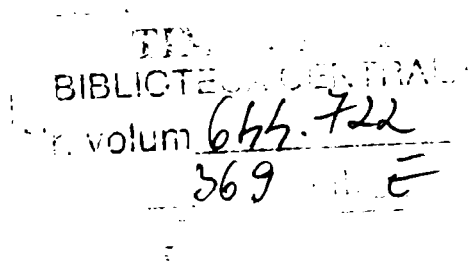


MINISTERUL EDUCAȚIEI ȘI CERCETĂRII  
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA" DIN TIMIȘOARA  
FACULTATEA DE MANAGEMENT ÎN PRODUCȚIE ȘI  
TRANSPORTURI

**Ing. Dipl. Ionel VANDICI**

# TEZĂ DE DOCTORAT



Conducător științific:

**Prof. dr. doc. ing. Aftanasie ȘANDRU**  
Membru titular al Academiei de Științe Agricole și Silvice

**TIMIȘOARA**  
**2004**

MINISTERUL EDUCAȚIEI ȘI CERCETĂRII  
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA" DIN TIMIȘOARA  
FACULTATEA DE MANAGEMENT ÎN PRODUCȚIE ȘI  
TRANSPORTURI

**Ing. Dipl. Ionel VANDICI**

# **TEZĂ DE DOCTORAT**

**CONTRIBUȚII LA STUDIUL INFLUENȚEI  
PROPRIETĂȚILOR FIZICO-MECANICE ALE SOLULUI  
ASUPRA REZISTENȚEI LA UZURĂ A ORGANELOR DE  
LUCRU ALE MAȘINILOR AGRICOLE**

Conducător științific:

**Prof. dr. doc. ing. Aftanasie ȘANDRU**  
Membru titular al Academiei de Științe Agricole și Silvicultură

**TIMIȘOARA**  
**2004**

# PREFAȚĂ

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 față de domnul Prof. Univ. Dr. Doc. Ing. Aftanasie Șandru care în calitate de conducător și îndrumător, prin înalta competență științifică, m-a ajutat mult prin ideile, îndrumările și criticile exprimate.

Doresc să mulțumesc tuturor colegilor din Catedra de Transporturi și Logistică, care au fost alături de mine și ori de câte ori a fost necesar m-au ajutat. În mod deosebit doresc să-mi exprim recunoștința domnilor: Prof. Dr. ing. Ion Dănilă, Prof. Dr. ing. Nicoară Ion, Prof. Dr. ing. Țucu Dumitru, Conf. Dr. Ing. Iancului Dumitru, Șef. Lucrări Dr. Ing. Attila Gönczi, Șef. Lucrări Dr. Ing. Bungescu Sorin, As. Drd. Ing. Ursulescu Remus, As. Drd. Ing. Cipleu Adrian, ing. Ciodaru Gabriel cărora le-am cerut sprijin foarte des, și care nu m-au refuzat niciodată, oferindu-mi sfaturi utile care m-au ajutat să-mi finalizez lucrarea.

Consider ca o îndatorire de onoare să mulțumesc conducerii societății S.C. Agromec Biled S.A., în special d-lui manager general Drd. Ing. Heidelbacher Iosif care a găsit resursele materiale necesare pentru efectuarea încercărilor experimentale și mi-a pus la dispoziție agregatul pentru aceste încercări.

De asemenea aduc mulțumiri cadrelor didactice și personalului tehnic din Catedra de Rezistența Materialelor, Catedra de Studiul Materialelor și Tratamente Termice și Departamentului de Inginerie Geotehnică și Căi de Comunicație Terestră, care m-au ajutat la efectuarea încercărilor experimentale și prelucrarea datelor obținute.

Îmi exprim gratitudinea față de părinții mei: Mamei mele, care fizic nu mai este alături de mine, dar spiritual o simt mereu aproape și veghează de acolo de sus pașii mei în toată această perioadă și căreia îi dedic această lucrare, Tatălui meu pentru faptul că nu a conținut să mă susțină moral și material ori de câte ori a avut posibilitatea și a fost necesar.

Nu în ultimul rând vreau să mulțumesc familiei mele, fără de care această lucrare nu ar fi fost definitivată prea curând. Îi mulțumesc soției mele pentru răbdarea, înțelegerea și susținerea morală pe care mi le-a acordat în această perioadă de studiu și muncă. Mulțumesc și fiului meu pentru înțelegerea de care a dat dovadă în tot acest interval în care nu a fost în centrul atenției.

În fine, dar nu în ultimul rând trebuie să mulțumesc tuturor profesorilor mei care m-au format de-a lungul unei perioade de aproape două decenii, în băncile diverselor școli, și tuturor celor care m-au făcut să îndrăgesc științele exacte.

Autorul

# CUPRINS

<b>CUPRINS</b>	I
<b>Capitolul 1</b>	
<b>CONSIDERAȚII GENERALE</b>	1
1.1 Motivarea cercetării	1
1.2 Necesitatea unei corelări între proprietățile solului și fenomenul de uzare a organului de lucru al mașinii agricole	3
<b>Capitolul 2</b>	
<b>STADIUL ACTUAL AL CERCETĂRILOR PRIVIND PROPRIETĂȚILE FIZICO - MECANICE ALE SOLULUI ȘI MATERIALELOR ORGANELOR DE LUCRU ALE MAȘINILOR AGRICOLE</b>	5
2.1 Stadiul actual al abordării solului ca mediu complex de influență	5
2.1.1 Solul ca sistem fizic	5
2.1.2 Textura și structura solului	6
2.2 Proprietățile fizice ale solului	14
2.2.1 Densitatea și porozitatea	14
2.2.2 Gradul de tasare	18
2.2.3 Umiditatea solului	20
2.3 Proprietățile mecanice ale solului	22
2.3.1 Consistența și plasticitatea	22
2.3.2 Compresibilitatea	24
2.3.3 Adeziunea și frecarea externă	25
2.3.4 Coeziunea și frecarea internă	28
2.3.5 Penetrarea și portanța	30
2.3.6 Rezistența la lucrările solului	37
2.4 Proprietățile fizico-mecanice ale materialelor organelor de lucru	43
2.4.1 Proprietățile fizice	44
2.4.2 Proprietățile mecanice	46
2.4.3 Proprietățile de exploatare	52
2.5 Materiale și tehnologii utilizate în construcția organelor de lucru	57
2.5.1 Principalele materiale utilizate la fabricarea organelor de lucru	57
2.5.2 Structura principalelor materiale folosite în construcția organelor de lucru ale mașinilor agricole	62
2.6 Concluzii	69
<b>Capitolul 3</b>	
<b>CERCETĂRI TEORETICE PRIVIND INFLUENȚA PROPRIETĂȚILOR SOLULUI ASUPRA UZURII ORGANELOR DE LUCRU ALE MAȘINILOR AGRICOLE</b>	72
3.1 Stadiul actual al abordării sistemice și modelării sistemului utilaj de prelucrare sol – condiții speciale	72
3.1.1 Mecanica solului aferentă organelor de lucru sol	72



3.2	Forțele de tăiere a solului	80
3.2.1	Ecuția universală a prelucrării solului	80
3.2.2	Abordări bidimensionale	81
3.3	Tendențe în studiul influenței proprietăților fizico – mecanice ale solului asupra organelor de lucru	92
3.3.1	Cercetări cu privire la fenomenul complex de frecare între organul de lucru și sol	92
3.3.2	Reducerea frecării dintre sol și organele de lucru ale mașinilor agricole	105
3.3.3	Reducerea consumurilor energetice prin modificarea caracterului deformației solului	110
3.4	Contribuții privind utilizarea metodelor numerice în vederea modelării stării de tensiune în cazul brăzdarului de plug	113
3.4.1	Considerații generale privind utilizarea Metodei Elementului Finit în calculul stării de tensiune	113
3.4.2	Contribuții la simularea stării de tensiune din brăzdarul de plug tip daltă – plug Lemken și sol	122
Capitolul 4		
	<b>CERCETĂRI EXPERIMENTALE PRIVIND INFLUENȚA PROPRIETĂȚILOR FIZICO – MECANICE ALE SOLULUI ASUPRA UZURII ORGANELOR DE LUCRU ALE MAȘINILOR AGRICOLE</b>	134
4.1	Generalități	134
4.2	Agregatul utilizat la determinări	134
4.3	Determinări experimentale	135
4.3.1	Scopul determinărilor experimentale	135
4.3.2	Condițiile realizării determinărilor experimentale	135
4.3.3	Planificarea etapelor încercărilor experimentale	136
4.3.4	Planificarea încercărilor experimentale în câmp	138
4.3.5	Echipamente, aparate și instrumente folosite la încercările experimentale	139
4.4	Prelucrarea și interpretarea datelor experimentale	142
4.4.1	Prelucrarea și interpretarea rezultatelor încercărilor de laborator	142
4.4.2	Prelucrarea și interpretarea rezultatelor încercărilor efectuate în câmp	161
4.5	Concluzii	202
Capitolul 5		
	<b>CONTRIBUȚII PERSONALE. CONCLUZII FINALE. PROPUNERI ȘI RECOMANDĂRI</b>	204
5.1	Contribuții personale	204
5.1.1	Contribuții personale în domeniul teoretic	204
5.1.2	Contribuții personale în domeniul experimental	205
5.2	Concluzii finale	206
5.3	Propuneri și recomandări	208
	<b>BIBLIOGRAFIE</b>	209
	<b>ANEXA 1</b>	221
	<b>ANEXA 2</b>	226
	<b>ANEXA 3</b>	228

# CAPITOLUL 1

## 1. CONSIDERAȚII GENERALE

### 1.1. MOTIVAREA CERCETĂRII

Prezenta lucrare a fost abordată prin prisma unor aspecte teoretice privind interacțiunea dintre sol și organele de lucru ale mașinilor agricole, cât și prin aspecte ale acestei interacțiuni care pot fi abordate mult mai bine din punct de vedere experimental.

Cercetările prezentate în această lucrare sunt motivate de faptul că, în agricultura României, tot mai mulți cultivatori de teren care își desfășoară activitatea fără a avea bagajul necesar de cunoștințe nu cunosc prea multe despre interacțiunea organ de lucru-sol, iar tehnologiile de lucrări ale solului nu sunt respectate. Acest lucru este susținut și de faptul că în agricultura românească se lucrează într-un mediu puternic decapitalizat, ceea ce duce la decizii care au ca prim scop realizarea unui nivel cât mai redus al costurilor de producție.

Această stare de fapt are repercursiuni negative atât pe termen scurt, prin creșterea costurilor de producție pe unitatea de produs datorită unor producții mici, cât și pe termen lung, prin înrăutățirea proprietăților solului, deci scăderea fertilității naturale și degradarea potențialului productiv.

În acest context, unul din scopurile urmărite de autor a fost acela de a face corelarea dintre proprietățile fizico-mecanice ale solului cu cele ale organelor de lucru ale mașinilor agricole de lucrat solul, care să poată fi utilizate la proiectarea organelor de lucru, cât și la alegerea tehnologiilor de lucrări ale solului.

Datorită caracterului extrem de limitat al resurselor utilizabile pentru cercetare, dar și condițiilor în care trebuie să se facă încercările experimentale, s-a apelat la o colaborare cu societatea comercială S.C. Agromec Biled S. A. pentru a efectua încercările experimentale pe durata a peste opt luni.

Necesitatea unor date utilizabile în proiectare este elementul care motivează atât cercetarea fenomenelor aferente lucrării solului cât și la dezvoltarea unor metode de proiectare. Metodele calitative de proiectare există de mult și se folosesc și astăzi pe scară largă dar de multe ori sunt o artă nu o știință, prin faptul că se bazează în primul rând pe intuiție.

Metodele cantitative sunt metode empirice, fiind o materializare a metodelor de optimizare prin încercări succesive. În cadrul acestor încercări, se modifică anumiți parametri ai solului sau agregatului, de obicei doar unul,

acceptându-se un optim local în cazul în care cerințele inițiale sunt satisfăcute iar criteriile calitative privind starea solului ating niveluri corespunzătoare. Deși acest mod de abordare are și un caracter științific, totuși utilizarea acestor metode arareori duce la soluții optime, de obicei rezultatul fiind găsirea unei soluții de optim local.

În aceste cercetări se poate recunoaște două mari tendințe. Cercetătorii care sunt mai aproape de agricultură ca știință privesc de obicei în primul rând din punct de vedere agrotehnic și agrobiologic lucrările solului, studiind intrările și ieșirile sistemului.

O abordare mai complexă ține seama și de caracteristicile procesului de prelucrare a solului de organele de lucru, sau cel puțin de o parte din acestea. Această a doua tendință este tipică cercetătorilor care privesc procesul din punct de vedere al științelor ingineresti. Oricum se poate spune că în general astăzi cercetarea–dezvoltarea în domeniu studiază ce se întâmplă în aceste procese, fără însă a le controla. Această situație nu se va modifica până când nu se va elabora un sistem coerent care să descrie cantitativ și calitativ procesele.

Pentru a ilustra importanța necesității elaborării unor metode cantitative de proiectare trebuie să se ia în considerare efectul îmbunătățirii organelor de lucru.

În România, numai cu ocazia aratului întregii suprafețe arabile la adâncimea de 20 – 25 cm, este nevoie să se disloce circa 30 miliarde tone de sol. Pentru realizarea acestei lucrări sunt necesare aproximativ 200 milioane de litri de motorină, ceea ce la prețul actual înseamnă un cost de 2730 miliarde lei (calculule sunt aproximative și au rolul de a oferi o imagine asupra ordinului de mărime a cheltuielilor lucrărilor solului și corespund prețurilor din luna august 2004).

Pe de altă parte, o proiectare judicioasă a organelor de lucru ar putea îmbunătăți efectul acestora asupra solului, în acest fel existând posibilitatea apariției unor avantaje cum ar fi: creșterea producțiilor și mărirea calității produselor pe termen scurt, iar pe termen lung reducerea costurilor datorate uzării organelor de lucru, conservarea proprietăților solului.

În cele ce urmează se creionează foarte pe scurt cele mai importante motivații care justifică abordarea prezentei teme.

Orice dislocare care modifică starea solului poate fi considerată o lucrare culturală a acestuia, la ora actuală existând o cvasi-unanimitate a părerilor experților, anume că sunt acele lucrări care se execută de obicei anual și prin care, folosind metode mecanice, se dislocă solul modificându-i-se proprietățile fizice, chimice, biologice.

Lucrările solului, un subiect al cercetării științifice de multe secole, în esență pot fi considerate ca fiind o parte componentă importantă dintr-un sistem de administrare a potențialului de producție al solului în sensul larg al noțiunii.

Există două aspecte foarte importante ale studiului interacțiunii sol – organ de lucru al mașinii agricole, acestea fiind:

- definirea stării optime a solului prin cunoașterea caracteristicilor fizico-mecanice ale acestuia (compoziția granulometrică, umiditate, coeziune, adeziune, rezistență la penetrare, etc.)

- alegerea metodelor, tehnologiei și organelor de lucru care să corespundă cel mai bine realizării acestui optim.

Lucrarea de față se va ocupa cu ambele aspecte. În acest scop, există două abordări, care studiază problema din două unghiuri diferite.

Modul de gândire tehnic, ingineresc, încearcă să îmbunătățească eficiența constructiv funcțională a organelor de lucru, implicit și a mașinilor, în timp ce agrotehnicienii privesc direct efectele asupra solului. Ambele abordări sunt unilaterale și empirice dacă nu se studiază corelat, iar prin rezultatele lor oferă doar soluții parțiale.

O astfel de abordare sistemică necesită cercetări, care pe lângă studierea proceselor din punct de vedere energetic, să cerceteze și efectul interacțiunii dintre sol și organele de lucru. Din păcate la ora actuală nici chiar în țările dezvoltate nu se poate vorbi de cercetări sistematice în acest sens, existând contribuții pe care le-am putea considera ca primii pași spre o astfel de abordare complexă.

Principalele obstacole sunt nivelul limitat al resurselor pentru cercetare cât și intervalul de timp foarte lung în care se pot finaliza aceste studii. Nici prezenta cercetare nu a beneficiat de condiții mai prielnice, din acest motiv în această lucrare se vor studia fenomenele numai pentru un singur organ de lucru.

## **1.2. NECESITATEA UNEI CORELĂRI ÎNTRE PROPRIETĂȚILE SOLULUI ȘI FENOMENUL DE UZARE A ORGANULUI DE LUCRU AL MAȘINII AGRICOLE**

Dacă obiectivul primordial al fiecărui producător este să obțină producții mari la hectar, în condiții de investiții cât mai reduse, obiectivele pe termen lung, urmărite, și prin sistemele de lucrări ale solului, sunt:

1. menținerea și îmbunătățirea proprietăților solului, precum și a fertilității lui;
2. menținerea geometriei organului de lucru al mașinii agricole de lucrat solului pentru a asigura o lucrare de calitate din punct de vedere agrotehnic;
3. alegerea agregatului astfel încât executarea lucrării să se facă într-un timp scurt, cu o productivitate mare.

De cele mai multe ori aceste obiective sunt în contradicție la prima vedere, motiv pentru care este necesar să se găsească un compromis între obiectivele amintite.

Se poate trage o concluzie de o deosebită importanță, anume că toate sistemele de lucrări ale solului ar trebui să fie sisteme de conservare a solului, ceea

ce, din păcate, este departe de realitate, iar acest lucru duce la fenomene de degradare a solurilor.

