26164	1,133789
N0U2	47,93834	63,42128	13,05615	-1,18587	0	71,16275	12,32099	0,888573
N0U3	62,4505			-0,07435		63,90667	22,58263	0,030397
N0V1	83,33333			1,288361		70,38424	4,786044	1,275429
N0V2	67	74,70061	6,700551	-1,14925	0	78,55091	6,763367	0,805095
N0V3	73,76849			-0,13911		75,16667	11,54941	0,057069
N1U1	100			0		100	0	0
N1U2	100	100	0	0	0	100	0	0
N1U3	100			0		100	0	0
N1V1	100			0		100	0	0
N1V2	100	100	0	0	0	100	0	0
N1V3	100			0		100	0	0
N2U1	100			0		100	0	0
N2U2	100	100	0	0	0	100	0	0
N2U3	100			0		100	0	0
N2V1	100			0		100	0	0
N2V2	100	100	0	0	0	100	0	0
N2V3	100			0		100	0	0

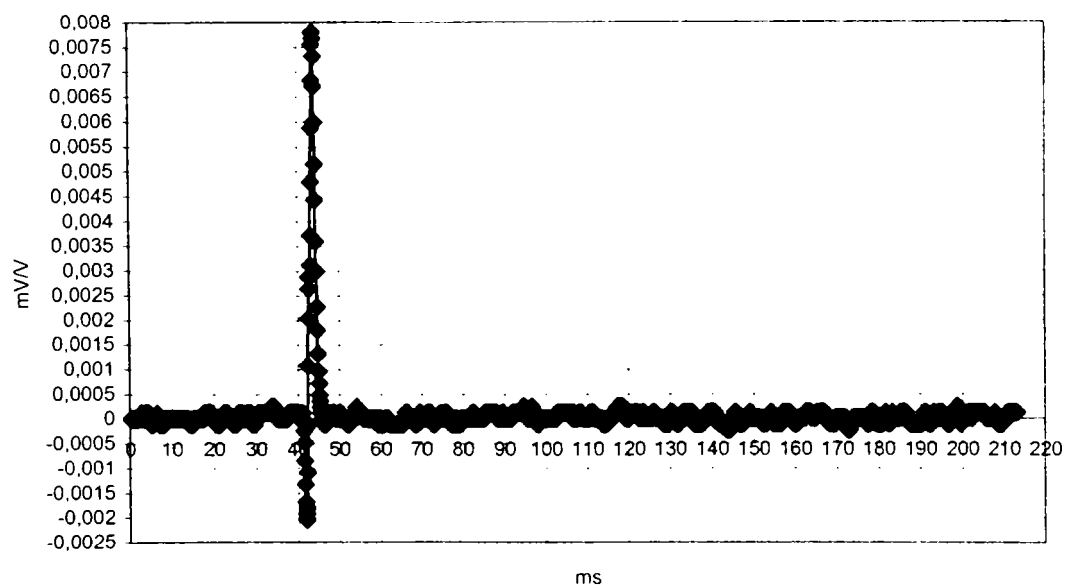




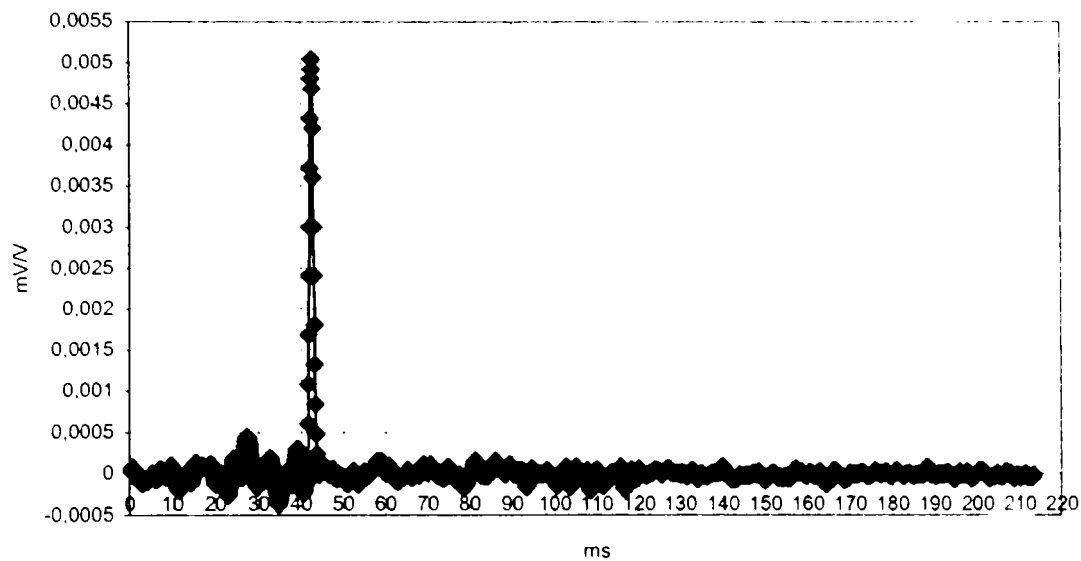
*Spectrul înregistrat la solicitarea prin șoc longitudinal a unei probe din OLC15 necementat.*



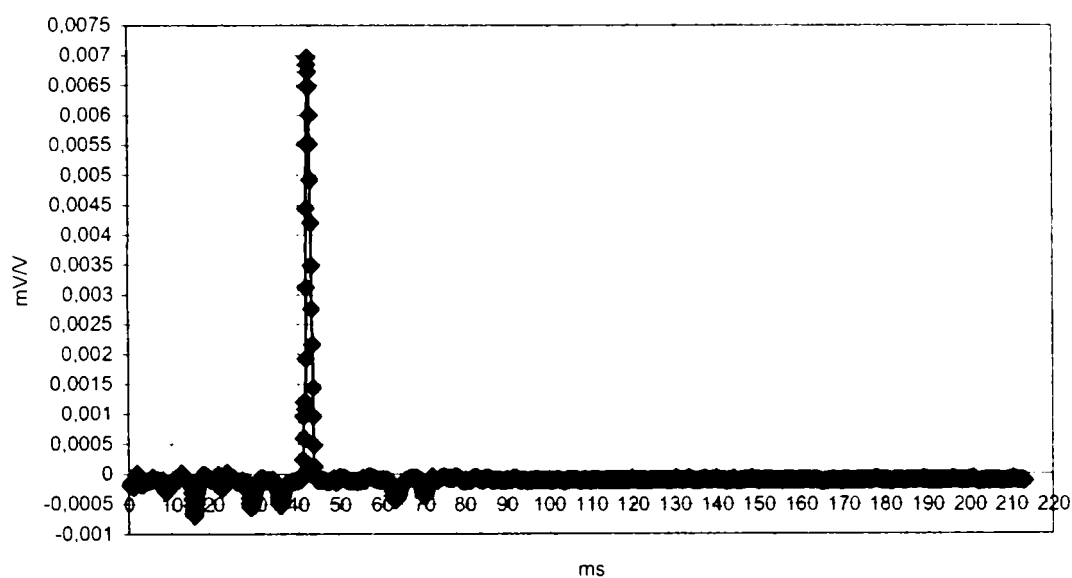
*Spectrul înregistrat la solicitarea prin șoc longitudinal a unei probe din OLC15 cementată 8 ore.*