Aplicarea pe scară largă în România a sistemelor de lucrări ale solului ce au ca scop conservarea fertilității solului este de primă importanță, mai ales că în condițiile în care sunt suprafețe arabile tot mai mari care se cultivă fără a se consulta un specialist, sau în cel mai bun caz, pe bază de consultări sporadice și fără să existe un sistem în care să se țină seama de consecințele pe termen scurt, cât și cele pe termen mediu și lung. Pentru a demonstra acest fenomen este suficient să arătăm că la nivelul anului 1997 suprafața afectată de compactarea datorată lucrărilor necorespunzătoare, exprimată în mii de ha, era de 6500, adică o pondere de 43,93 % din suprafața agricolă, iar datorită fenomenului de compactare naturală a solului 2060 mii ha, adică 13,93 %.

Datorită fenomenului de tasare a solurilor agricole, se reduce, uneori drastic, capacitatea de preluare și înmagazinare a precipitațiilor în sol, influențând proprietățile acestuia.

Sistemele de lucrări ale solului care sunt utilizate pe cea mai mare parte a terenurilor noastre arabile se bazează în primul rând pe utilizarea plugurilor cu cormană, rare fiind cazurile în care se utilizează altfel de mașini și tehnologii.

Pe de altă parte organele active ale mașinilor agricole se află, în timpul lucrului, în contact direct cu solul sau cu materialul pe care-l prelucrează, ceea ce conduce la uzura lor ca urmare a frecării. Pentru a avea o imagine asupra uzării agregatelor de arat este suficient să se menționeze că numai brăzdalele de plug pierd anual peste 35 % din masa lor, ceea ce la suprafața arabilă a României rezultă un necesar anual de brăzdare de cca 700.000 bucăți, pentru care este necesară o cantitate de aproximativ 3500 tone de profile laminate.

În contextul celor arătate mai sus, autorul consideră că tema luată în studiu, influenței proprietăților solului asupra uzurii organelor de lucru ale mașinilor agricole (brăzdare de plug), se încadrează în preocupările mondiale din acest domeniu, fiind de actualitate și necesitate la noi în țară, datorită volumul mare de lucrări agricole în care se pierd anual cantități însemnate de metal, dar și din punct de vedere al eficienței economice.

Simbioza perfectă a celor două aspecte luate în studiu este prezenta teză de doctorat, care are 228 pagini fiind structurată în cinci capitole, conținând 157 figuri, 32 tabele, 209 relații matematice și 178 de referințe bibliografice.

## CAPITOLUL 2

### STADIUL ACTUAL AL CERCETĂRIILOR PRIVIND PROPRIETĂȚILE MECANICE ALE SOLULUI ȘI MATERIALELOR ORGANELOR DE LUCRU ALE MAȘINILOR AGRICOLE

#### 2.1 STADIUL ACTUAL AL ABORDĂRII SOLULUI CA MEDIU COMPLEX DE INFLUENȚĂ

##### 2.1.1 SOLUL CA SISTEM FIZIC

Din punct de vedere fizic, solul se poate defini ca fiind un sistem heterogen, polifazic, dispers, structurat și poros (fig 2.1).

- Este un sistem heterogen deoarece unele dintre caracteristici variază în masa solului și chiar în cuprinsul uneia dintre componentele lui.

- Este un sistem polifazic, în alcătuirea lui fiind reprezentate cele trei faze principale: solidă, lichidă și gazoasă.

*Faza solidă* este reprezentată prin matricea solului alcătuită din numeroase componente minerale și organice, printre primele ponderea cea mai însemnată având-o din punct de vedere mineralogic partea silicatică.

*Faza lichidă* este alcătuită din apa solului cu solutele dizolvate în ea, deci din soluția solului.

*Faza gazoasă* constă în aerul solului, care constituie atmosfera internă a acestuia.

Între cele trei faze există interfețe (solid - lichid, lichid - gaz, solid - gaz) la nivelul cărora se desfășoară, îndeosebi în primele două cazuri, procese fizice și fizico-chimice esențiale.

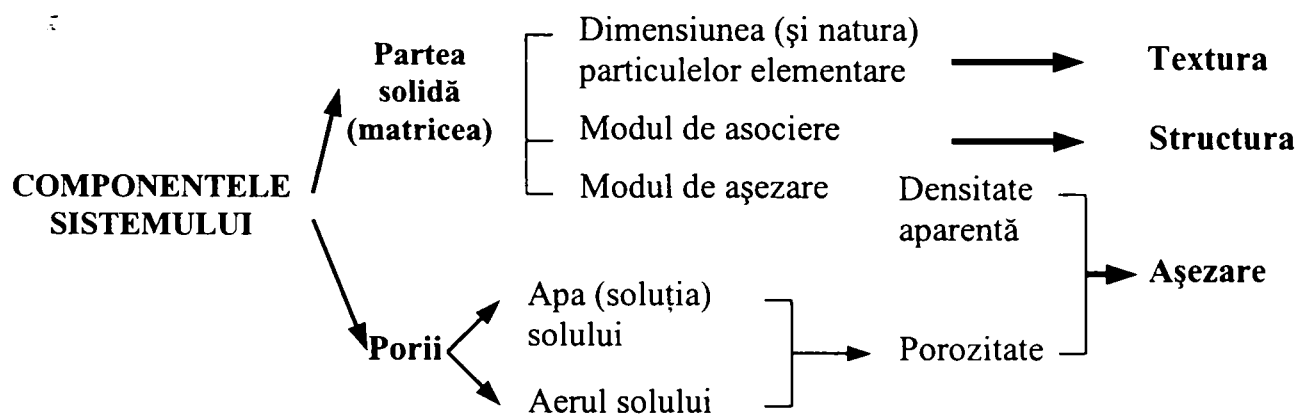


Fig. 2.1 — Schema alcătuirii generale a solului privit ca sistem fizic



- Este un *sistem dispers* deoarece componentele lui solide se prezintă sub formă de particule de diferite dimensiuni, de la câțiva centimetri până la microni, numite particule elementare.

- Este un *sistem structurat* deoarece particulele elementare sunt în genere reunite în formațiuni structurale de forme, dimensiuni și calități diferite (bulgări, glomerule, prisme etc.), cu dimensiuni de ordinul centimetrilor, milimetrilor sau mai puțin.

- Este un *sistem poros* deoarece particulele sunt așezate mai mult sau puțin dens, atât în interiorul formațiunilor structurale cât și între acestea rămânând spații libere de forme, dimensiuni și caracteristici de continuitate diferite, cu mărimi de ordin cuprins între centimetri și microni, în interiorul cărora se găsesc fazele lichidă și solidă.

Într-o exprimare cu totul aproximativă, se poate spune că jumătate din volumul solului este reprezentat de faza solidă și câte un sfert de fazele lichidă și gazoasă (tabelul 2.1). Variațiile posibile ale acestor proporții conduc adesea la condiții puțin favorabile sau chiar total nefavorabile pentru creșterea plantelor de cultură, reglarea acestor condiții fiind unul din obiectivele principale ale lucrărilor ameliorative și agrotehnice.

Tabelul 2.1 Valori orientative ale ponderii celor trei faze ale solului [23]

Componentele sistemelor	Valori optime % v/v	Limitele frecvente în solurile agricole din România % v/v	Valori extreme în unele soluri agricole % v/v
Partea solidă	50	45 – 60	25 – 70
Pori	50	40 – 55	30 – 75
din care:			
- apă	25	15 – 35	10 – 75
- aer	25	5 – 40	0 - 60

Variabilitatea caracteristicilor amintite pe profil, în acord cu factorii și procesele pedogenetice și cu orizonturile și straturile componente ale profilului, este foarte accentuată în unele soluri, ca de exemplu în luvisoluri (soluri podzolice) sau în unele soluri aluviale, având o influență adesea hotărâtoare asupra modului de desfășurare a regimurilor fizice în sol, asupra capacității lui productive și în final asupra influenței factorilor fizici din sol în creșterea plantelor de cultură.

### 2.1.2 TEXTURA ȘI STRUCTURA SOLULUI

Alcătuirea fazei solide a solului este destul de complexă din punct de vedere fizic, chimic și mineralogic (fig. 2.2).

Sub aspect fizic interesează îndeosebi mărimea particulelor elementare ale solului. Prin *particulă elementară* (particulă primară) se înțelege o particulă solidă minerală silicatică care nu poate fi divizată, în alte particule mai mici prin

tratamente fizice sau chimice simple, ci numai prin sfărâmare și dispersie.

În cadrul părții minerale silicatică se separă o serie de componente după mărimea particulelor elementare. Ele se numesc *fracțiuni granulometrice* și sunt reprezentate prin partea fină (sau pământul fin) alcătuită la rândul ei din particulele cele mai mici de argilă, cele intermediare de praf și cele mai mari de nisip, și partea grosieră (scheletul).

Sub aspect mineralogic particulele elementare sunt alcătuite dintr-un amestec de cuarț și alumino-silicați diverși, în cea mai mare parte cristalizați, împreună cu unele cantități de oxizi și hidroxizi de fier, aluminiu, etc.

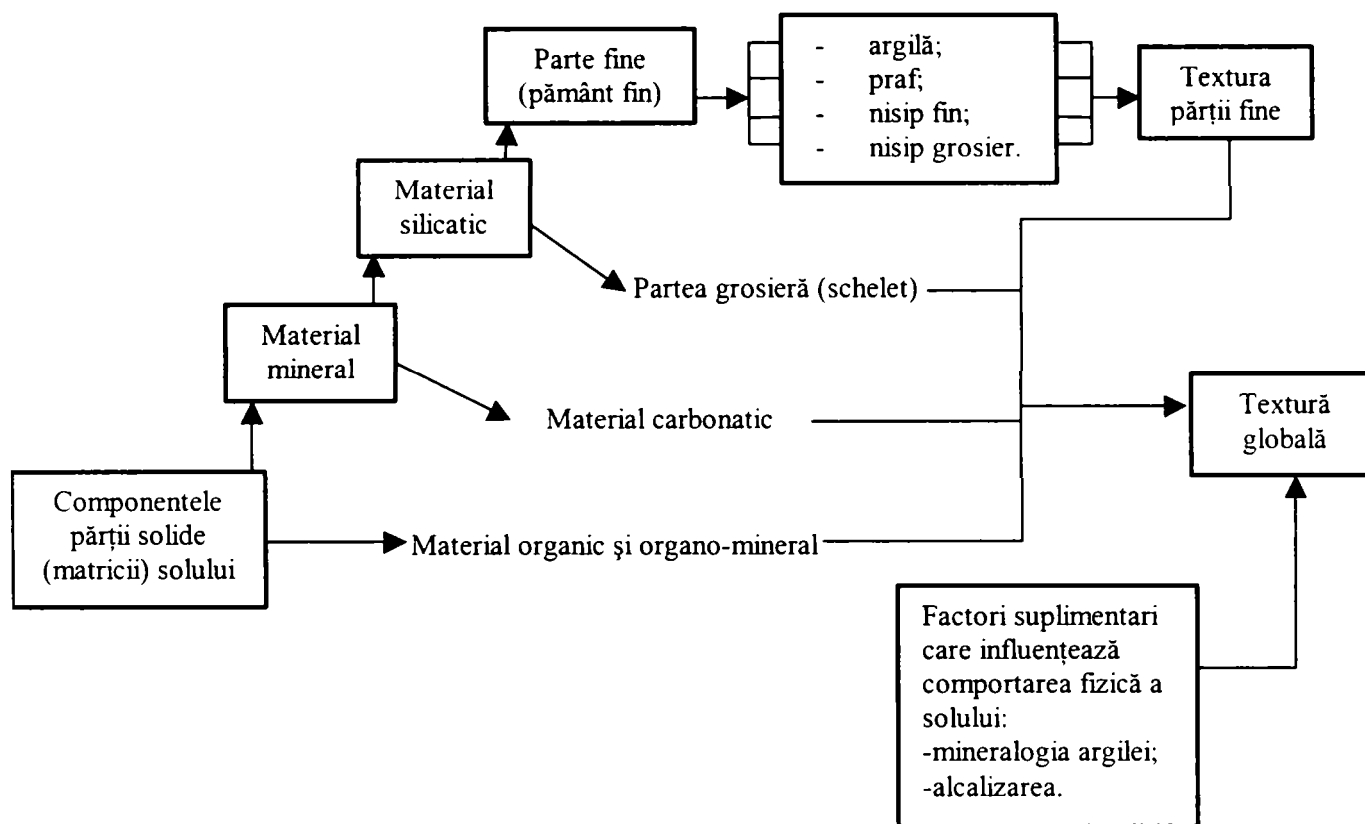


Fig. 2.2 – Principalele componente ale părții solide a solului [23]

Sub aspect chimic se adaugă în alcătuirea fazei solide a solului unele componente minerale (carbonații, în special cel de calciu), precum și componenți organici.

Prin alcătuire granulometrică (numită și compoziție mecanică, textura, sau, în geotehnică, granulozitate) se înțelege conținutul procentual al diferitelor fracțiuni granulometrice. Orice sol conține în partea fină un amestec din toate fracțiunile granulometrice, de la un sol la altul diferind numai proporția lor, exprimată prin alcătuirea granulometrică.

Termenul de *textură* este utilizat în pedologie într-un sens destul de apropiat ca semnificație de cel de alcătuire granulometrică (dar foarte diferit de cel din geologie). Totuși, la o analiză mai atentă, se poate face o ușoară deosebire între *textura părții silicatică fine* (a pământului fin), noțiune într-adevăr identică cu cea de alcătuire granulometrică, și *textura globală a solului*, noțiune mai complexă determinată în principal de alcătuirea lui



granulometrică la care se adaugă însă influența unor factori suplimentari care modifică întrucâtva comportarea solului. Acești factori sunt, pe de o parte, celelalte componente ale părții solide a solului, în afara celei silicatică fine, și anume în principal scheletul, carbonații și materia organică, iar, pe de altă parte, mineralogia și unele însușiri fizico-chimice (natura cationilor adsorbiți) ale fracțiunii argiloase.

Este util de arătat că printre solurile agricole și mai ales printre cele cultivabile din România, solurile în care există cantități importante de carbonați, materie organică, allofane, sau în care este prezentă fracțiunea grosieră, sunt destul de rare.

Clasificarea texturală a solurilor este esențială pentru cunoașterea însușirilor lor fizice, agronomice, ameliorative etc. De altfel, până spre mijlocul acestui secol, în Germania și în alte țări, textura a fost principalul criteriu de clasificare.

În clasificarea morfogenetică oficializată în prezent în România ( I.C.P.A.,1979 ) marea majoritate a tipurilor genetice de sol pot avea orice sau aproape orice textură în funcție de condițiile litologice în care s-au format (roca de solificare). Excepție fac prin definiție îndeosebi vertisolurile (argiloase) și psamosolurile (nisipoase sau nisipo-lutoase). Criteriul textură intervine la nivelul familiei și speciei de sol, după clasă, tip, subtip și varietate, dar se apreciază că locul lui este în oarecare măsură subestimat.

Dintre clasele texturale ale pământului fin, cea în care predomină fracțiunea granulometrică nisip se numește nisip, iar cea în care predomină fracțiunea granulometrică argilă se numește argilă, identitatea de termeni lăsând uneori în mod greșit impresia că un sol din clasa granulometrică nisip ar cuprinde numai particule elementare din fracțiunea granulometrică nisip și așa mai departe.

Particulele elementare de sol care prin dimensiunea lor determină textura solului, sunt organizate la nivel superior în formații mai complexe care constituie *structura* solului.

Structura este o caracteristică distinctivă, proprie solului, de mare importanță pentru procesele fizice, în parte și pentru cele chimice și biologice, care se dezvoltă în sol și în sistemul sol — plantă — atmosferă. Viliams și mulți alți autori consideră structura ca trăsătura de bază de care depinde fertilitatea solului.

Cu toată această atenție deosebită ce i se acordă, conceptul însuși de structură nu este clar definit. În figura 2.3, se prezintă o sinteză a diferitelor puncte de vedere existente în această privință și a locului pe care îl ocupă diferite noțiuni care aparțin acestui concept.

K a c i n s k i, citat de Canarache [23], definește așa numitele *agregate structurale cu valoare agronomică*, adică agregatele structurale de dimensiuni mijlocii, stabile la acțiunea apei și poroase.

Indiferent de valoarea lor agronomică sau de gradul de hidrostabilitate, elementele structurale de diferite dimensiuni se pot grupa după Verșinin[160] în:

— *megastructură* alcătuită din elemente structurale cu diametrul de peste 10 mm în genere instabile la acțiunea apei, rezultate îndeosebi prin lucrarea solului în condiții mai puțin corespunzătoare;

— *macrostructură*, cu elemente structurale de 10—0,25 mm, care pot fi atât stabile cât și instabile la acțiunea apei;

— *microstructură*, cu elemente structurale mai mici de 0,25 mm, care din motive metodologice nu pot fi separate și studiate decât în măsura în care sunt hidrostabile.