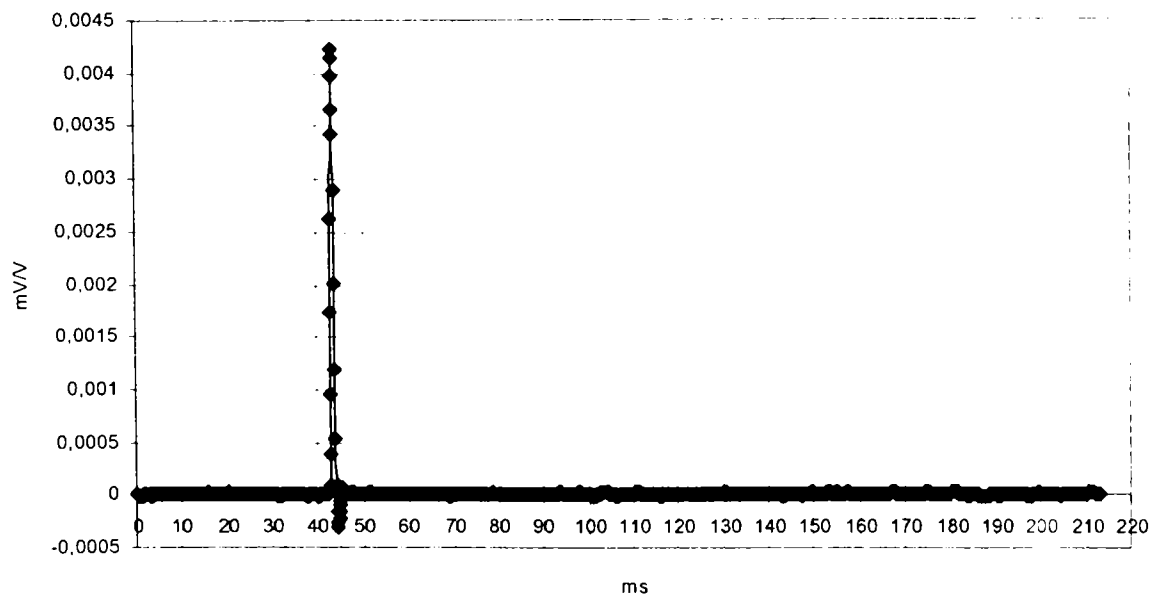
*Spectrul înregistrat la solicitarea prin șoc longitudinal a unei probe din OLC15 cementată 8 ore.*



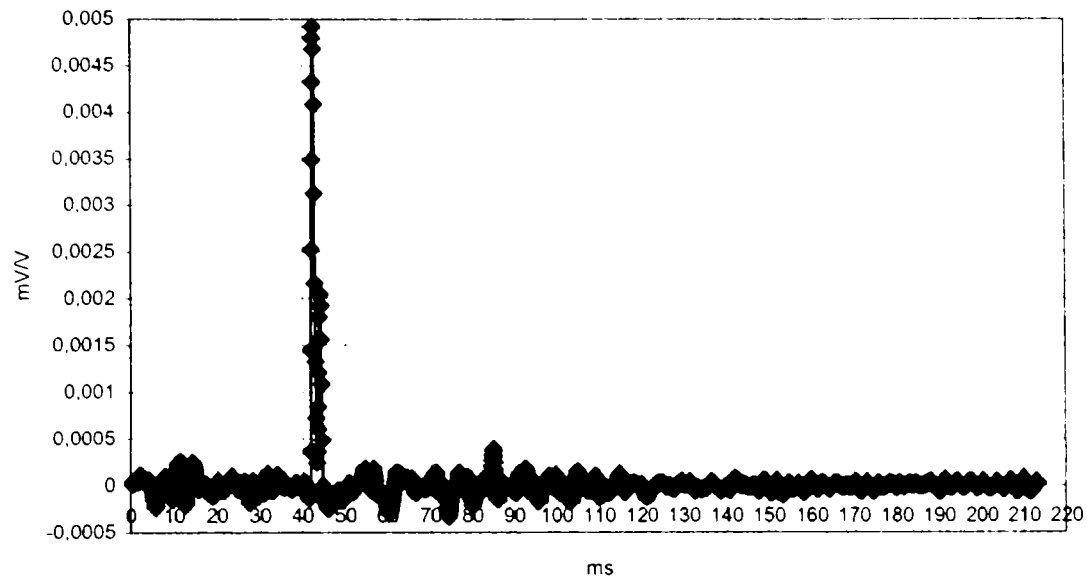
*Spectrul înregistrat la solicitarea prin șoc longitudinal a unei probe din OLC15 cementată 12 ore.*



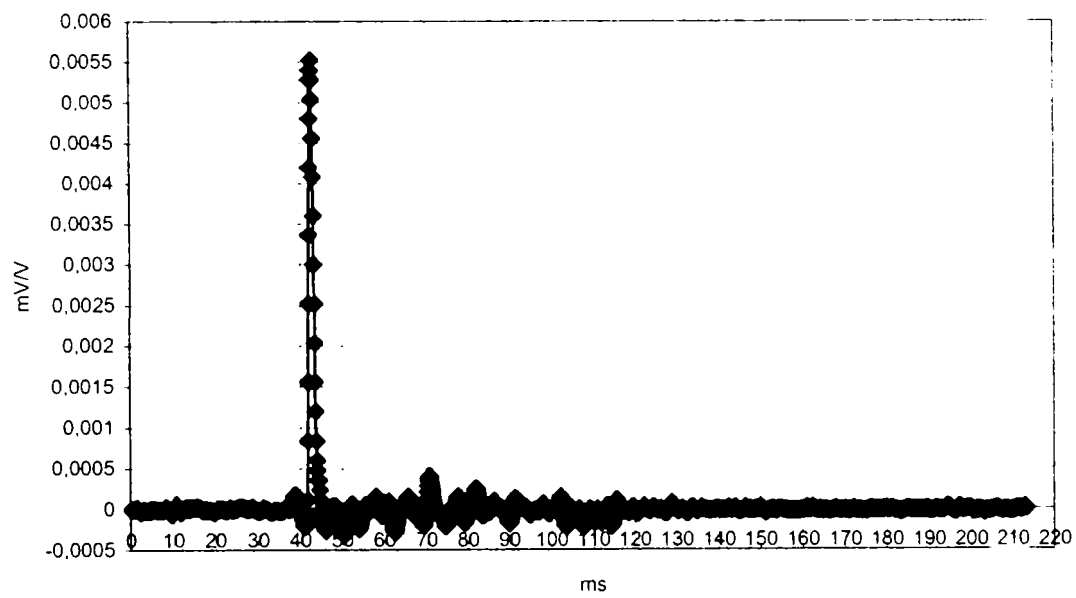
*Spectrul înregistrat la solicitarea prin șoc longitudinal a unei probe din OLC15 cementată 12 ore.*



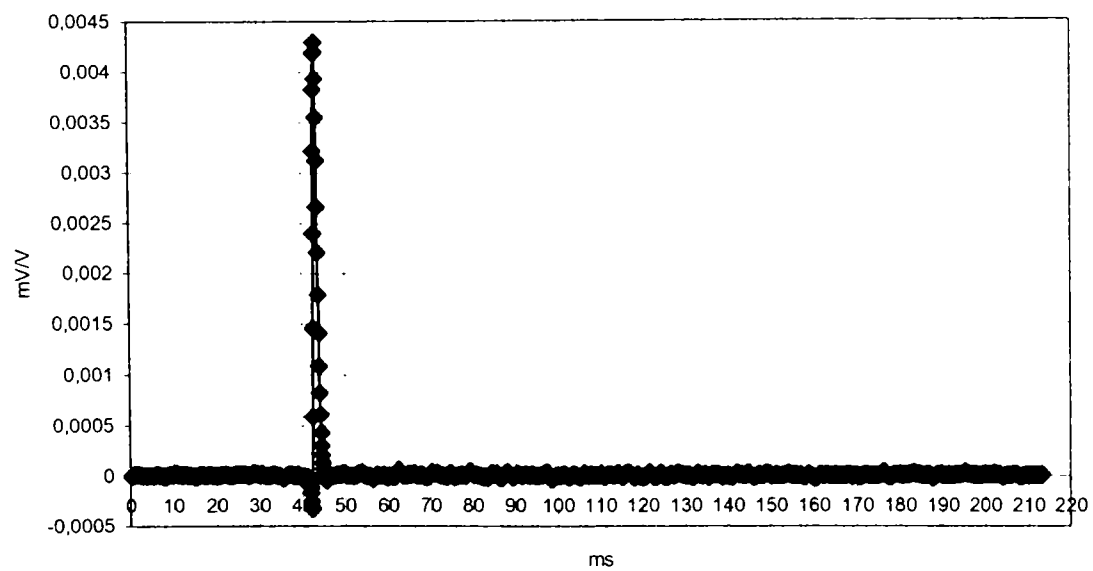
*Spectrul înregistrat la solicitarea prin șoc longitudinal a unei probe din OLC45 nenințurată.*



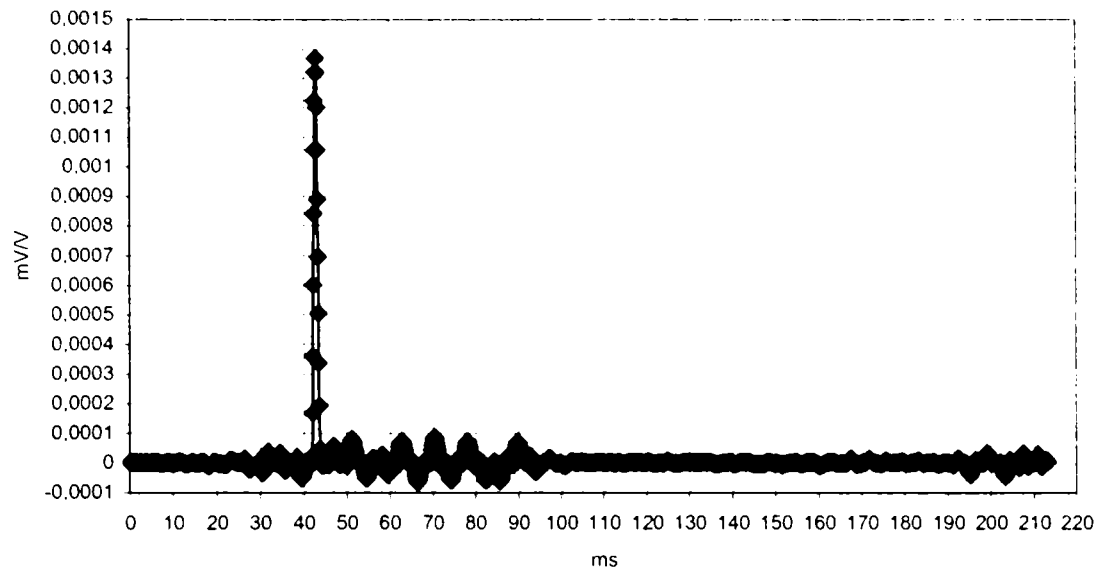
*Spectrul înregistrat la solicitarea prin șoc longitudinal a unei probe din OLC45 nintrurată 33 ore.*



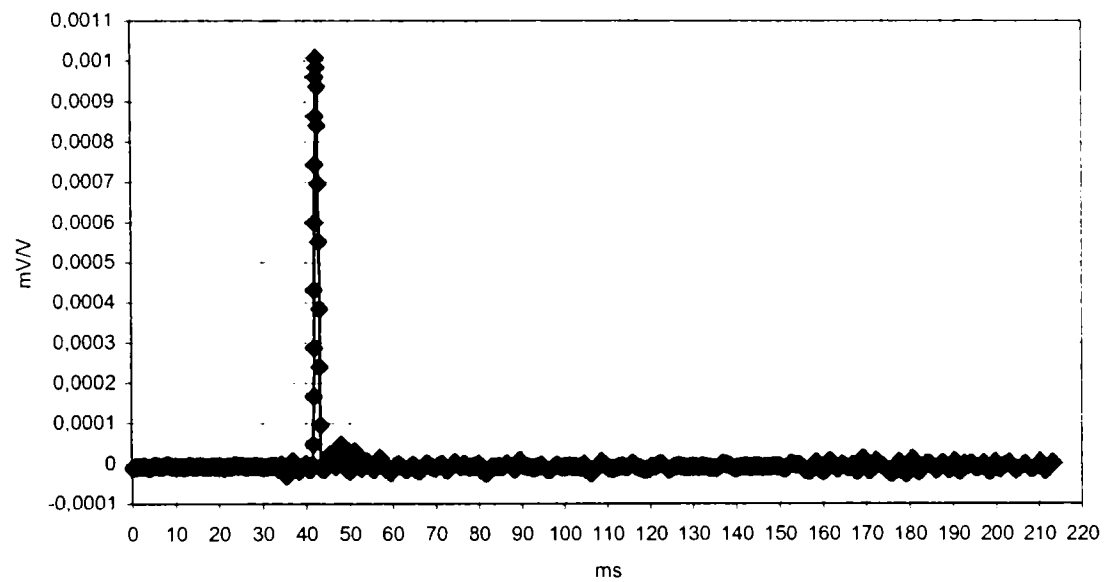
*Spectrul înregistrat la solicitarea prin șoc longitudinal a unei probe din OLC45 nintrurată 42 ore.*