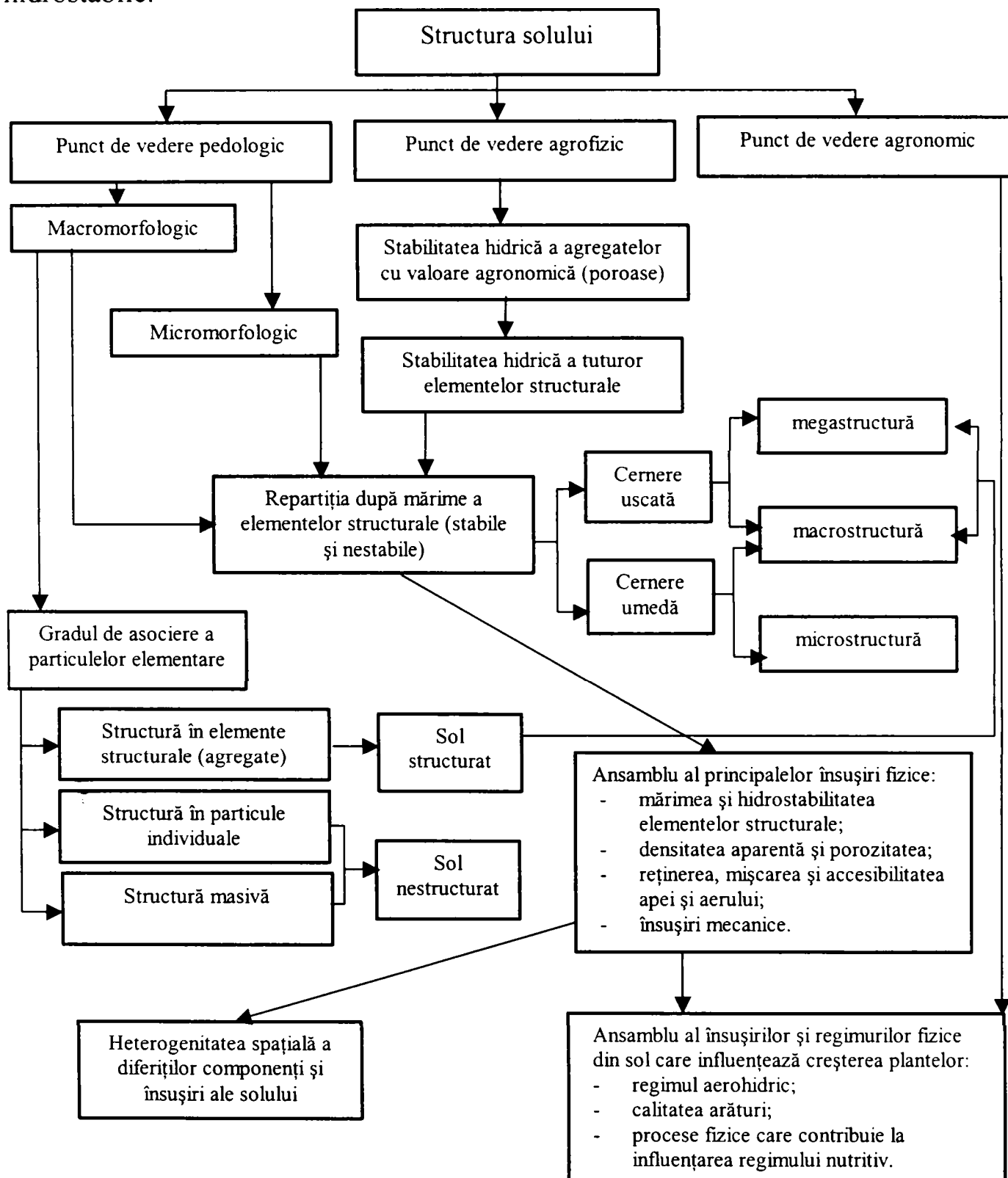


Fig. 2.3 Puncte de vedere posibile privind definirea și conținutul noțiunii de structură a solului

O concepție puțin diferită cu privire la ierarhia formațiunilor structurale de diferite dimensiuni, care are avantajul de a se corela în bună măsură cu procesele de formare a structurii, a prezentat recent Dexter (1988)[45]. El deosebește:

- *domenii* (sub cca 0,002 mm);
- *ciorchini* (0,002—0,02 mm);
- *microagregate* (0,02—0,25 mm);
- *agregate* (0,25—15 mm);
- *bulgări* (peste 15 mm).

Cei mai mulți autori folosesc termenul de *sol structurat* numai pentru structura în elemente structurale și consideră *sol nestructurat* solul cu structură în particule individuale sau cel cu structură masivă.

Structura poate fi totodată definită într-un sens extrem de larg (De Boodt ș.a.)[19], incluzându-se aici ansamblul principalelor însușiri fizice ale solului și anume, pe lângă mărimea și hidrostabilitatea elementelor structurale, densitatea aparentă, porozitatea, unele însușiri hidrofizice și mecanice, etc. Și mai general decât în definițiile anterioare, structura este uneori definită ca fiind egală cu variabilitatea în spațiu a însușirilor solului (D e x t e r ) [45]

În cele ce urmează, se va adopta un punct de vedere intermediar între cele extreme, înțelegând prin structură modul de organizare a particulelor elementare de sol care formează elemente structurale precum și forma, mărimea, stabilitatea, porozitatea și celelalte însușiri ale acestor elemente structurale.

#### **CARACTERIZAREA ȘI CLASIFICAREA FRAȚIUNILOR GRANULOMETRICE**

Până în prezent nu există un sistem de definire a fracțiunilor granulometrice, adică o scară de dimensiuni ale particulelor elementare de sol, unanim acceptat. Aceasta se explică prin motive istorice și în parte determinate de specificul solurilor din zonele respective. Diferitele scări granulometrice au la bază argumente legate de modificarea la anumite trepte de dimensiune a unor însușiri ale solului, precum și unele considerente de ordin metodologic. Principalele scări granulometrice sunt prezentate în figura 2.4.

Cea mai veche clasificare încă în uz este probabil cea a lui Atterberg (1912) adoptată de Societatea internațională de știința solului. Ea a fost folosită de la primele cercetări din România și este încă în vigoare, cu unele completări menite să permită corelarea rezultatelor analizei mecanice cu alte scări granulometrice folosite în prezent în diferite țări ( I.C.P.A., 1987)[179].

Între conținuturile diferitelor fracțiuni granulometrice din sol se pot pune în evidență unele corelații interesante. Se menționează îndeosebi (fig. 2.5) o foarte bună corelație între conținutul de argilă (sub 0,002 mm diametru) și cel de argilă fizică (sub 0,01 mm).

Aceasta înseamnă că între clasificările texturale bazate pe conținuturile fracțiunilor granulometrice cu limita superioară de 0,002 mm (majoritatea clasificărilor în uz prezente) și de 0,01 mm (clasificarea Kacinski) va exista un paralelism avansat. Acest paralelism a stat de altfel la baza elaborării clasificării granulometrice, care a preluat clasificarea sovietică și a adaptat-o scării internaționale a fracțiunilor granulometrice.

		România		SISS (Atteberg)	Rusia (Kacinski)	SUA	Germania		
		Pedologie	Geotehnică						
Diametrul particulelor elementare [mm]	2,000	Nisip grosier	nisip foarte mare	nisip	Nisip grosier	Nisip foarte grosier	Nisip grosier	Limita ascensiunii capilare	
	1,000		nisip mare						
	0,630		nisip mijlociu						
	0,500								
	0,250								
	0,200	Nisip fin	Nisip mic	Nisip fin	Nisip fin	Nisip fin	Nisip fin		
	0,100		nisip foarte fin						
	0,063								
	0,050		nisip extrem de mic						
	0,020	praf	praf I	praf	praf	praf	praf	Praf grosier	Limita transportului prin vânt
	0,010		praf II						
	0,006								
	0,005								
	0,002								
	0,001	argilă fină							

Fig. 2.4 Clasificarea după mărime a particulelor elementare de sol (fracțiuni granulometrice)

Lipsa altor regresii arată însă că, pentru a avea informații cât mai complete asupra unui sol, este necesar să se cunoască conținutul tuturor fracțiunilor granulometrice, nu numai al uneia dintre ele.

Cercetări relativ recente (Tributh, 1970 ) [144], au pus în evidență că pentru scopuri speciale este utilă fracționarea mai de detaliu a argilei. În acest scop se utilizează centrifugarea suspensiei de sol și separarea particulelor elementare de ordinul zecimilor și sutimilor de microni. Metoda a dat bune rezultate, inclusiv pentru unele soluri românești, în scopul clarificării unor aspecte privind stratificarea rocii de solificare și unele procese pedogenetice.

Particulele elementare de sol au formă diferită care se poate pune în evidență prin studii microscopice, dar în mod obișnuit se acceptă convențional o formă sferică. Ca urmare, ceea ce în mod uzual se numește diametru al particulelor elementare este de fapt *diametrul echivalent* al acestora, adică diametrul unei sfere care ar avea același volum ca particula reală, de formă variată.

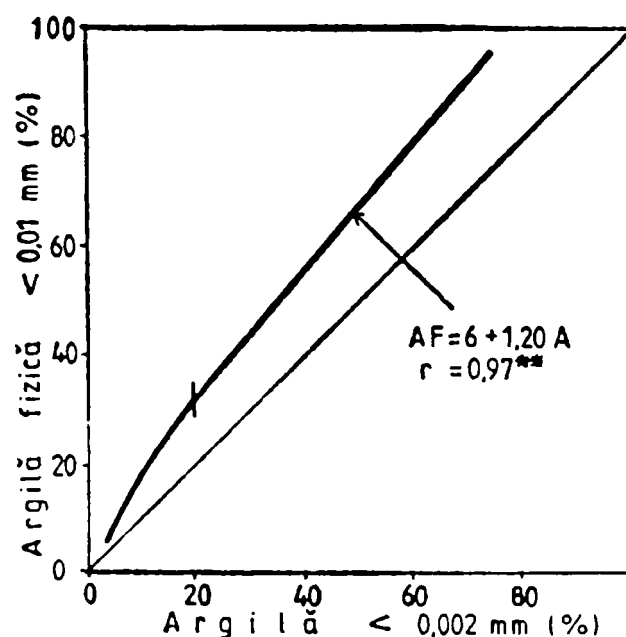


Fig. 2.5 Corelația dintre conținuturile de argilă și argilă fizică în solurile agricole din România (Canarache și Moțoc, 1964)[23]

Caracterizarea fracțiunilor granulometrice reiese în parte din criteriile care au stat la baza elaborării diferitelor scări granulometrice, indicate în partea din dreapta a figurii 2.4.

În figura 2.6 se prezintă o sinteză a mai multor rezultate din care reiese că pe măsură ce scade dimensiunea particulelor elementare se înregistrează o tendință de creștere a ariei superficiale specifice, precum și a unor însușiri fizice și fizico-chimice care depind de aceasta, cum sunt: capacitatea de schimb cationic, indicii de plasticitate, unii indici hidrofizici, unele însușiri mecanice. O variație mai puțin clară înregistrează densitatea aparentă.

Însușirile menționate depind în oarecare măsură și de alte caracteristici ale fracțiunilor granulometrice în afara dimensiunii particulelor elementare componente. Un rol important în acest sens are după mulți autori alcătuirea mineralogică a fracției argiloase. În unele dintre solurile noastre agricole există o corelație directă între conținutul de argilă și proporția de minerale smectitice, așa cum au pus în evidență pentru vertisoluri Gâță și Crăciun (1987)[41]. Ca urmare, influența alcătuirii mineralogice asupra însușirilor solului este în bună parte mascată, fiind dificil să se separe în ce măsură modificarea unei însușiri se datorează creșterii conținutului de argilă sau celui de smectit.

Reluând și completând aceste elemente de caracterizare rezultă următoarele:

- *argila* este fracțiunea granulometrică cu rolul principal în determinarea unui număr însemnat de însușiri fizice și chimice ale solului, ca urmare îndeosebi a dimensiunii reduse a particulelor, a numărului foarte ridicat de particule în unitatea de volum și mai ales a ariei superficiale specifice foarte mari care îi conferă caracterul de parte activă a matricei solului.

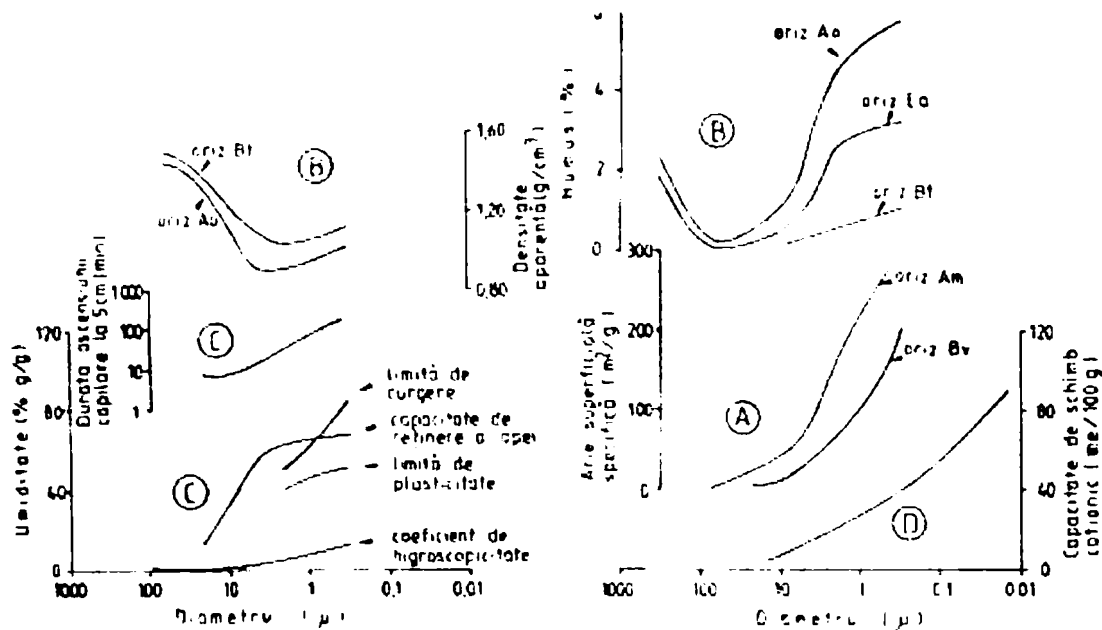


Fig. 2.6 Însușiri fizice și fizico-chimice ale fracțiunilor granulometrice (A – Voronin, 1986, B, C – Kocerina, 1954; D – Tributh, 1970) după [23]

Argila este practic singura fracțiune granulometrică care – pe lângă partea organică a solului — prezintă astfel de însușiri cum este adsorbția apei (reținerea apei imobile și inaccesibilă plantelor) și a cationilor schimbabili, adeziunea, plasticitatea, contracția și gonflarea, căldura de umezire. În același timp, ea prezintă în măsură mult mai mare decât celelalte fracțiuni granulometrice unele însușiri, precum reținerea apei mai mult sau mai puțin mobile, coeziunea, capacitatea de formare a elementelor structurale prin agregarea particulelor elementare ale solului. Totodată argila conferă permeabilitate și aerare redusă.

Din punct de vedere mineralogic, argila este alcătuită preponderent din aluminosilicați hidratați cristalizați, specifici, așa numite minerale argiloase, la care se adaugă în unele soluri aluminosilicați amorfi (necristalizați) de tipul allofanilor și/sau hidroxizi de fier și de aluminiu.

- *praful* ocupă un loc intermediar între argilă și nisip atât în ceea ce privește dimensiunea particulelor elementare componente cât și însușirile solului pe care le determină. Se menționează în mod deosebit ascensiunea capilară și susceptibilitatea la formarea crustei a solurilor cu conținut ridicat de praf.



- *nisipul* are însușiri diametral opuse argilei. Mineralogic conține în principal cuarț, la care se adaugă diferiți silicați sau alte minerale provenite din roca de solificare. Dimensiunile particulelor elementare sunt comparativ mari, numărul de particule pe unitatea de volum a solului este mic, aria superficială specifică foarte mică. Conferă solului permeabilitate și aeratie bune, capacitate de reținere a apei redusă (uneori, în cazul nisipurilor fine, capacitatea de reținere a apei și eventual ascensiunea capilară pot fi moderat – bune), iar reținerea elementelor nutritive, căldura de umezire, coeziunea, adeziunea, gonflarea și contractia, plasticitatea și capacitatea de formare a elementelor structurale sunt foarte reduse sau chiar nule.

## 2.2 PROPRIETĂȚI FIZICE ALE SOLULUI

### 2.2.1 DENSITATEA ȘI POROZITATEA

Pe lângă dimensiunea particulelor elementare, care definește textura, și modul de asociere a acestora, comportarea fizică a solului depinde în cel puțin egală măsură de așezarea mai laxă sau mai strânsă a particulelor elementare și a elementelor structurale. Această caracteristică este specifică oricărui corp poros în care particulele componente, având dimensiuni și forme diferite, se împachetează în diferite moduri. Împachetarea se realizează de așa manieră încât între particulele solide (inclusiv în interiorul elementelor structurale) rămân goluri (pori) de diferite dimensiuni, forme etc.