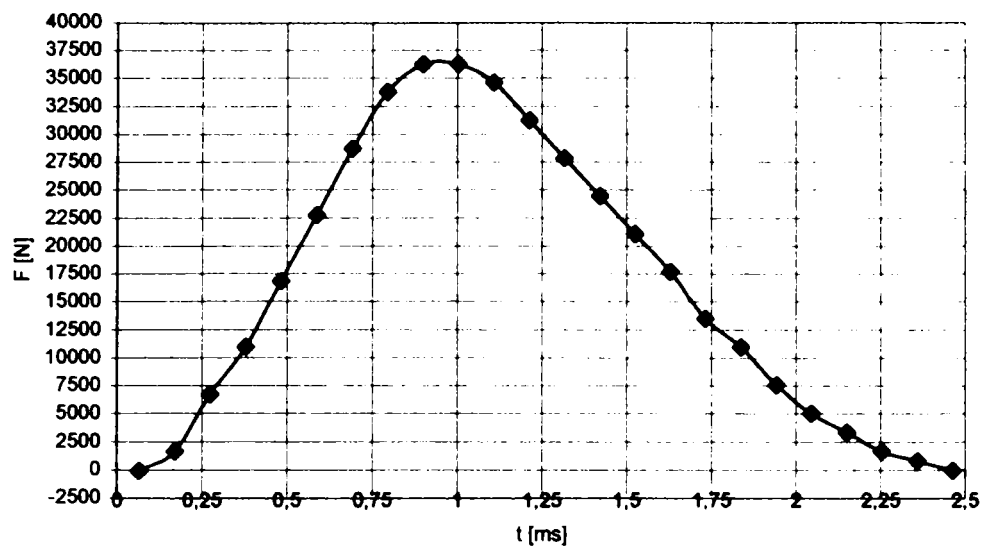
*Spectrul înregistrat la solicitarea prin șoc longitudinal a unei probe din OLC45 nintrurată 42 ore.*



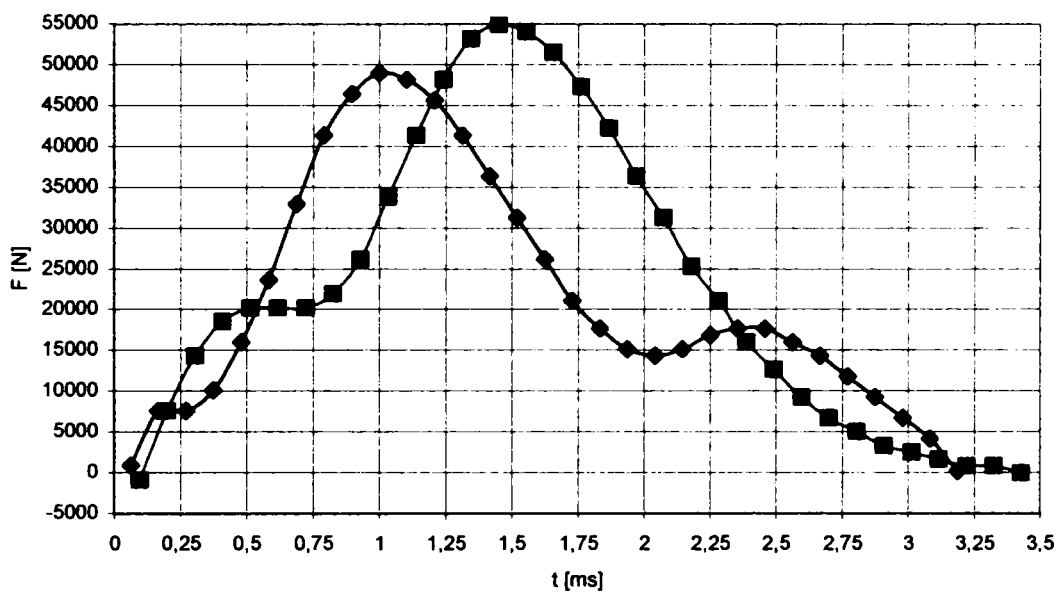
*Spectrul înregistrat la solicitarea prin șoc longitudinal a unei probe din OLC45 nenintrurată, prevăzută cu creștătură (raportul diametrelor fiind 4/4,8).*



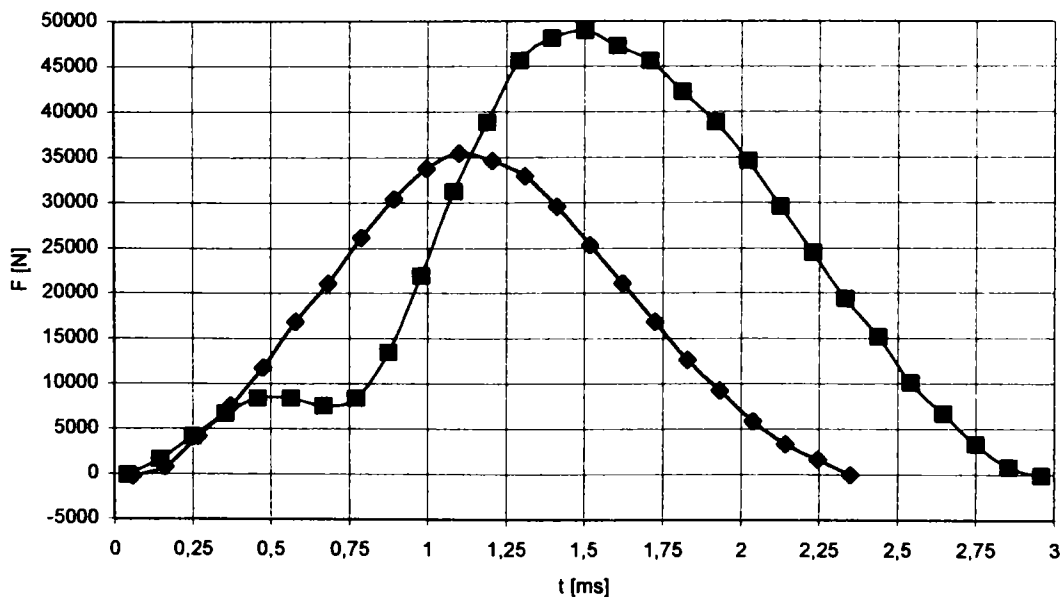
*Spectrul înregistrat la solicitarea prin șoc longitudinal a unei probe din OLC45 nenintrurată, prevăzută cu creștătură (raportul diametrelor fiind 3,7/4,9).*



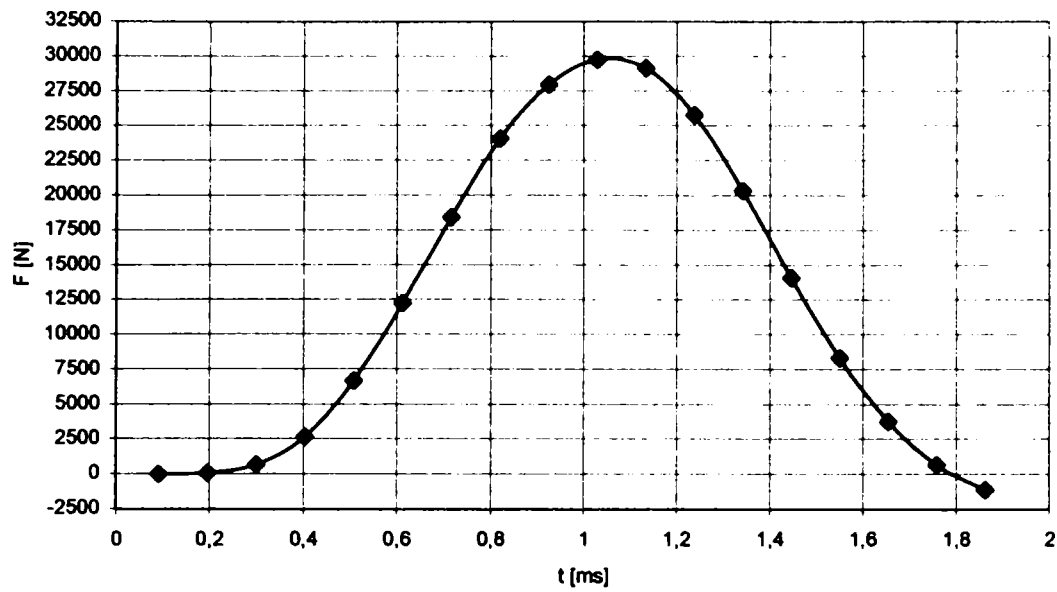
Spectrul de forțe înregistrat pentru proba din OLC15 necementată.



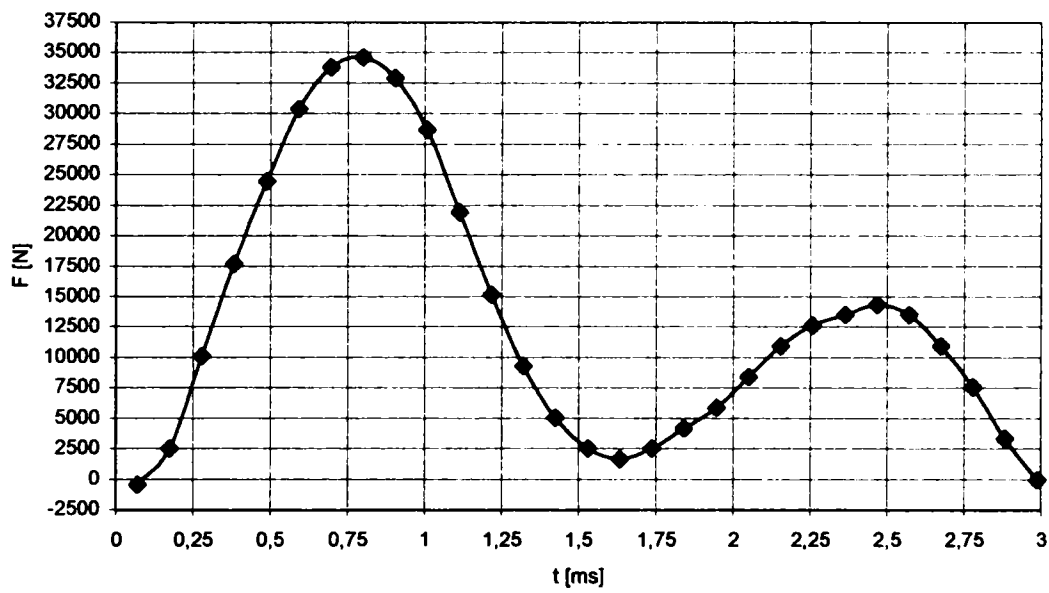
Spectrul de forțe înregistrat pentru probele din OLC15 cementate 8 ore.



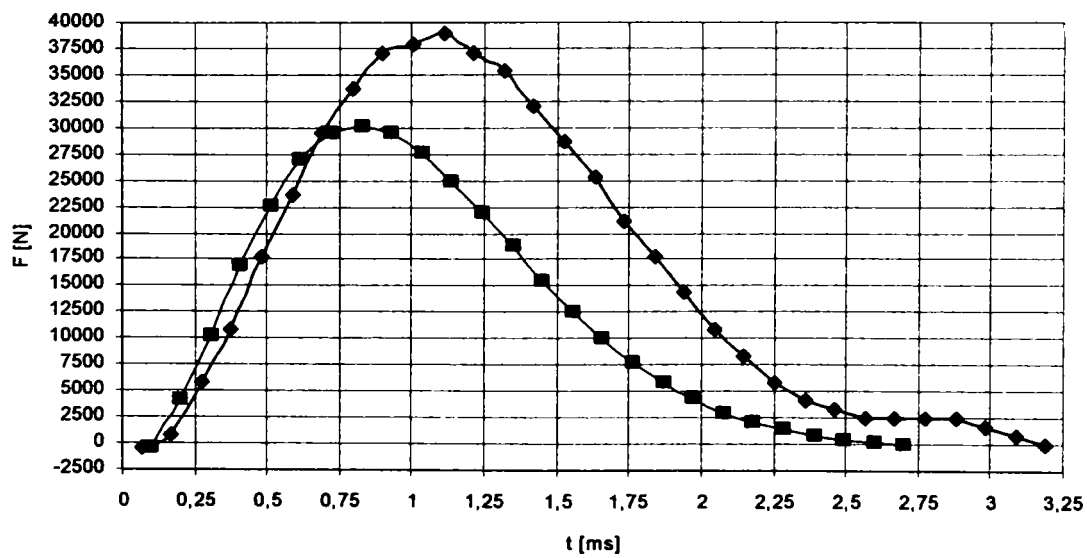
Spectrul de forțe înregistrat pentru probele din OLC15 cementate 12 ore.



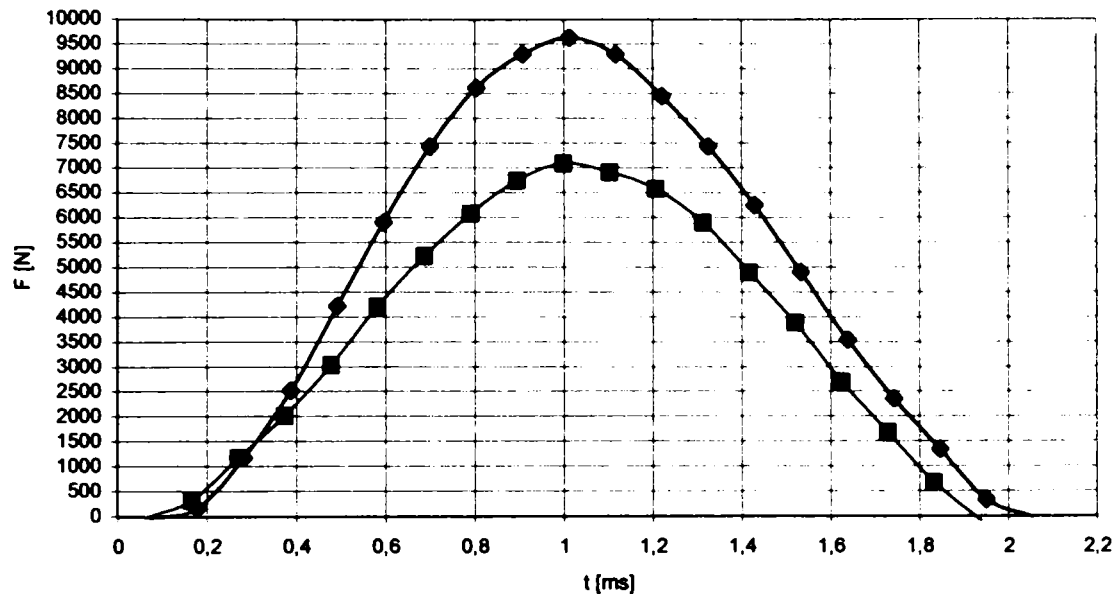
*Spectrul de forțe înregistrat pentru proba din OLC45 nenitrurată.*