Starea de așezare se exprimă prin diverși indicatori, printre care *densitatea aparentă*, *porozitatea* și *gradul de tasare*. Mărimea acestor indicatori se află sub influența proceselor de formare a structurii, de argiloiluviere și de compactare antropică, precum și de prezența și proporția în sol a unor componente ale părții solide a solului (fig. 2.7)

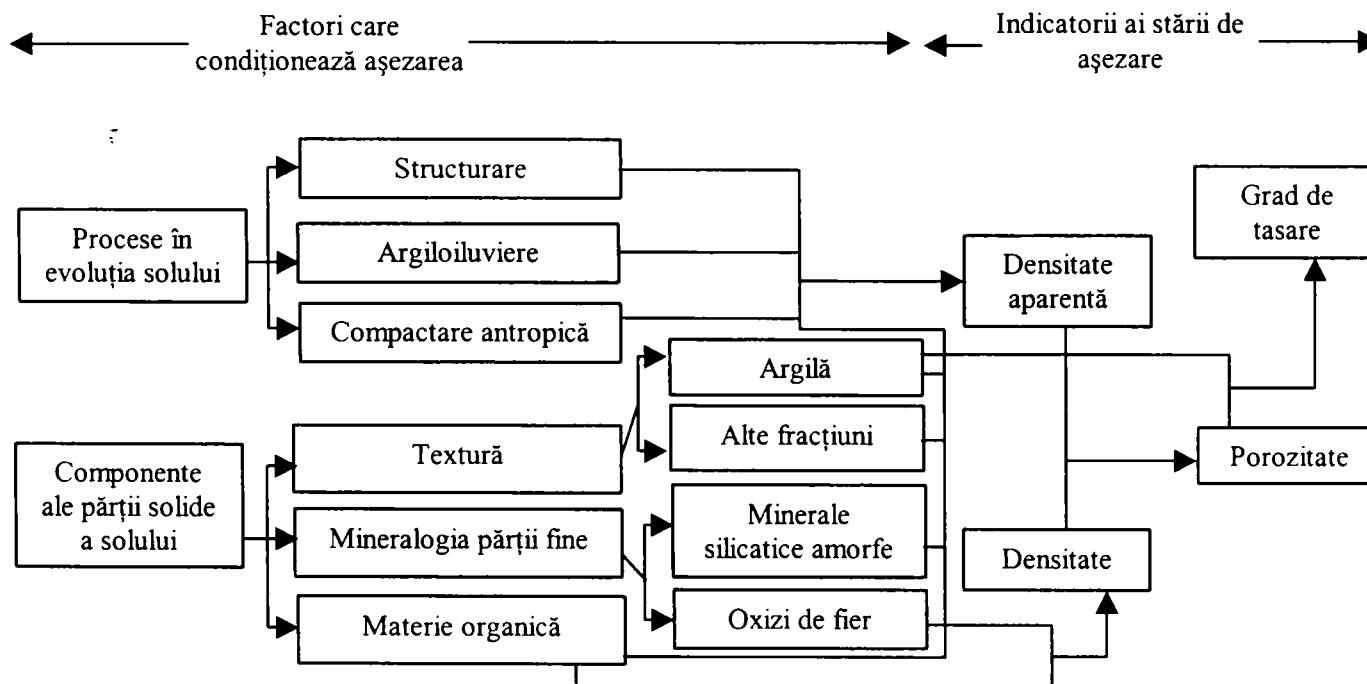


Fig. 2.7 Schema generală privind starea de așezare a solului

Cum se știe, în fizică, prin *densitate* se înțelege raportul dintre masa și volumul unui corp, adică masa unei unități de volum:

$$D = \frac{M}{V_s} \quad (2.1)$$

unde:

D - densitatea [ $\text{g}/\text{cm}^3$ ];

M - masa solului uscat [g];

$V_s$  - volumul particulelor solide ale solului [ $\text{cm}^3$ ].

Densitatea solului depinde exclusiv de alcătuirea părții lui solide. În tabelul 2.2 se prezintă valorile curente ale densității principalilor componenți minerali și organici ai solului.

În practică se pot accepta pentru orizonturile superioare ale majorității solurilor valori ale densității de  $2,65\text{—}2,68 \text{ g}/\text{cm}^3$ , iar pentru orizonturile inferioare valori de  $2,70\text{—}2,72 \text{ g}/\text{cm}^3$ .

Pentru materialele organice și organo-minerale, în raport cu conținutul lor de materie organică, valorile densității vor fi mai mici, așa cum se prezintă în figura 2.8.

Rezultă că în orizonturile superioare ale unor soluri de pajiști din zonele umede, ale solurilor de seră puternic fertilizate organic, sau ale unor lăcoviști, valorile densității pot fi de  $2,50\text{—}2,60 \text{ g}/\text{cm}^3$ , în timp ce în solurile turboase ele scad sub aceste limite, în cazuri extreme pînă la  $1,80\text{—}2,00 \text{ g}/\text{cm}^3$ .

Valorile densității intervin, în calculul porozității totale și al altor indicatori ai stării de așezare a solului.

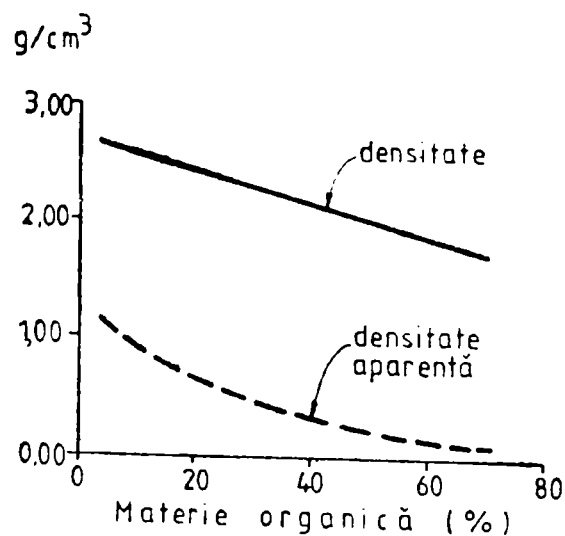


Fig. 2.8 Variația densității și densității aparente în funcție de conținutul de materie organică a solului



Valori uzuale ale densității unor componente ale solului (diverși autori, sinteză după Kacinski, 1964; Baver ș.a., 1972 citați de Canarache [23]), sunt prezentate în tabelul 2.2.

Tabelul 2.2 Valorile uzuale ale densității unor componente ale solului

Componenta solului	Densitate [g /cm <sup>3</sup> ]
Cuarț	2,50-2,80
Feldspați	2,54-2,74
Mică	2,70-3,10
Argile	2,52-2,78
Calcit	2,71
Limonit, hematit	3,40-5,20
Materie organică humificată	1,25-1,80
Materiale vegetale proaspete	0,85-0,95

În opoziție cu densitatea, *densitatea aparentă* a solului, ca a oricărui corp poros de altfel, reprezintă raportul dintre masa solului și volumul total, fiind deci o însușire a solului în ansamblul lui, a părții solide plus golurile (porii) dintre particulele solide:

$$DA = \frac{M}{V_t} = \frac{M}{V_s + V_p} \quad (2.2)$$

unde :

- DA - densitatea aparentă [g/cm<sup>3</sup>];
- M - masa solului [g];
- V<sub>t</sub> - volumul total al solului [cm<sup>3</sup>];
- V<sub>t</sub> = V<sub>s</sub> + V<sub>p</sub>
- V<sub>s</sub> - volumul părții solide a solului [cm<sup>3</sup>];
- V<sub>p</sub> - volumul porilor [cm<sup>3</sup>].

Uneori se utilizează pentru caracterizarea stării de așezare (împachetare) a solului *volumul specific* VS:

$$VS = \frac{V_t \cdot 100}{M} = \frac{1}{DA} \cdot 100 \quad (2.3)$$

unde:

- VS - volumul specific [100 cm<sup>3</sup>/g];
- V<sub>t</sub> - volumul total al solului [cm<sup>3</sup>];

M - masa solului [g] ;

DA - densitatea aparentă [g/cm<sup>3</sup>].

Starea de aşezare a particulelor solide ale solului se poate exprima nu numai prin densitatea aparentă sau volumul specific, definite anterior, ci şi prin *porozitatea totală* care este volumul total al porilor exprimat în procente din unitatea de volum al solului:

$$PT = \frac{V_p}{V_t} \cdot 100 = \frac{V_p}{V_s + V_p} \quad (2.4)$$

unde:

PT - porozitatea totală [% v/v] ;

V<sub>t</sub> - volumul total al solului [cm<sup>3</sup>] ;

V<sub>s</sub> - volumul părţii solide a solului [cm<sup>3</sup>] ;

V<sub>p</sub> - volumul porilor [cm<sup>3</sup>].

O formă de exprimare puţin diferită, mult utilizată în geotehnică, este aceea de a raporta volumul porilor la volumul părţii solide a solului, indicator denumit *cifra porilor*:

$$e = \frac{V_p}{V_s} \quad (2.5)$$

unde *e* este cifra porilor, iar *V<sub>s</sub>* şi *V<sub>p</sub>* au semnificaţiile din formula (2.4).

Transformarea porozităţii totale în cifra porilor şi invers se poate face cu formulele :

$$e = \frac{PT}{100 - PT} \quad (2.6)$$

şi

$$PT = \frac{e}{1 + e} \cdot 100 \quad (2.7)$$

unde simbolurile au semnificaţiile din formulele anterioare.

Porozitatea totală poate fi uşor calculată, pe baza formulelor (2.1), (2.4) din care rezultă relaţia:

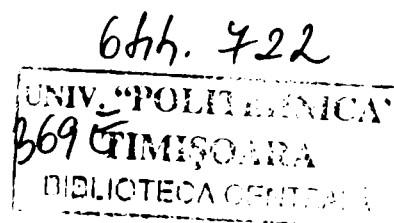
$$PT = 100 \cdot \left( 1 - \frac{DA}{D} \right) \quad (2.8)$$

unde:

PT - porozitatea totală [% v/v];

DA - densitatea aparentă [g/cm<sup>3</sup>];

D - densitatea [g/cm<sup>3</sup>].



Valorile porozității totale depind de aceiași factori care determină și valorile densității și ale densității aparente. În solurile minerale, cele mai răspândite, unde densitatea este foarte puțin variabilă, porozitatea totală va depinde numai de densitatea aparentă.

### 2.2.2 GRADUL DE TASARE

După cum s-a arătat, valorile absolute ale densității aparente sau ale porozității totale nu pot fi interpretate în mod corespunzător pentru a aprecia starea de așezare a solului deoarece semnificația lor practică este foarte diferită de la sol la sol în funcție în special de textura acestuia. Este astfel nevoie de un indicator complex care să includă atât densitatea aparentă (porozitatea totală) cât și textura. Un alt indicator, folosit în prezent în România, este gradul de tasare (Stângă [136]) care rezultă din formulele:

$$GT = \frac{PMN - PT}{PMN} \cdot 100 \quad (2.9)$$

unde:

GT - este gradul de tasare [% v/v];  
PMN - porozitatea minim necesară [% v/v];

$$PMN = 45 + 0,163 A \quad (2.10)$$

PT - porozitatea totală [% v/v];  
A - conținutul de argilă sub 0,002 mm [% g/g].

În aceste formule, *porozitatea minim necesară* o considerăm ca valoarea minimă a porozității totale care, la un conținut de argilă dat, poate asigura în sol condiții fizice satisfăcătoare.

Scara de interpretare a valorilor gradului de tasare este dată în tabelul 2.3, din care rezultă că valoarea 0 separă solurile afânate de cele tasate.

Tabelul 2.3 Clase de valori ale gradului de tasare (I.C.P.A., 1987, vol. 3)[179]

Denumirea	Valori [%]
Extrem de mic (sol foarte afinat)	Sub - 17
Foarte mic (sol moderat afinat)	- 17 ... -10
Mic (sol slab afinat)	-9 ... 0
Mijlociu (sol slab tasat)	1 ... 10
Mare (sol moderat tasat)	11 ... 18
Foarte mare (sol puternic tasat)	peste 18

Valorile uzuale ale gradului de tasare pe tipuri de sol se dau în tabelul 2.4, iar cele pe clase texturale se prezintă în figura 2.9.

Gradul de tasare, pe lângă utilizarea lui ca indicator general al stării de așezare, se folosește direct în practică pentru stabilirea necesității lucrărilor de afânare a solurilor excesiv tasate. Se consideră (Stângă, 1978 [136]) că astfel de lucrări sunt necesare în primă urgență pe solurile cu grad de tasare mai mare de 18%, în a doua urgență la cele cu grad de tasare cuprins între 11 și 18%, și în a treia urgență dacă valorile acestui indicator sînt cuprinse între 1 și 10%. Lucrările de afânare nu sunt necesare pe solurile cu grad de tasare mai mic de 0%.

*Tabelul 2.4 Valori frecvente orientative ale gradului de tasare pentru principalele soluri agricole din România*

Soluri	Grad de tasare [%] valori medii pe adâncimea 0 — 100 cm
Soluri bălane	- 10 ... -6
Cernoziomuri	-7 ... -3
Cernoziomuri freaticke umede	-2 ... 2
Cernoziomuri cambice	0 ... 4
Cernoziomuri argiloiluviale	3 ... 7
Soluri cenușii	4 ... 8
Soluri brun roșcate	8 ... 12
Soluri brune luvice și luvisoluri albice (soluri podzolite și podzolice argiloiluviale) *	<u>-4... 0</u> 12 ... 16
Vertisoluri și soluri vertice	5 ... 9
Psamosoluri și alte soluri nisipoase	-3 ... 1
Soluri gleice	-18 .. -10
Solonețuri*	<u>8... 12</u> 13... 17
Soluri aluviale și lăcoviști drenate cu textură:	
— grosieră	-11 ... -3
— mijlocie	- 7 ... 1
— fină	3 ... 11
Soluri aluviale și lăcoviști cu apă freatică în profil cu textură:	
— grosieră	-12 ... -4
— mijlocie	-6... 2
— fină	0 ... 8

\* la numărător 0-50 cm; la numitor 50-100 cm

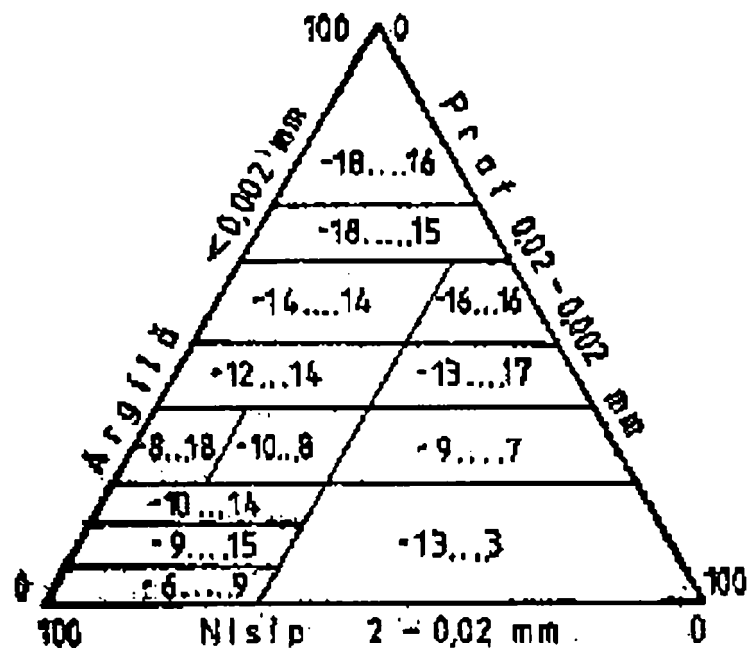


Fig. 2.9 Valori frecvente ale gradului de tasare (%) soluri agricole minerale silicaticice amorfe din România

### 2.2.3 UMIDITATEA SOLULUI

Cea mai simplă informație asupra apei solului se obține cunoscând cantitatea de apă a acestuia. *Conținutul de apă* sau *umiditatea masică* sau *gravimetrică* se exprimă sub formă de procente din masa solului uscat:

$$w_g = \frac{a}{s} \cdot 100 \quad (2.11)$$

unde:

- wg - umiditatea masică [% g/g];
- a- cantitatea de apă din proba de sol analizată [g];
- s- cantitatea de sol uscat din proba analizată [g].

Curent, în cazurile în care nu se pot produce confuzii cu alte forme de exprimare, se folosește termenul *umiditate* și simbolul *w*, subînțelegându-se adjectivul masic și litera *g* din simbolul *wg*.

Pentru numeroase scopuri este util să se cunoască *umiditatea volumetrică* (*wv*) a solului, termen prin care se înțelege conținutul de apă exprimat în procente din volumul solului. Această formă de exprimare are avantajul de a indica mai bine cantitatea de apă aflată la dispoziția plantelor, deoarece sistemul radicular al acestora explorează în mod obișnuit un anumit volum de sol, și nu o masă dată a acestuia. Umiditatea volumetrică (*wv*), se exprimă în % g/v [g/100 cm<sup>3</sup>] sau % v/v [cm<sup>3</sup>/100 cm<sup>3</sup>], cele două exprimări fiind numeric practic egale deoarece densitatea apei este foarte apropiată de 1.

În literatura recentă, mai ales în cea referitoare la aspecte teoretice ale regimului apei în sol, se preferă exprimarea *conținutului de apă ca volum fracționat*, respectiv sub forma volumului de apă aflat într-un volum de sol egal cu unitatea:

$$\theta = \frac{wv}{100} \quad (2.12)$$

unde:

$\theta$  - volum fracționat [ $\text{cm}^3/\text{cm}^3$ ];

$wv$  - umiditatea volumetrică [%v/v].

Se poate, de asemenea, folosi exprimarea rezervei de apă ca strat de apă, adică sub forma grosimii pe care ar avea-o cantitatea respectivă de apă dacă s-ar prezenta sub forma unui strat continuu la suprafața solului:

$$ws = \frac{wr}{10} \quad (2.13)$$

unde:

$ws$  - rezerva exprimată ca strat de apă [mm pe adâncimea solului];

$wr$  - rezerva de apă [ $\text{m}^3/\text{ha}$  pe aceeași adâncime].

Metoda de bază pentru determinarea umidității solului este metoda *uscării în etuvă* care constă în prelevarea din câmp a unei probe de sol, cântărirea probei de sol umede, introducerea în etuvă la temperatura de  $105^\circ\text{C}$  până la uscare completă și cântărirea ei după aceasta.

Există, de asemenea, numeroase metode indirecte de determinare a umidității, printre care cea mai convenabilă este metoda neutronică. Se folosesc, de asemenea, metoda tensiometrelor, metoda electrometrică (a blocurilor de gips), etc. Metodele indirecte au avantajul de a fi nedistructive, oferă posibilitatea urmării continue în timp a umidității în câmp, sunt rapide, adesea cu posibilități de automatizare a observațiilor. Precizia lor este însă mai redusă decât a metodei uscării în etuvă, ceea ce face de obicei necesară calibrarea prealabilă a aparaturii pe fiecare sol în parte, aparatura este mai complicată și costisitoare, și nu totdeauna accesibilă.

În oricare din formele de exprimare prezentate, valorile umidității nu oferă indicații suficiente asupra condițiilor pe care le oferă solul respectiv pentru dezvoltarea culturilor. În acest sens, este necesar să se analizeze valorile umidității în comparație cu valorile unora dintre indicii hidrofizici care definesc accesibilitatea apei solului pentru plante.