*Spectrul de forțe înregistrat pentru proba din OLC45 nitrurată 33 ore.*



*Spectrul de forțe înregistrat pentru probele din OLC45 nitrurate 42 ore.*



*Spectrul de forțe înregistrat pentru probele din OLC45 nenitrurate prevăzute cu creștătură.*

# RESEARCH REGARDING THE SHOCK FRACTURE OF HARDNESSED STEELS BY SURFACE TREATMENT

- RESUME -

## Contents

1. Introduction .....	ii
2. The today's stage of research regarding the surface treatment influence of the mechanical characteristics.....	ii
3. Theoretical studies regarding the influence of surface treatment of the stress and strain distribution under dynamic loads .....	ii
4. Consideration regarding the acquisition and processing of the experimental data at the dynamic testing .....	iv
5. Contribution regarding the influence of surface treatments of the material characteristics of two quality carbon steels .....	v
6. Contributions regarding the study of spur wheals durability .....	vi
7. Conclusions. Author's contributions .....	vii
8. Curriculum vitae .....	ix

**Key words:** *shocks, fatigue, fracture mechanics, cracks, surface treatments, energy, stress, strain, fracture strength, spur wheals, Charpy tests, finite element analysis.*



## 1. Introduction

The work speed increase of machine's elements (gear wheels, shafts, bearings, cams etc.) impose the dynamic load consideration on their design. Usually the machines elements are subjected to surface treatment in regard of improving the wear off reliability. Thus is the justification of the necessity for studying the influence of surface treatment of the material behavior under the dynamic loads.

## 2. The today's stage of research regarding the surface treatment influence of the mechanical characteristics

In this chapter was realized a study of research regarding the influence of the surface treatment of mechanical characteristics of materials.

The treatment in study are:

1. Surface quench;
2. Thermochemical treatments:
  - a. Carbonizing;
  - b. Nitriding;
  - c. Carbonitriding;
  - d. Boroning;
  - e. Sulphuring and Sulphurcarbonitriding.
3. Mechanical surface treatments.

The conclusion of this chapter points to the relative absents of "surface treatment – material characteristics" type of correlations. The primary elements pursued, in similar study, were only the influence of surface treatment over: durability, ware off and fatigue strength. Influence of the surface treatment over the behavior of material under dynamic loads are little studied.

## 3. Theoretical studies regarding the influence of surface treatment of the stress and strain distribution under dynamic loads

This chapter presentes the theoretical approach regarding the influence of surface treatments of the stress distribution under the quasistatic and dynamic loads.

The approached problems are:

1. Influence of the surface treatments of stress distribution in case of quasistatic loads;
2. Contact stresses;
3. Shock analysis (longitudinal, torsion, bending and contact) and also the influence of surface treatments over the stress distribution under dynamic loads;
4. Analysis of dynamic fracture mechanics;
5. FEA (finite elements analysis) using the following software: CosmosM and Algor.

As an author contribution out the analysis of plane stress in case of semi elliptical normal load of elastic semiplane, may be pointed. The normal stress expression in this case is:

$$\sigma_r = -\frac{P_0}{2b} \left( -2y + \sqrt{2} \sqrt{(y^2 + b^2 - x^2) + \sqrt{(y^2 + b^2 - x^2)^2 + 4x^2 y^2}} \right) \quad (1)$$

where: -  $p_0$  – maximum load;  
-  $b$  – load semi axis ;  
-  $x, y$  – cartesian coordinates.

Theoretical study was expanded with a plastic strain analysis induced by this type of load. In this context the author introduce two new parameters that explains the dimensions and the expansion of plastic strain area:

$$S_0 = \frac{0,23570226}{\sigma_{c0} \sqrt{\sigma_{c0}}} \left[ -\sigma_{c0}^2 \sqrt{1-\sigma_{c0}^2} + \frac{0,707106781}{\sqrt{1+\sigma_{c0}^2}} \cdot \left\{ \begin{aligned} &E_{II} \left( \sqrt{1-\sigma_{c0}^2}, \frac{1}{\sqrt{1+\sigma_{c0}^2}} \right) \cdot [1-\sigma_{c0}^4] + \\ &+ E_I \left( \sqrt{1-\sigma_{c0}^2}, \frac{1}{\sqrt{1+\sigma_{c0}^2}} \right) \cdot [\sigma_{c0}^2 + \sigma_{c0}^4] \end{aligned} \right\} \right] \quad (2)$$

$$\lambda = \sqrt{\frac{2\sigma_{c0}}{1-\sigma_{c0}^2}} \quad (3)$$

where:  $\sigma_{c0} = \frac{\sigma_c}{p_0}$  ;  
 $\sigma_c$  – yield limit;

The strain function,  $\lambda$ , is a parameters which defines the strain direction that can be used as a technological parameter in case of mechanical surface treatments.

Analysis allows to establish the link between real strain and the parameter  $S_0$ :

$$S = b^2 \cdot S_0 \quad (4)$$

This chapter presents also an analysis of the influence of surface treatments of the materials behavior under dynamic loads.

Study continued with a FEA analysis made in CosmosM and Algor over the stress distribution in a gear wheel, (fig. 1).

Also in this part of the work the author propose a method for evaluation of the dynamic stress intensity factor (DSIF). The method is based on law of Paris for dynamic loads.

The results obtained by the author were corroborated by similar research in literature.

It was obtained:

$$K_{Icd} = \frac{10^5}{A + B\sqrt{W_t}} \quad (5)$$

where:  
-  $A, B$  –material constants;  
-  $W_t$  –total energy of applied shocks.

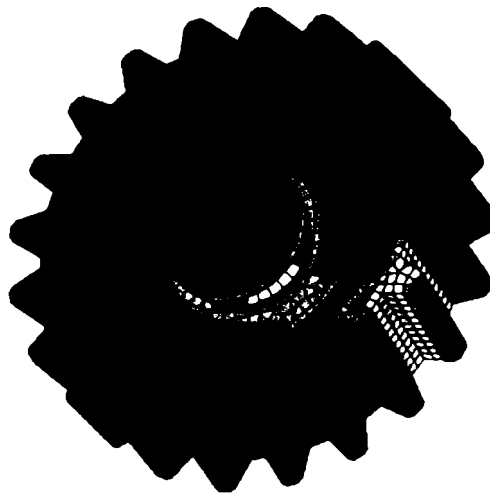


Figure 1 Stress distribution in a spur wheel

#### 4. Consideration regarding the acquisition and processing of the experimental data at the dynamic testing

This chapter presents the experimental technique and the installation used at the dynamic traction testing, (fig.2).