## 2.3 ÎNSUȘIRI MECANICE ALE SOLULUI

### 2.3.1 CONSISTENȚA ȘI PLASTICITATEA

La diferite stări de umiditate modul și tăria de legătură dintre particulele solide diferă, și în consecință diferă de asemenea comportarea în ansamblu a solului. Aceste caracteristici definesc consistența solului. Parcurgând gama de umidități posibile, de la cele mai mici spre cele mai mari, se pot separa mai multe forme de consistență: tare, friabilă, plastică neadezivă, plastică adezivă, de curgere (fig. 2.10). Formele de consistență sunt separate de anumite valori caracteristice ale umidității, numite limite de consistență: limita de contracție, limita de frământare (sau limita inferioară de plasticitate), limita de adeziune, limita de curgere (sau limita superioară de plasticitate).

Limitele de consistență se determină prin metode convenționale. Limita de contracție rezultă din curba de contracție. Limita de frământare se determină rulând între degete și masa de lucru o cantitate de sol inițial umezit în exces și trecându-l treptat spre conținuturi mai reduse de apă până ce nu mai este posibilă formarea unui șnur de dimensiuni standardizate. Determinarea limitei de adeziune constă din trecerea unei spatule peste o probă de sol inițial umezită în exces, pe măsură ce ea se usucă, până în momentul în care solul nu mai aderă pe spatulă. În sfârșit, limita de curgere se determină într-un dispozitiv special (de exemplu în aparatul Casagrande, 1958), tăind o urmă de dimensiuni standardizate prin proba de sol din ce în ce mai puțin umedă până ce această urmă nu se mai închide prin lovirea de masă a cupei aparatului în condiții de asemenea standardizate.

În afara limitelor de consistență clasice din sistemul Atterberg, în unele țări se folosesc indici similari, de asemenea determinați prin metode convenționale. Astfel, în literatura maghiară este mult răspândită cifra Arany (citată de Di Gleria ș.a., 1964 [46]), determinată prin amestecarea într-un mojar a unei probe de sol din ce în ce mai umede până în momentul în care solul nu se mai desprinde de pistilul mojarului ridicat și întors cu o mișcare rapidă. În literatura americană se folosește procentul de saturație ( $R_{i c h a r d}$  s.a., 1954 citat de Canarache [23]), indice determinat de asemenea prin umezirea progresivă și amestecarea cu spatulă într-o capsulă a unei probe de sol până ce ea lucește, reflectă lumina, curge la lovirea ușoară a capsulei și nu murdărește spatula. Ambii indici se utilizează larg în studiul solurilor sărăturoase.

Toate determinările de limite de consistență se efectuează pe probe mojarate. Ca urmare, mărimea acestor limite nu este influențată de structura sau de așezarea solului, ci doar de mărimea și compoziția particulelor elementare de sol. Influența principală o exercită conținutul de argilă, pe măsura creșterii acestuia crescând valoarea diferitelor limite de consistență. De altfel, solurile cu textură extrem grosieră (numite în geotehnică soluri



necoezive spre deosebire de solurile cu suficientă argilă pentru ca particulele elementare să poată adera între ele care se numesc soluri coezive) nu prezintă prin definiție stări de consistență identificabile. În cadrul aceleiași texturi, limitele de consistență sunt întrucâtva influențate de compoziția mineralogică a argilei, de felul cationilor adsorbiți, de conținutul de materie organică, etc.

Limită de consistență	Limită de contracție	Limită de frământare	Limită de adeziune	Limită de curgere		
Caracteristici	Forme de consistență	Tare	Friabilă	Plastică	De curgere	
	Rezistență la arat	mare	mică	adezivă	neadezivă	
	Adeziune pe unelte	absentă		prezentă		
	Patinare	absentă		prezentă		
	Capacitate portantă	mare		mică	foarte mică	
	Calitatea arăturii	slabă	bună	slabă	Foarte slabă Nu se ară	
	Rezultatul arăturii	bulgări	glomerule	curele		Nu se ară

Fig.2.10 Forme și limite de consistență a solului în sistemul Atterberg (K a h n k e, 1968, cu unele modificări)[23]

Dintre stările și limitele de consistență, atenție deosebită s-a acordat consistenței plastice și celor două limite (de frământare și de curgere) care o delimitează. Diferența dintre aceste două limite, deci mărimea intervalului de umiditate de-a lungul căruia solul are consistență plastică, se numește indice de plasticitate.

În figura 2.11 se prezintă, pentru diferite conținuturi de argilă, variația limitelor de plasticitate. Cifra Arany și procentul de saturație au valori de același ordin de mărime cu limita de curgere. Limita de contracție este situată la nivele de umiditate inferioare limitei de frământare.

Limitele de consistență determinându-se, prin definiție, pe probe de sol cu așezare modificată, pentru a înțelege comportarea în câmp a solului la diferite forme de consistență este utilă compararea limitelor de consistență cu unii indici hidrofizici. Interesează în mod deosebit limita de frământare la care solul prezintă în genere consistență optimă. Ea se situează cel mai adesea aproape de plafonul minim al umidității, cu excepția solurilor nisipo-lutoase și luto-nisipoase tasate, în care se situează chiar deasupra capacității de câmp.

Aceasta înseamnă că în astfel de cazuri starea de consistență optimă nu poate fi niciodată atinsă în condiții normale de câmp. În ceea ce privește limita de curgere, ea se situează de cele mai multe ori mult peste capacitatea de câmp



$L_c$  = limită de curgere  
 $L_f$  = limită de frământare  
 $CO$  = coeficient de ofilire  
 $CC$  = capacitate de câmp

$PM$  = plafon minim al umidității  
 $La$  = limită de adeziune  
 $CT$  = capacitate totală pentru apă

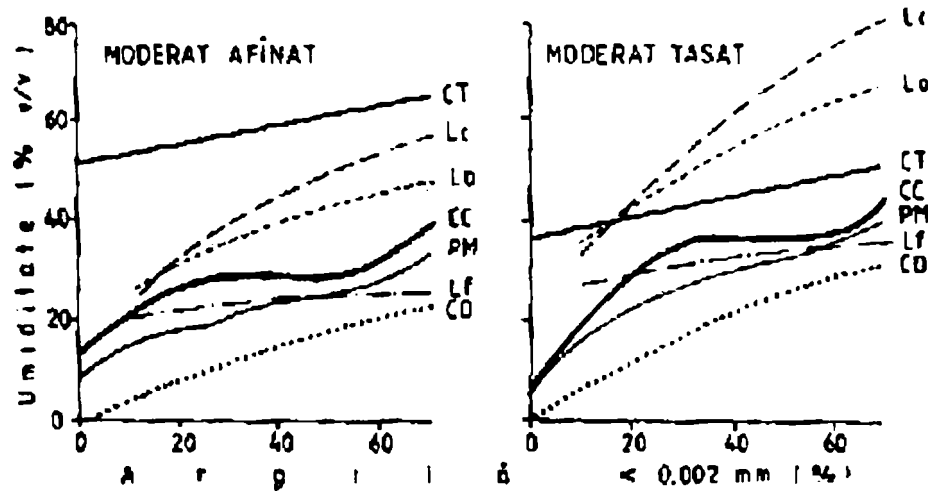


Fig. 2.11 Variația limitelor de consistență în funcție de conținutul de argilă

Pentru practica agricolă, formele și limitele de consistență au semnificațiile arătate în figura 2.11. Condiții optime corespund consistenței friabile, adică unor umidități aflate sub limita de frământare, unde solul se lucrează ușor și în bune condiții de calitate, iar capacitatea portantă nu ridică probleme. La consistență tare solul se lucrează greu și formează bulgări, în timp ce la consistență plastică el se lucrează de asemenea greu, aderă la unelte, utilajele patinează, solul formează „curele” și, adesea, prezintă capacitate portantă redusă împiedicând traficul pe sol.

### 2.3.2. COMPRESIBILITATEA

În geotehnică se utilizează pe scară largă noțiunea de *compresibilitate* sau *refație sarcină - porozitate*. În vederea determinării acestei relații, proba de sol este supusă în aparate speciale unor sarcini progresive, înregistrându-se în paralel modificarea (descreșterea) înălțimii probei ca urmare a tasării, determinându-se sarcina la care proba de sol cedează, se rupe, precum și frecarea internă și alți parametri mecanici. Există mai multe tipuri de astfel de determinări: testul de compresibilitate pe probe neprotejate, testul de compresibilitate în endometru pe probe protejate și testul triaxial în care proba este supusă în același timp unei sarcini verticale și unei sarcini laterale, de jur împrejurul ei.

În fizica solurilor agricole utilizarea testelor de compresibilitate este mai rar întâlnită, deși ea oferă posibilități foarte utile de caracterizare mecanică a solului. H a k a n s s o n (1988) (citată de Canarache [23]) a determinat printr-un

test de compresibilitate valoarea maximă a densității aparente pe care o poate avea un sol și a calculat pe baza ei *gradul de compactitate*:

$$GC = \frac{DA}{DA_{max}} \cdot 100 \quad (2.14)$$

$GC$  - este gradul de compactitate [%] ;

$DA$  - densitatea aparentă a solului la un moment dat [ $g/cm^3$ ];

$DA_{max}$  - densitatea aparentă maximă a solului respectiv [ $g/cm^3$ ].

Acest indice oferă bune posibilități de comparare a valorilor densității aparente a diferitelor soluri.

Horn (1988) (citată de Canarache [23] ) și alți autori au utilizat teste de compresibilitate pentru prognoza pericolului de compactare secundară a unui sol, obținând pe această cale rezultate bune în ceea ce privește avertizarea pericolului mai mic sau mai mare pe care îl prezintă compactarea într-un teritoriu dat.

### 3.3.3. ADEZIUNEA ȘI FRECAREA EXTERNĂ

Între masa solului și un obiect străin cu care ea vine în contact, de exemplu brăzdarul și cormana plugului, se dezvoltă forțe de atracție care constituie *adeziunea*.

Adeziunea se determină folosind dispozitive speciale, asemănătoare unei balanțe în care unul din talere este înlocuit cu o placă de adeziune cu caracteristici standardizate. Placa de adeziune se pune în contact cu solul sub o sarcină și pe o durată determinată, apoi pe celălalt taler al balanței se pun greutatea din ce în ce mai mari până în momentul în care placa de adeziune se desprinde de sol (K a c i n s k i, 1934).

Forțele de adeziune se exercită prin intermediul moleculelor de apă adsorbite la suprafața particulelor de sol care sunt atrase în același timp de suprafața obiectului, formând astfel o peliculă de legătură între sol și corpul străin.

N i c h o l s (1931) a distins trei faze ale fenomenului de frecare sol - corp străin: faza de frecare în care solul este uscat; faza de adeziune, în care solul are umiditate intermediară; faza de lubrificare, în care solul este umed.

În figura 2.12, se prezintă variația adeziunii pe măsură ce crește umiditatea, ilustrându-se aceste trei faze. Examinarea acestei figuri pune în evidență câteva aspecte interesante:

- adeziunea începe să se manifeste la umidități inferioare capacității de câmp, dar atinge valori semnificative la umidități sensibil superioare acesteia. Limita de adeziune discutată anterior corespunde deci, mai degrabă umidității la care adeziunea este maximă decât celei la care ea începe să se manifeste, așa

cum a fost definită inițial.

- la umidități foarte ridicate, apropiate sau superioare limitei de curgere, adeziunea înregistrează din nou o scădere, explicabilă prin faptul că peliculele de apă sunt acum prea groase pentru ca prin intermediul lor să se realizeze forța de atracție între sol și suprafața organului de lucru cu care el vine în contact. Această ramură a curbelor de adeziune corespunde unui domeniu de umiditate care depășește mult valorile ce se pot întâlni în solurile agricole în condiții de teren.

- adeziunea înregistrează o tendință de creștere pe măsură ce crește conținutul de argilă al solului, ușor explicabilă dacă avem în vedere mecanismul formării forței de adeziune pe seama peliculei de apă adsorbită de particulele coloidale ale solului.

B a h t i n (1954) (citată de Canarache [23]) a constatat o creștere importantă a adeziunii și o deplasare, de asemenea, importantă spre umidități mai reduse a punctului de adeziune atunci când suprafața probei este netezită artificial, distrugându-se structura. Adeziunea crește în cazul elementelor structurale de dimensiune mai mare. Ambele observații pot fi puse pe seama modificării suprafeței efective de contact dintre sol și placa de adeziune. Adeziunea este importantă în special deoarece determină o creștere a *frecării externe*, termen prin care se înțelege forța ce ia naștere la contactului dintre sol și organul de lucru care este deplasat prin sol. Întrucât principalele astfel de organe folosite în practică sunt metalice, interesează în mod deosebit *frecarea sol - metal*. Ea depinde și de natura metalului, existând și unele procedee de tratare a suprafeței organelor agricole pentru micșorarea frecării, dar interesează îndeosebi factorii de sol care influențează frecarea externă.

Frecarea sol - metal se determină cu diferite dispozitive care constau dintr-o piesă activă de dimensiuni cunoscute care se deplasează în sol cu viteză și sub sarcină cunoscută. Un dispozitiv dinamometric permite să se măsoare forța necesară pentru deplasarea organului activ.

Payne și Fountaine (citați de Gill și Vanden Berg, 1968)[68] au în vedere un concept ceva mai complex, în care forța de deplasare este considerată ca o sumă a adeziunii și forței de frecare.

Pentru determinarea acestora se fac mai multe măsurători pe aceeași probă, cu diferite sarcini. Se aplică o relație similară celei utilizate în studiul coeziunii și frecării interne și anume:

$$\sigma_a = A + \sigma \cdot \operatorname{tg} \delta \quad (2.15)$$

unde:

$\sigma_a$  - este forța de deplasare [daN/cm<sup>2</sup>];

$A$  - adeziunea [daN/cm<sup>2</sup>];

$\sigma$  - sarcina normală (perpendiculară pe suprafața de frecare) [daN/cm<sup>2</sup>];

$\delta$  - unghiul de frecare sol - metal.

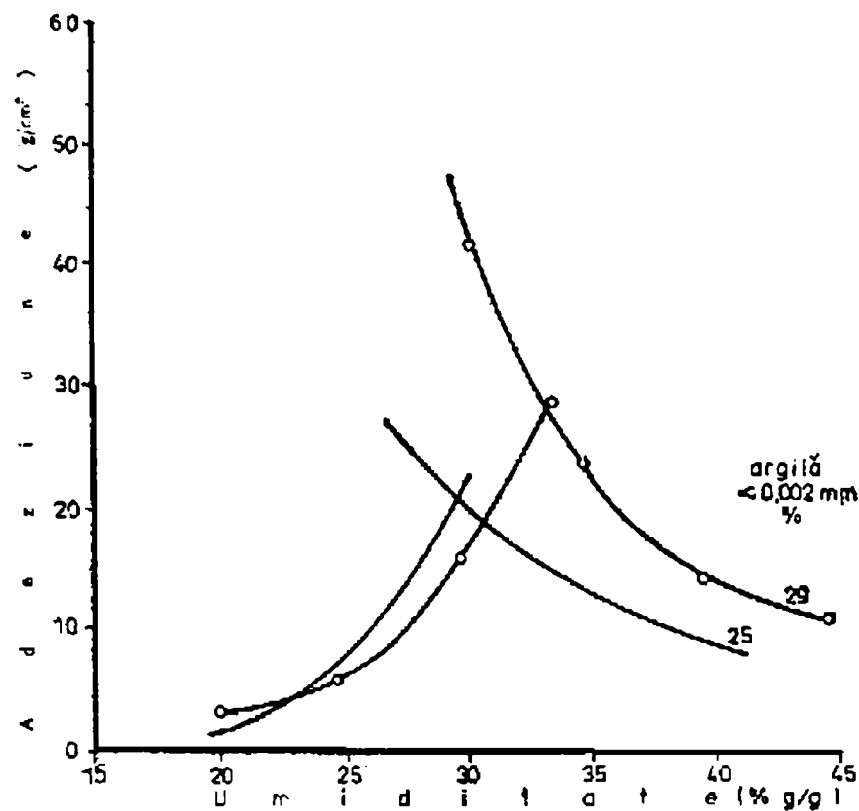


Figura 2.12 Variația adeziunii, determinată pe pastă de sol, în funcție de umiditate, pentru câteva soluri din România (Canarache, 1962)[23].

În figura 2.13 se prezintă unele curbe care indică variația frecării externe. Se constată că frecarea este puțin variabilă la umidități reduse, la care adeziunea nu intervine, crește puternic în intervalul în care și adeziunea crește, și scade după o anumită valoare a umidității, sensibil mai mare decât domeniul de umiditate întâlnit în teren pe solurile agricole.

Principala cale de reducere a efectului adeziunii și frecării externe asupra rezistenței opuse de sol la lucrări este executarea acestora la umidități care să nu depășească limita peste care adeziunea crește excesiv.

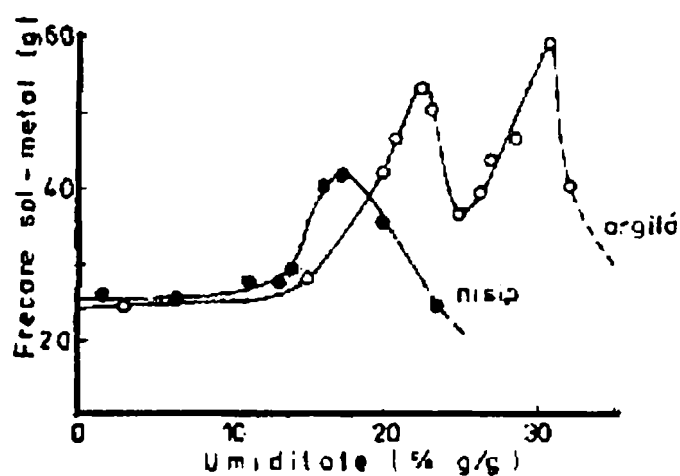


Figura 2.13 Variația frecării externe în funcție de umiditate (Haines, citat de Gill și Vanden Berg, 1968)[60]

### 2.3.4 COEZIUNEA ȘI FRECAREA INTERNĂ

Solul, ca orice material studiat în rezistența materialelor și în alte discipline ingineresti, opune rezistența diferitelor forțe care i se aplică.

Se definește *coeziunea* ca fiind forța care leagă între ele particulele elementare de sol datorită unor mecanisme fizico-chimice: forțe Van der Waals, atracție electrostatică, punți cationice, efecte de cimentare etc. În această concepție, coeziunea s-a determinat supunând probe de sol unei forțe de compresiune și măsurând sarcina necesară pentru sfărâmarea probei. Rezistența opusă de sol unei astfel de solicitări ar putea fi numită *rezistență la sfărâmare*.

Rezistența la sfărâmare variază puternic cu umiditatea, textura și alte însușiri ale solului.

Variația rezistenței la sfărâmare cu umiditatea (fig. 2.14) se exprimă prin funcții putere de forma:

$$RS = RS_1 wr^{-0,5} \quad (2.16)$$

unde:

RS - este rezistența la sfărâmare [daN/cm<sup>2</sup>];

RS<sub>1</sub> - rezistența unitară la sfărâmare [daN/cm<sup>2</sup>] care are rol de parametru cu semnificația de rezistență corespunzătoare umidității de 1%;

wr - umiditatea relativă [% din limita de adeziune].

Sunt de semnalat câteva aspecte interesante ale relației dintre rezistența la sfărâmare și umiditate. În primul rând, curbele respective sunt alcătuite fiecare din câte două curbe de același tip, dintre care interes practic prezintă îndeosebi prima curbă, corespunzătoare unor umidități prezente în condiții de teren. În al doilea rând, toate curbele, indiferent de textură sau de alte însușiri ale solului, prezintă punctul de inflexiune la aceeași valoare a umidității relative (2/3 din limita de adeziune) și totodată au același exponent (-0,5). În al treilea rând, în aceste condiții curbele diferitelor soluri se deosebesc numai prin valoarea parametrului RS<sub>1</sub> (rezistența unitară la sfărâmare), care capătă astfel semnificația unui indicator al coeziunii solului.

Influența texturii asupra rezistenței la sfărâmare reiese în linii generale din aceeași figură 2.14, fiind evident că pe măsură ce se trece de la texturi grosiere la texturi fine rezistența la sfărâmare crește pe tot intervalul de umiditate. Între conținutul de argilă și parametrul RS<sub>1</sub> există o relație semnificativă. Ea arată că rezistența unitară la sfărâmare crește în intervalul valorilor curente ale conținutului de argilă (de la 5-10 % până la 45-50 %) de peste 10 ori.

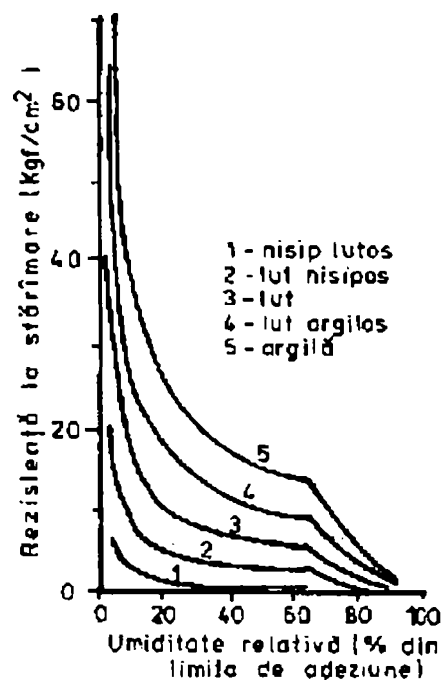


Fig. 2.14 Variația rezistenței la sfărâmare, determinată pe brichete de sol, în funcție de umiditate

În laboratoarele din S.U.A. este generalizată determinarea *modulul de ruptură* (Richards, 1954). Determinarea se efectuează tot pe brichete artificiale de dimensiuni standardizate, uscate în etuvă la temperatura de 50°C până la greutate constantă, sprijinite la capete pe două suporturi și supuse unei sarcini aplicate la jumătatea distanței dintre cele două suporturi. Modulul de ruptură rezultă din formula:

$$s = \frac{3 \cdot F \cdot L}{2 \cdot b \cdot d^2} \quad (2.17)$$

unde:

- s - este modulul de ruptură [dyne/cm<sup>2</sup>];
- F<sub>r</sub> - forța necesară pentru ruperea brichetei [dyne];
- L - distanța între cele două suporturi [cm];
- b - lățimea brichetei [cm];
- d - grosimea brichetei [cm].

În laboratoarele geotehnice a fost mult răspândită, până la apariția aparatelor triaxiale, determinarea *rezistenței la forfecare* prin translație (numită și *rezistență la tăiere*), determinare care încă se efectuează în multe astfel de laboratoare. Aparatura este destul de simplă, fiind reprezentată printr-o cutie dreptunghiulară secționată transversal prevăzută cu posibilitatea ca cele două părți să se deplaseze paralel, dar în direcții opuse. Prin această deplasare proba de sol introdusă în cutie este supusă unui efort tangențial până la tăiere. Aparatura este prevăzută cu posibilitatea de a se aplica perpendicular pe direcția de tăiere sarcini de diferite mărimi și cu un dispozitiv de măsurare a forței tangențiale dezvoltate în momentul



tăierii. Se poate lucra cu probe cu așezare modificată sau nemodificată, la diferite umidități. Se execută în mod obișnuit trei determinări succesive, pe probe paralele, cu sarcini normale (perpendiculare) diferite. Rezultatele se reprezintă grafic, având în abscisa sarcina normală și în ordonată forța de tăiere, și unind cele trei puncte care reprezintă determinările succesive printr-o dreaptă (numită dreaptă intrinsecă) care conform formulei clasice a lui Coulomb are expresia:

$$\tau = C + \sigma \cdot \operatorname{tg}\varphi \quad (2.18)$$

unde:

- $\tau$  - este rezistența la tăiere [ $\text{daN/cm}^2$ ];
- $C$  - coeziunea [ $\text{daN/cm}^2$ ];
- $\sigma$  - sarcina normală [ $\text{daN/cm}^2$ ]
- $\varphi$  - unghi de tăiere sau de frecare internă.

Diferitele categorii de rezistențe opuse de sol la solicitări mecanice, dintre care unele au fost expuse aici, se folosesc direct în calcule legate de rezistență fundațiilor sau a drumurilor, sau de modul de acționare a organelor de lucrat solului.

### 2.3.5 PENETRAREA ȘI PORTANȚA

În paragraful precedent am prezentat rezistența opusă de sol la unele solicitări simple. Spre deosebire de aceasta, *rezistența la penetrare* este o solicitare complexă, în care sunt combinate mai multe solicitări simple. Rezistența la penetrare este ușor de determinat, atât în teren cât și în laborator, motiv pentru care ea a devenit unul din principalii indicatori de caracterizare mecanică a solului.

Rezistența la penetrare se determină cu *penetrometrul*. Există o mare varietate de astfel de penetrometre, din păcate încă nestandardizate, ceea ce conferă acestei determinări în anumită măsură un caracter convențional.

În figura 2.15 se prezintă câteva tipuri de penetrometre de teren. Cele mai simple sunt *penetrometrele dinamice* care constau dintr-o tijă metalică cu vârful de formă și dimensiuni determinate. Pe tijă culisează o piesă ciocan care, în cădere, lovește o nicovală. Datorită acestor lovituri vârful penetrometrului pătrunde treptat în sol. Rezistența la penetrare rezultă din așa numita formulă olandeză (Saglerat, 1965):

$$R_p = n \cdot \frac{H}{S \cdot h} \cdot \frac{M^2}{M + P} \quad (2.19)$$

unde:

- $R_p$  - este rezistența la penetrare [ $\text{daN/cm}^2$ ];
- $n$  - numărul de lovituri aplicate;

- $M$  - greutatea piesei-ciocan [N];
- $P$  - greutatea penetrometrului fără piesa ciocan [N];
- $H$  - înălțimea de cădere a piesei-ciocan [cm];
- $S$  - aria secțiunii vârfului de penetrare [cm<sup>2</sup>];
- $h$  - grosimea stratului de sol penetrat [cm].

Ceva mai complexe sunt *penetrometrele statice*. Astfel de penetrometre sunt prevăzute cu un arc. Sarcina necesară pentru ca penetrometrul să pătrundă în sol se aplică prin simpla apăsare, iar arcul este prevăzut cu un indicator care permite să se cunoască mărimea acestei sarcini. *Penetrometrele statice simple* (propriu-zise) sunt cele în care mărimea sarcinii aplicate se citește direct pe dispozitivul respectiv

*Penetrografele statice*, de tipul celui construit de Florescu (1963), sunt prevăzute cu un dispozitiv de înregistrare grafică a mărimii sarcinii aplicate. În sfârșit, *penetrometrele electronice* înlocuiesc arcul cu mărci tensometrice și dispozitivul de înregistrare grafică a rezultatelor printr-un dispozitiv electronic. Aceasta mărește exactitatea și simplifică efectuarea propriu-zisă a determinării.

Rezistența la penetrare se poate determina și în laborator. Metoda folosită în acest scop în I.C.P.A. (C a n a r a c h e, 1965 [24] ) utilizează un penetrometru dinamic și probe cu așezare nemodificată prelevate în cilindrii folosiți pentru determinarea densității aparente.

Principalul avantaj al metodei constă în faptul că determinarea se efectuează la o umiditate standardizată ușor de realizat în activitatea curentă din laboratoarele de serie. Ea este 50 % din umiditatea de cvasi-saturație.

Această standardizare elimină influența umidității și permite să se obțină un indicator de caracterizare mecanică a solului independent de această însușire atât de variabilă în timp.

Mărimea sarcinii care trebuie aplicată penetrometrului pentru a produce pătrunderea lui în sol este foarte variată în funcție de însușirile solului.

O posibilitate de adaptare a penetrometrului la game variate de rezistențe la penetrare este schimbarea vârfului de penetrare. În cazul penetrometrelor dinamice se pot folosi mase ale piesei-ciocan și înălțimi de cădere ale acesteia diferite. La penetrometrele statice principalul mod de adaptare constructivă a penetrometrului la diferite categorii de soluri este schimbarea arcului, operație nu totdeauna ușor de efectuat în teren.

În condițiile de climă și sol ale țării noastre variațiile posibile ale rezistenței la penetrare sunt probabil mai mari decât în alte țări, ceea ce explică în oarecare măsură extinderea mai redusă a determinării rezistenței la penetrare și mai ales a folosirii penetrometrelor statice.



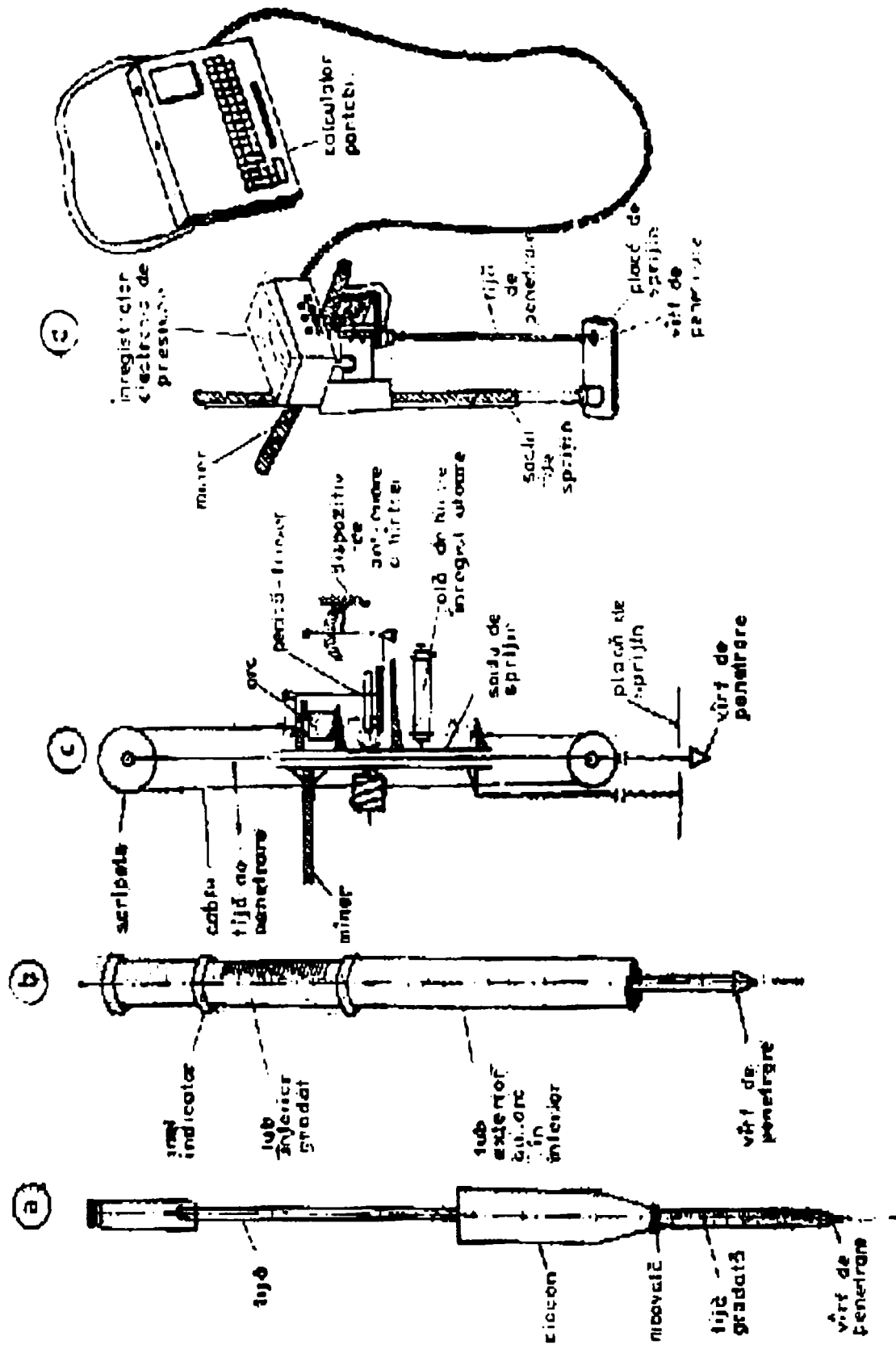


Fig. 2.15 Câteva tipuri de penetrometre de teren ( a-penetrometru dinamic (Chiriță, 1955) , b-penetrometru static de buzunar (Chiriță, 1955) , c-penetrometrograf dinamic (Florescu, 1962) , d-penetrometru dinamic electronic tip Busch (Anderson, ș.a., 1980) )

Clasificarea valorilor rezistenței la penetrare se face conform indicator din tabelul 2.5

Tabelul 2.5 Clase de valori ale rezistenței la penetrare

Denumire	Valori [daN/cm <sup>2</sup> ] (I.C.P.A, 1987, vol. 3)	Semnificație		
		Creștere normală a rădăcinilor	Crește rezistența la arat	Scade permea- bilitatea
Foarte mică	Sub 1,1	Limitare parțială a rădăcinilor		
Mica	1,1 – 2,5			
Mijlocie	2,6 – 5,0			
Mare	5,1 – 10	Rădăcinile nu pot crește		
Foarte mare	10,1 – 15			
Extrem de mare	Peste 15			

Relațiile dintre rezistența la penetrare și celelalte însușiri ale solului sunt în principiu de același tip care a fost discutat în cazul rezistenței la sfărâmare și altor genuri de rezistențe la solicitări simple.

Astfel, rezistența la penetrare scade sensibil pe măsură ce crește umiditatea. Scăderea se face conform unor curbe similare celor discutate la rezistența la sfărâmare.

Relația dintre conținutul de argilă și densitatea aparentă, pe de o parte, și rezistența la penetrare (determinată în laborator), pe de alta, este prezentată în figura 2.16. Datele din această figură se referă la rezistența la penetrare corespunzătoare umidității standardizate de 50 % din umiditatea de cvasi-saturație, aspect specific cum am arătat metodei de determinare în laborator. Din curbele prezentate în această figură reiese creșterea rezistenței la penetrare pe măsură ce crește atât conținutul de argilă, cât și densitatea aparentă, rezistența la penetrare apărând astfel ca un indicator simplu al stării de tasare a solului.

Un model al variației rezistenței la penetrare, recent elaborat, ia în considerație diferitele aspecte discutate anterior: relația dintre rezistența la penetrare și umiditate, cea dintre rezistența la penetrare determinată în laborator (la umiditate standard), argilă și densitate aparentă etc.

Modelul are expresia (Canarache, 1990 [23]):

$$RP = RPs \cdot \left( \frac{2 \cdot w}{CT \cdot f} \right)^m \quad (2.20)$$

unde:

- RP - este rezistența la penetrare [daN/cm<sup>2</sup>];
- RPs - rezistența la penetrare standard [daN/cm<sup>2</sup>] determinată în laborator la umiditatea de 50 % din umiditatea de cvasi-saturație, și care rezultă din:

$$RPs = 0,055 * 1,047 * DA7,53 \quad ( 2.21)$$

W- umiditatea [% g/g];

CT- capacitatea totală pentru apă [% g/g]

f- factor de transformare a capacității totale în umiditate de cvasi-saturație  
cu formula:

$$f = 0,875 + 0,0032 GT \quad ( 2.22)$$

m - exponent care indică variația rezistenței la penetrare în funcție de umiditate și care reiese din:

$$m = 0,36 \cdot 1,0026A \cdot DA1,27 \cdot DA0,267 A \quad ( 2.23)$$

A - conținutul de argilă sub 0,002 mm [%];

DA - densitatea aparentă [ $g/cm^3$ ];

GT - gradul de tasare [%].