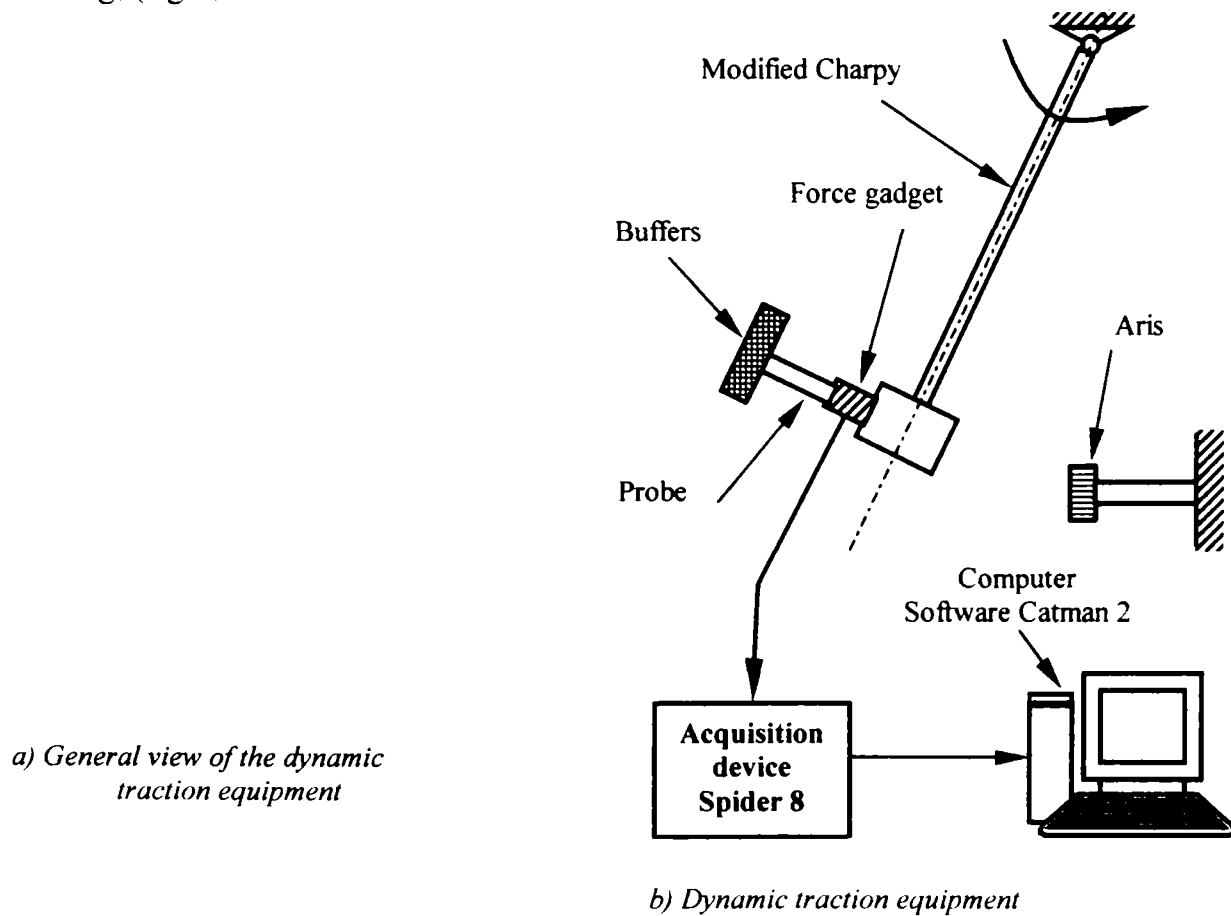


Figure 2

The installation used is formed from a modified Charpy for dynamic traction tests on which a force gadget, serial with the probe, was adapted. The acquisition of experimental data was realized with the Spider 8 device, at a frequency of 9600 impulses/second, and the processing was done using the software Catman 2.

## 5. Contribution regarding the influence of surface treatments over the material characteristics of two quality carbon steels

In this chapter the influence of thermochemical treatments of carbonizing and nitriding of the mechanical characteristics of two quality carbon steels OLC15 and OLC45, is established.

Thus, there are realized three treatments of gassed carbonizing and two treatments of gassed nitriding. The influence of these treatments was marked out by comparison with the behavior and mechanical characteristics of nontreated steel.

The tests for those two steels, in study are:

- a. *Hardness tests* – in which is established: HV variation, depth of the treatment;
- b. *Metallographic analysis* – is analyzed: the differential structure on interest areas;
- c. *Quasistatic traction tests* – in which is established: Young modulus, elastic strength limit, yield limit, fracture strength, axial extension, reduction in area, analysis of fractured surfaces;
- d. *Bending-impact test* – in which is established: KV resilience, KCU resilience, transverse contraction, degree of crystallinity, fibrousness, analysis of fractured surfaces;
- e. *Repeated bending-impact tests* – in which is established: fracture impact numbers, analysis of contact stain, analysis of contact plastic strain related to shock loads, analysis of the energy consumption in contact plastic strain, impact time analysis, crack initiation and crack propagation analysis, front crack analysis, determination of the dynamic stress intensity factor variation, critical length of cracks, variation of the plastic crack tip enclave;
- f. *Dynamic traction tests* – in which is established: yield delay time, dynamic yield strength, dynamic fracture strength, fracture energy, dynamic axial extension and reduction in area, strain speed, shock wave dumping, dynamic stress intensity factor and its variation;

As an author contribution, regarding the influence of surface treatment over the durability under repeated bending impact loads is represented by establishing numbers of shock until fracture:

$$N = \frac{W_1 - W_0}{W - W_0} \quad (6)$$

where:  $N$  – number of impacts until fracture;

$W_1$  – energy consumption for one shock fracture ;

$W_0$  – energy threshold;

$W$  – load energy.

This new parameter,  $W_0$ , was experimentally validated for our two steels and applied treatments.

Regarding the processing of experimental data obtained in dynamic traction test, the author proposed a graph-analytically method of analysis.

In figure 3 it is presented both the time variation of dynamic stress and its time derivate for an untreated OLC45 probe.

Dynamic traction analysis allows the identification of four characteristic areas, and also the behavior of material in these areas:

- A – elastic strain area;
- B – dynamic yield;
- C – uniform distributed plastic strains area;
- D – lumped plastic strain area.

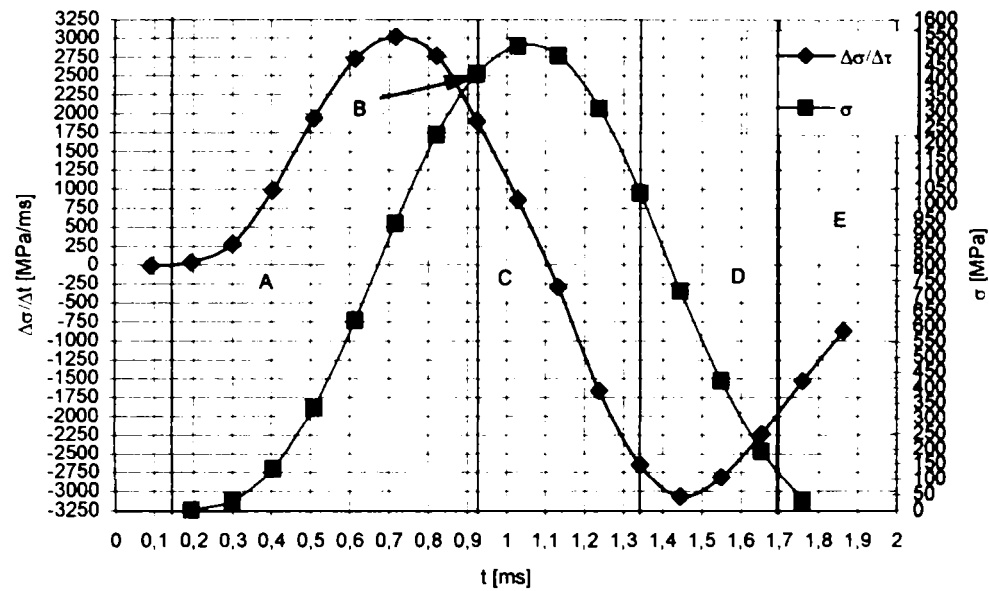


Figure 3 Variation  $\sigma(t)$  and  $d\sigma(t)/dt$  for OLC45

It is also the influence of the carbonizing and nitriding over the dynamic traction behavior of carbon steels OLC15 and OLC45.

## 6. Contributions regarding the study of spur wheels durability

In this chapter it is presented the research implementation in determination of spur wheels durability.

Initially, it was established the influence of carbonizing and nitriding over the quasistatic bending strength of spur tooth.

The author, also, approached the dynamic bending of spur tooth obtaining in this case the stress variation at the tooth base.

The dynamic and static fracture mechanic study involved the simulation of crack propagation in the tooth base using the following software: Franck2D/L and Casca.

It is analyzed the influence of surface treatment over the spur wheel durability under dynamic loads in presence of a crack at the tooth base.

In this way the evolution of cracks is analyzed based on the following laws:

- Paris law;
- Collepriest law.

Both laws allow us to consider the hardness of tooth broadside, the presence of residual stress's and the closure of the crack tip, (fig. 5).

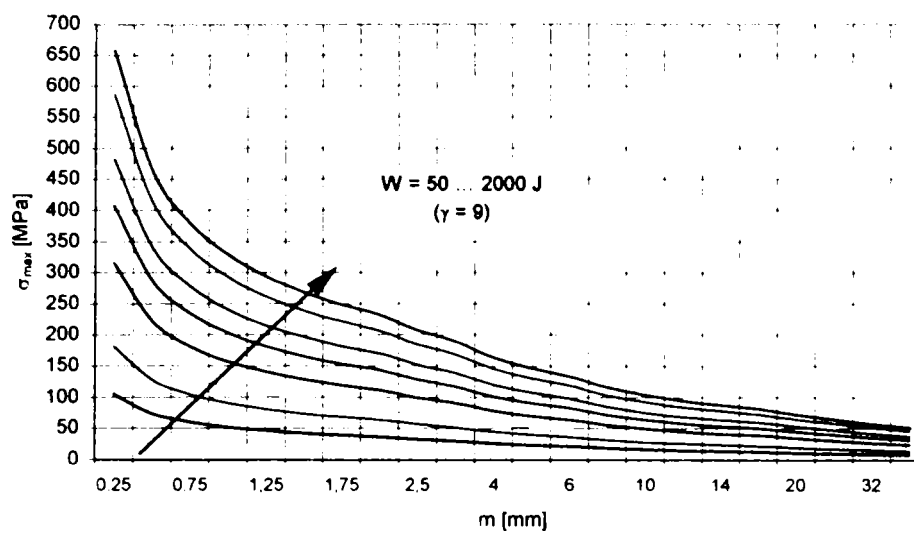


Figure 4. Dynamic stress variation on the base of a tooth.

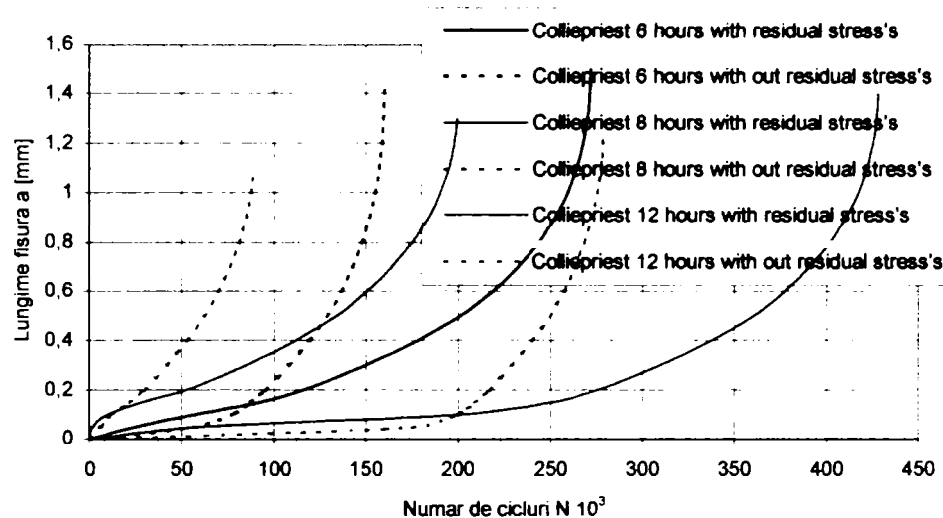


Figure 5. Carbonizing influence on crack propagation.

## 7. Conclusions. Author's contributions

Thesis contributions:

1. Presentation of the actual research stage regarding the influence of surface treatments over the material characteristics (see chapter 2);
2. Theoretical study of surface treatments influence over the stress and strain distribution at quasistatic and dynamic loads (see chapter 3);
3. The study of contact in hypothesis of a semielliptical distributed load, with applicability at the gear wheels. The author defines a strain function and calculates the plastic strain volumes (see chapter 3);
4. Finite element analysis on spur wheels. Creation of a software that simulate the propagation of a longitudinal shock waves in bars (see chapter 3);
5. The author proposes two methods for determining of the critical dynamic stress intensity factor ( $K_{Idc}$ ). One method is based on dynamic traction test and the other on studying the final stage fracture in repeated impact bending test. Both methods leads to similar results, an extremely important fact regarding the complexity of  $K_{Idc}$  determination (see chapter 5).

6. The development of a method for acquisition and process of experimental data at the dynamic traction test using the system Spider 8 and software Catman. The author propose an original method for laying-out the  $\sigma$ - $\epsilon$  dynamic diagram at various impact speeds (see chapter 4 and 5);
7. The study of influence of gas carbonizing and gas nitriding over the mechanical characteristics of OLC15 and OLC45 steels. For the same treatments these were being done the metallographic and hardness's analysis (see chapter 5);
8. The elaboration of an experimental method for the study of carbonizing and nitriding influence over the durability of OLC15 and OLC45 steels at the fatigue with shocks. There was also analyzed the crack initiation, crack propagation and were established the Paris and Collepriest coefficients (see chapter 5 and 6);
9. The elaboration of an experimental study on contact fatigue under repeated shock loads. In this context there were analyzed the contact stain dimensions for diverse numbers of shocks, shock energies etc. (see chapter 5);
10. The evaluation of spur wheel durability based on fracture mechanics concepts using the experimental results obtained for those two carbon steels in condition of carbonizing and nitriding treatments (see chapter 6).