Aplicarea acestui model a condus la rezultate de tipul celor prezentate în figura 2.17, în care se arată clasele de valori pe care le poate lua rezistența la penetrare în soluri cu diferite texturi, grade de tasare și umidități. Implicațiile practice ale cunoașterii rezistenței la penetrare sunt variate și de mare importanță.

Ea este o metoda simplă și eficientă de evaluare a stării de tasare a solului, mult utilizată în cercetări privind lucrările solului și alte elemente de agrotehnică pentru a pune în evidență dinamica sezonieră a stării fizice a solului. Această dinamică rezultă, pe de o parte, din variația pe parcursul anului și sub influența diferitelor măsuri agrotehnice a densității aparente, îndeosebi în stratul arat, iar, pe de alta, din dinamica sezonieră a umidității. Astfel, determinările de rezistență la penetrare pot oferi o imagine combinată a efectului stării de tasare și umidități. Dacă însă se dorește să se studieze numai efectul stării de tasare este necesară efectuarea determinărilor la umidități similare.

Pornind de la semnificația rezistenței la penetrare ca indicator al stării fizice a solului, Bredt și Paicu (1975) [112], au introdus această însușire în setul de parametri folosiți pentru evaluarea pretabilității terenurilor. Determinarea rezistenței la penetrare reprezintă de asemenea o cale simplă de estimare indirectă a rezistenței opuse arăturilor sau altor lucrări ale solului. Astfel de metode de estimare au fost elaborate de Bahtin (1954) și ulterior, pentru condițiile țării noastre, de Canarache (1962 a).

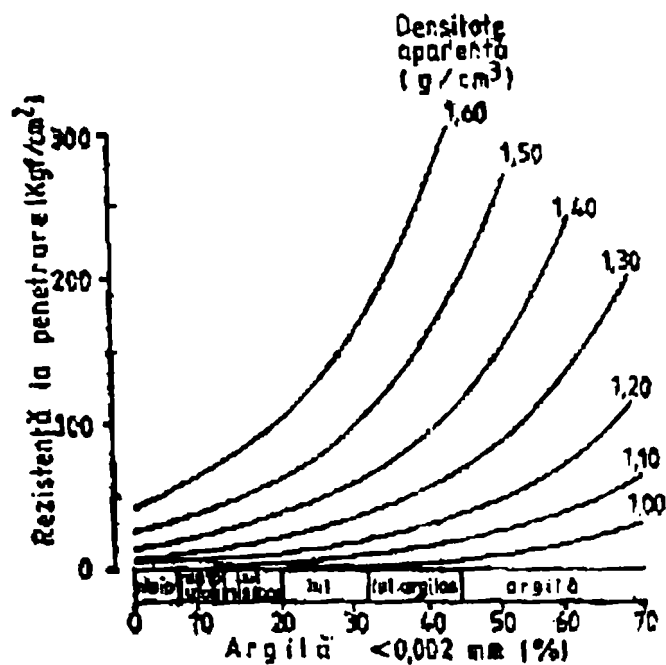


Fig. 2.16 Variația rezistenței la penetrare (determinare de laborator la umiditatea standard de 50% din umiditatea de cvasi-saturație) în funcție de textură și de densitatea aparentă (Canarache, 1965)[23]

Importanță deosebită prezintă rezistența la penetrare în legătură cu studiul dezvoltării și pătrunderii în sol a sistemului radicular. Asemănarea dintre vârful de penetrare și rădăcini este evidentă. Pentru simularea creșterii rădăcinilor, Greacen ș.a. (1968)[70] au utilizat un penetrometru de mici dimensiuni (secțiunea vârfului de penetrare  $0,07\text{ cm}^2$ , diametrul secțiunii  $0,3\text{ cm}$  și unghiul la vârf  $60^\circ$ ) cu care au efectuat numeroase experimentări.

Cercetările experimentale arată că la valori sub  $1,02 - 1,53\text{ daN/cm}^2$  rezistența la penetrare nu influențează negativ pătrunderea în sol a rădăcinilor, în timp ce la valori mai mari de  $3,5 - 5,0\text{ daN/cm}^2$  aceasta este aproape nulă (Taylor ș.a., 1966).

Au fost elaborate relații matematice care se utilizează în modele de simulare a dezvoltării rădăcinilor și formării recoltelor. Una dintre ele (S i m o t a, 1989) este:

$$R_t = R_{\max} \cdot RP^{-\gamma} \quad (2.24)$$

unde:  $R_t$  - este viteza de alungire a rădăcinilor [mm/zi];

$R_{\max}$  - viteza maximă de alungire a rădăcinilor (în sol cu rezistența la penetrare mică, nelimitativă [mm/zi];

$RP$  - rezistența la penetrare [ $\text{daN/cm}^2$ ];

$\gamma$  - coeficient cu valoarea 1,44 pentru grâu, 1,20 pentru soia, 0,88 pentru porumb, etc.

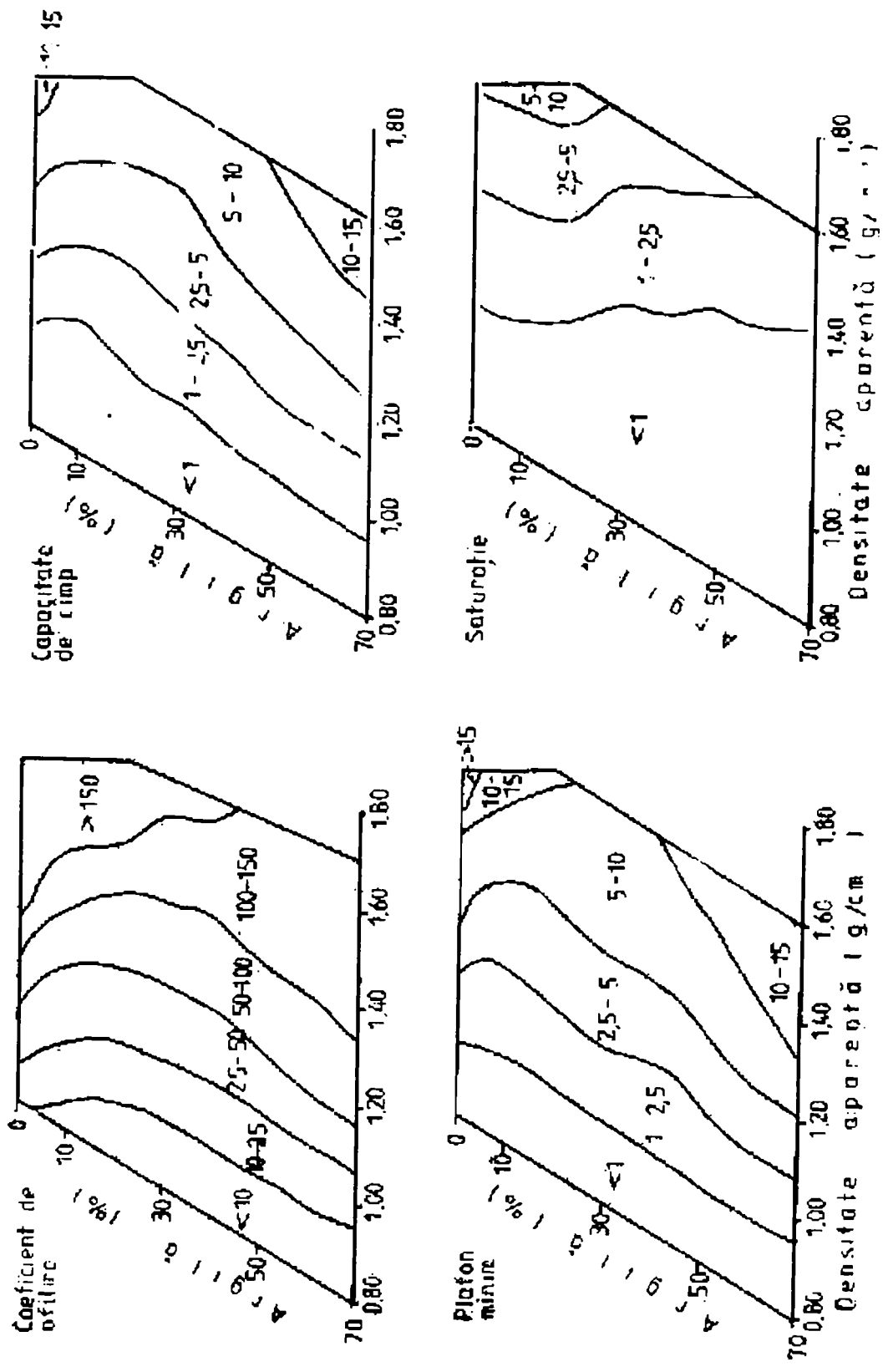


Fig. 2.17 Variația rezistenței la penetrare în soluri cu diferite texturi și stări de așezare în condiții caracteristice de umiditate

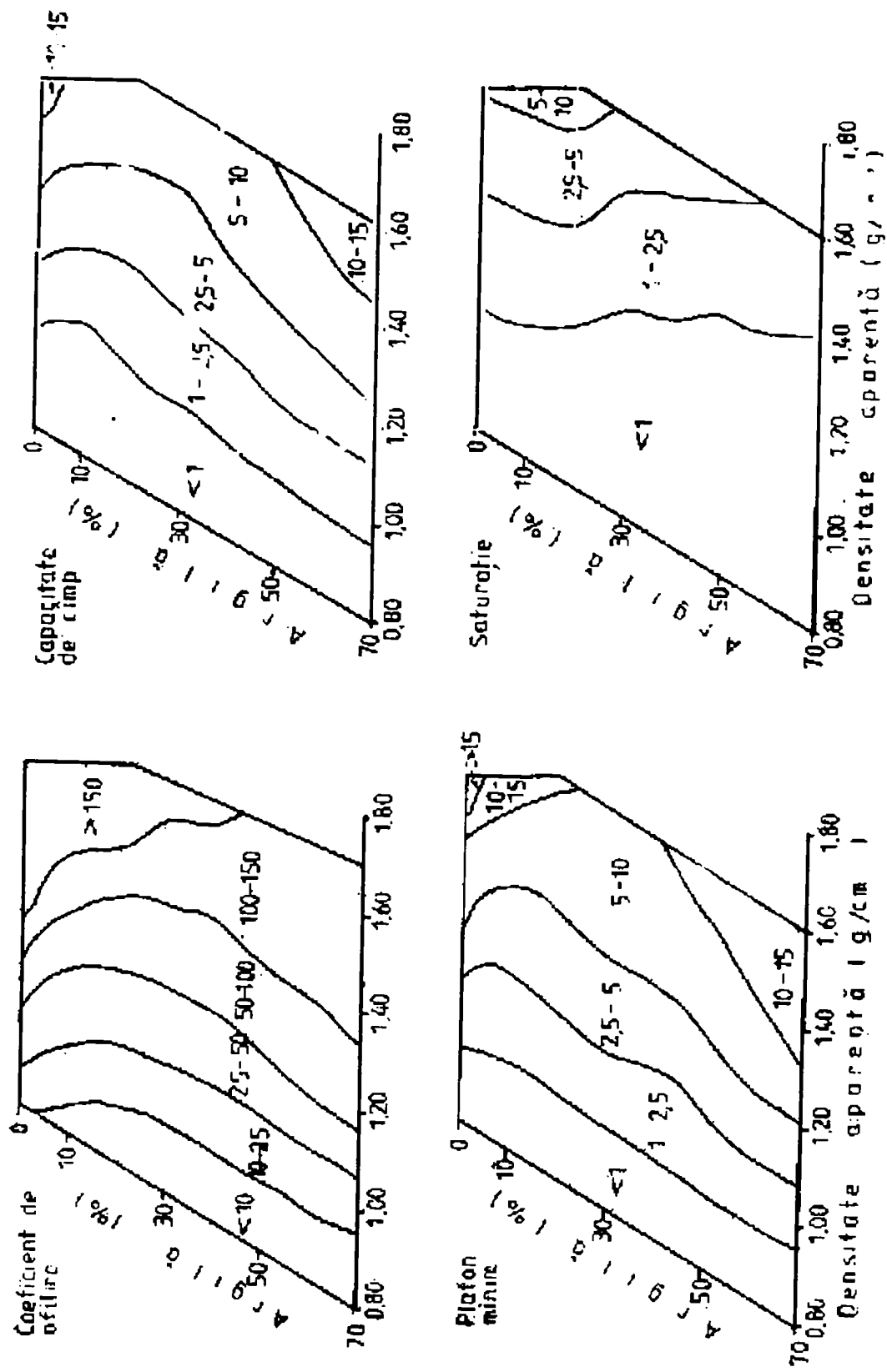


Fig. 2.17 Variația rezistenței la penetrare în soluri cu diferite texturi și stări de așezare în condiții caracteristice de umiditate



Pe baza rezultatelor obținute experimental sau prin modelare s-au clarificat o serie de aspecte privind ritmul în care rădăcinile pătrund în sol, relația dintre acest ritm și însușirile solului, căile preferențiale pe care se dezvoltă rădăcinile în solurile cu straturi compacte sau în cele cu crăpături etc.

O solicitare complexă întrucâtva similară penetrării este *portanța*. Noțiunea de *capacitate portantă* a fost definită în geotehnică drept însușirea unui sol (teren de fundație) de a susține sarcina produsă de o construcție. Prin extindere, termenul se poate folosi și în legătură cu traficul utilajului agricol. Capacitatea portantă se determină în geotehnică prin metode convenționale în care se supune o probă de sol unei sarcini crescânde, măsurând concomitent adâncimea pe care piesa cu care se aplică sarcina pătrunde în sol. Metoda este similară determinării rezistenței la penetrare, cu deosebirea că piesa activă este cilindrică, neascuțită, iar dimensiunile ei sunt în genere relativ mari. Cea mai cunoscută metodă în acest scop este *testul californian de portanță*.

### 2.3.6. REZISTENȚA LA LUCRĂRILE SOLULUI

Una din principalele solicitări la care sunt supuse solurile în procesul de producție agricolă, poate principala, este cea care are loc în operațiile de lucrare a solului, în special la arătură.

*Forța de tracțiune la arat* a fost descompusă de G o r e a c i k i n în trei componente astfel:

$$F_a = f \cdot G + K \cdot a \cdot b + 0,01 \cdot \varepsilon \cdot a \cdot b \cdot v^2 \quad (2.25)$$

$F_a$  - forța de tracțiune [N];

$f$  - coeficient de frecare sol - plug cu valori 0,5-1;

$G$  - greutatea plugului [kg];

$K$ - coeficient de deformare prin tăiere a solului, ridicarea, mărunțirea și răsturnarea brazdei cu valori de 2 - 4 [daN/dm<sup>2</sup>];

$a$  - adâncimea de lucru a plugului [dm];

$b$  - lățimea de lucru a plugului [dm];

$\varepsilon$ - coeficient de deformare prin aruncarea solului de pe cormană cu valori de 0,15 – 0, 2 daNs<sup>2</sup>/m<sup>4</sup>;

$v$  - viteza de înaintare a plugului [m/s].

Unii autori apreciază că din forța de tracțiune 41 % se consumă pentru procesele descrise prin primul termen al formulei (frecarea sol - plug), 56% pentru cel de-al doilea (tăierea, ridicarea, mărunțirea și răsturnarea brazdei) și numai 3% pentru al treilea termen (aruncarea solului de pe cormană).

Forța de tracțiune se poate raporta la secțiunea brazdei arate (în cazul plugului), la lățimea de lucru a mașinii agricole (în cazul celor mai multe dintre acestea) sau la volumul de sol prelucrat (în cazul frezelor). În cazul arăturii, forța

de tracțiune raportată la secțiunea brazdei reprezintă *rezistența specifică la arat*:

$$R_{sp} = \frac{F_a}{a \cdot b} \quad (2.26)$$

unde:

$R_{sp}$  este rezistența specifică la arat [ $\text{daN}/\text{dm}^2$ ], iar celelalte simboluri au semnificațiile din formula (2.25).

Rezistența specifică la arat se determină în teren, măsurând cele trei mărimi din formula (2.26). Dintre acestea, măsurarea dimensiunilor brazdei (mărimile  $a$  și  $b$ ) nu ridică probleme deosebite. Forța de tracțiune se măsoară cu dispozitive speciale numite *dinamometre*. La plugurile tractate măsurarea este relativ simplă, dinamometrul intercalându-se între cârligul de tracțiune al tractorului sau al dispozitivului de agățare a plugul propriu-zis. La plugurile purtate problema este ceva mai complicată. Este necesară utilizarea unei *rame dinamometrice*, montate pe tractor, care asigură transmiterea forței de tracțiune spre dinamometrul propriu-zis.

În figura 2.18 se prezintă o astfel de ramă dinamometrică. Dinamometrul propriu-zis poate fi de tip hidraulic, cu sau fără înregistrare grafică a rezultatelor. Mai recent s-au introdus dinamometre electronice, cu mărci tensometrice și înregistrare magnetică a rezultatelor.

Rezistența specifică la arat depinde de o serie de factori care aparțin, pe de o parte, unor elemente ale plugului folosit și modului în care acesta lucrează, iar, pe de alta parte, însușirilor solului (fig. 2.19).

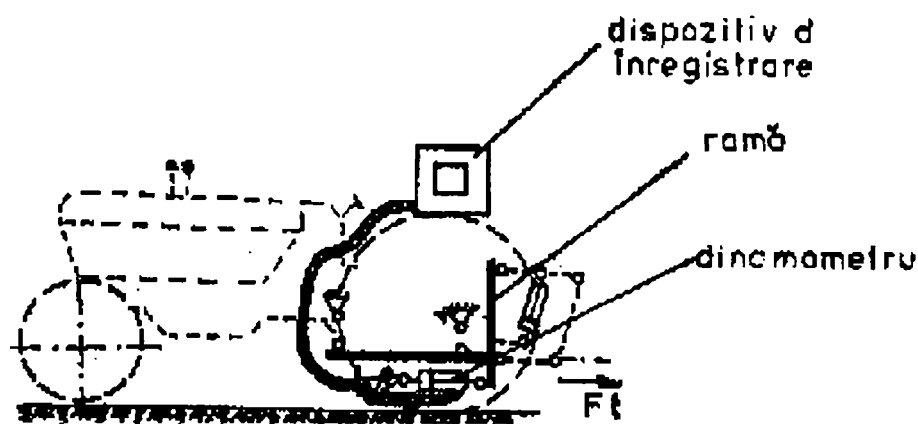


Fig. 2.18 Ramă dinamometrică pentru pluguri purtate (Sandru ș.a.,1983)[137]

Influența factorilor constructivi interesează îndeosebi în activitatea de perfecționare a tipurilor de pluguri, iar cea a factorilor tehnologici în activitatea de exploatare a parcului mecanic. În cercetarea pedologică, interesează modul în care intervin factorii pedologici, însușirile solului.

După valorile rezistenței specifice la arat solurile se clasifică convențional în mai multe categorii.

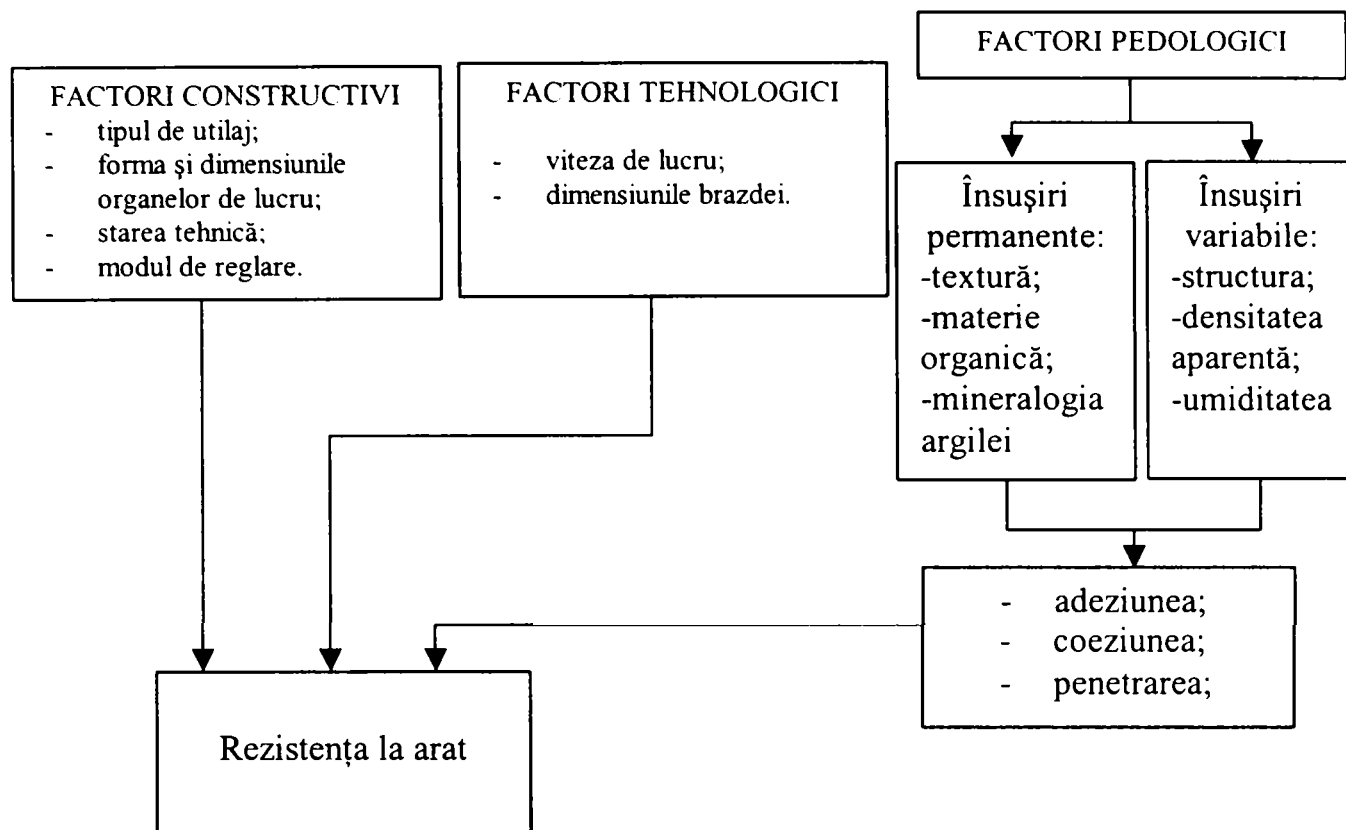


Fig.2.19 Factorii care determină rezistența la arat

În prezent în România se folosește o clasificare în șase categorii, acestea putând fi grupate pentru unele scopuri două câte două în trei categorii, sistem utilizat în practica unităților de mecanizare a agriculturii (tabelul 2.5).

Tabelul 2.5 Clasificarea solurilor în categorii de rezistență la arat

Categoriile de soluri după MA DGEMA	Categoriile de soluri după ICPA	Rezistența specifică la arat $\text{kgf/dm}^2$
Ușor	Foarte ușor	Sub 36
	Ușor	36-45
Mijlociu	Mijlociu	46-55
	Mijlociu-greu	56-60
Greu	Greu	61-75
	Foarte greu	peste 75

Adeziunea și coeziunea sunt însușirile mecanice ale solului care influențează direct rezistența specifică la arat. Rezistența specifică la arat variază cu umiditatea sub forma unei parabole cu concavitatea în sus, prezentând o valoare minimă la o anumită umiditate (*umiditate optimă de arat*) și valori sporite la umidități atât mai mici cât și mai mari decât umiditatea optimă. Ramura din stânga a acestei parabole se suprapune în linii generale peste curba de variație a coeziunii, iar cea din dreapta peste curba adeziunii, fiecare din aceste două însușiri fiind deci determinante în câte un interval de umiditate.

Variația rezistenței specifice la arat cu umiditatea poate fi descrisă printr-o relație de gradul II (B a h t i n):

$$R_{sp} = A \cdot w^2 + B \cdot w + C \quad (2.27)$$

unde:

$R_{sp}$  - rezistența specifică la arat [ $\text{daN}/\text{dm}^2$ ];

w- umiditatea [% g/g];

A, B, C - parametri.

În aceasta formă a ecuației parabolice care exprimă variația rezistenței specifice la arat în funcție de umiditatea solului cei trei parametri au semnificație fizică evidentă. Parametrul (A) este umiditatea optimă de arat, parametrul (B) este rezistența specifică la arat minimă pentru solul respectiv, corespunzătoare umidității optime, iar parametrul (C) indică intensitatea cu care variază rezistența specifică la arat în funcție de umiditate

În figura 2.20 se prezintă curbe parabolice de acest fel tipizate pentru soluri din diferitele categorii de rezistență la arat.

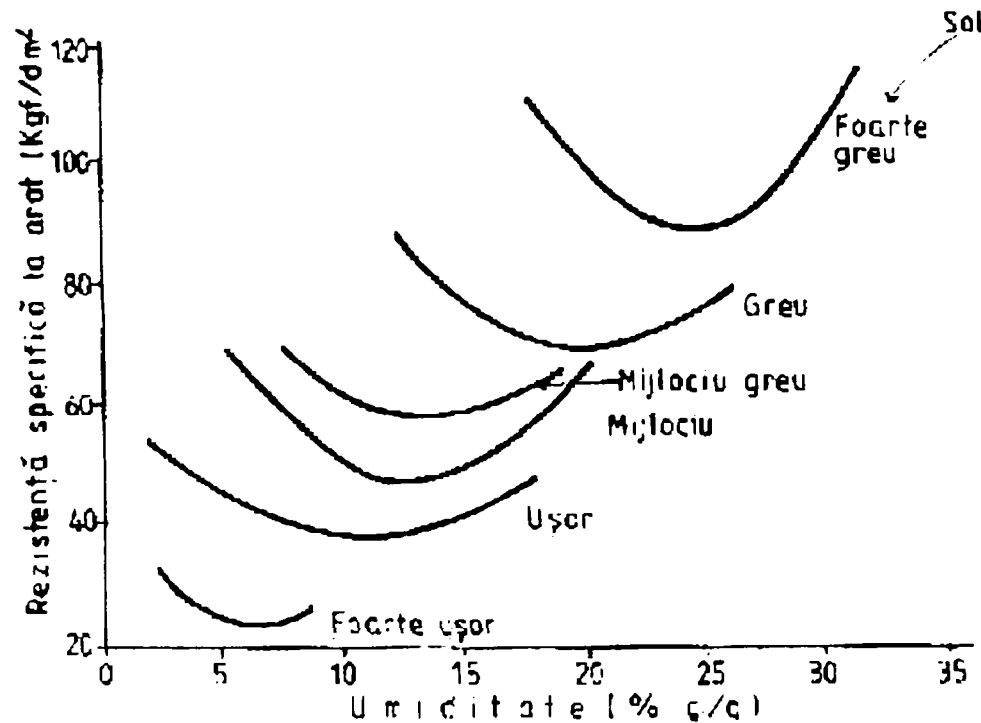


Fig.2.20 Variația rezistenței specifice la arat în funcție de umiditate în diferite categorii de soluri

Este important de semnalat că, exprimând umiditatea solului în valori relative față de unii indici hidrofizici, umiditatea optimă la arat capătă valori foarte apropiate la toate solurile, și anume 60-70% din capacitatea de câmp sau, față de capacitatea de apă utilă, 35-40% la majoritatea solurilor, dar 50-70% la solurile foarte ușoare și ușoare.

Variația rezistenței specifice la arat în funcție de textura și densitatea aparentă a solului este prezentată în figura 2.21.

Rezistența specifică la arat variază, în oarecare măsură, și cu alte însușiri ale solului, cum sunt alcătuirea mineralogică a argilei, felul cationilor schimbabili, conținutul de materie organică etc. Date certe obținute prin măsurători lipsesc în acest sens.

În ceea ce privește celelalte lucrări ale solului, în afara arăturii, rezistența specifică este extrem de variată. În tabelul 2.6 se prezintă unele rezultate obținute în acest sens la încercări de mașini agricole efectuate de institutul de specialitate din țara noastră

Rezistența specifică la arat, și în genere rezistența la lucrările solului, este importantă în primul rând pentru că influențează consumul de carburanți. În figura 1.24 se prezintă relația dintre rezistența specifică la arat și consumul energetic

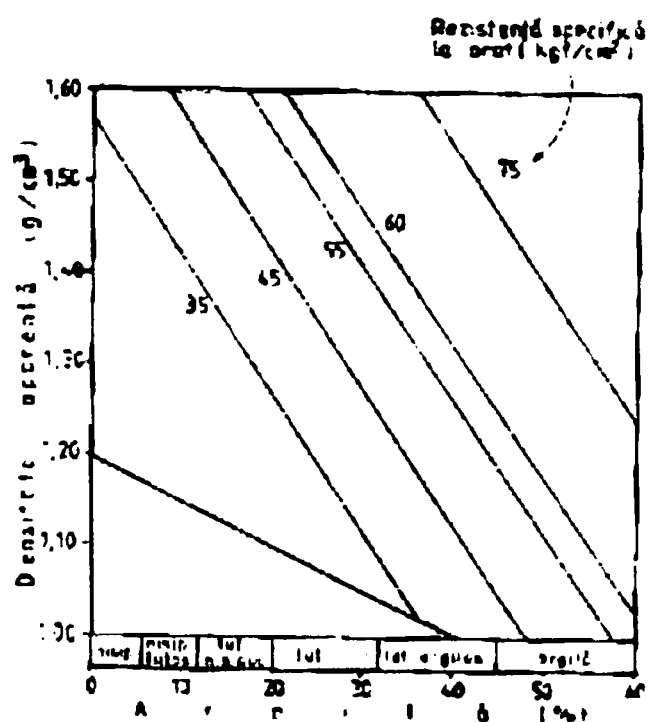


Fig. 2.21 Variația rezistenței specifice la arat în funcție de conținutul de argilă și densitatea aparentă (Canarache, 1961).

Tabelul 2.6 Rezistența specifică pentru diferite lucrări ale solului (după Toma, 1975).

Mașina de lucrat solul	U.M.	Rezistență specifică	Adâncime de lucru, cm
Plug	daN/dm <sup>2</sup>	3-12	20-30
Plug de desfundat	daN/dm <sup>2</sup>	10,8 – 12,9	50-70
Grăpă cu colți	daN/m	3-15	2-20
Grăpă stelată	daN/m	8-25	3-10
Grăpă cu discuri	daN/m	7-10	6-18
Cultivator cu aripi rigide	daN/m	8-18	5-12
Cultivator cu săgeată unilaterală	daN/m	10-20	5-12
Cultivator cu daltă	daN/m	25-75	12-22
Tăvălug	daN/m	4,5-35	-
Freză	daN/dm <sup>3</sup>	0,6-5	-
Semănătoare	daN/m	10-18	8-12
Mașină de plantat cartofi	daN/m	Cca 50	17

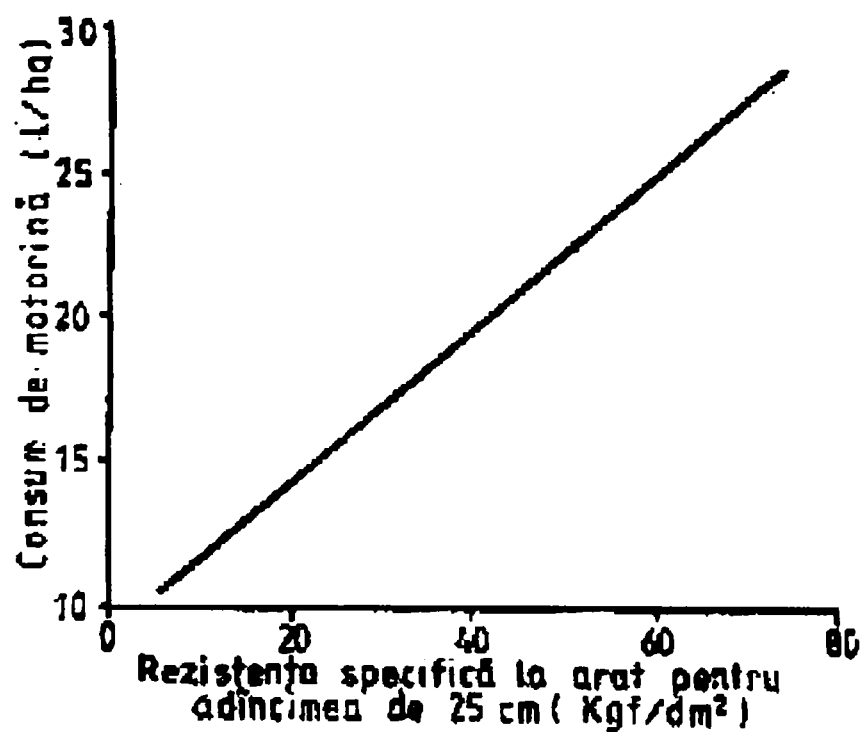


Fig.2.22 Variația consumului de carburant în funcție de rezistența specifică la arat a solului



Rezultă din această relație că o creștere de 1 daN/dm<sup>3</sup> a rezistenței specifice la arat corespunde unei creșteri de 0,24 l/ha motorină consumată. Din aceste date, corelate cu cele din figura 2.20, rezultă că efectuarea arăturilor la umidități diferite de cele optime poate conduce la creșteri ale consumurilor energetice de până la 3—10 l/ha. Pe lângă alte căi care țin de domeniul tipului constructiv al mașinilor și modului de exploatare a acestora, executarea lucrărilor în intervalul optim de umiditate a solului este așadar o cale importantă pentru economisirea carburanților. Se poate menționa totodată că o astfel de încadrare este deosebit de eficientă și în ceea ce privește calitatea lucrărilor executate, cu urmări pozitive pentru intensitatea lucrărilor ulterioare și în ultimă instanță pentru mărimea recoltei.

Ponderea în România a solurilor cu diferite categorii de rezistență specifică la arat, în două ipoteze privind umiditatea la care se execută, arăturile, este redată în tabelul 2.7 și arată predominarea solurilor grele și foarte grele.

*Tabel 2.7 Repartiția terenurilor arabile pe clase de rezistență specifică la arat  
-procente din suprafața arabilă-*

Rezistența specifică la arat daN/dm <sup>2</sup>	În condiții de umiditate optimă	În condiții de umiditate obișnuită în perioada arăturilor
Sub 3,6	4	2
3,6-4,5	4	3
4,6-5,5	22	2
5,6-6	25	29
6,1-7,5	41	19
Peste 7,5	4	45
TOTAL	100	100

#### **2.4 PROPRIETĂȚILE FIZICO-MECANICE ALE MATERIALELOR ORGANELOR DE LUCRU**

Valorificarea superioară a materialelor metalice, corelată cu alegerea rațională a lor, în funcție de scopul urmărit, impune cunoașterea proprietăților, structurii, compoziției lor și relația științifică dintre acestea.

Criteriul fundamental în alegerea și utilizarea materialelor metalice este cel al proprietăților lor.

Materialele metalice se deosebesc între ele prin proprietăți imprimabile de natura lor, compoziția chimică, structura și modul de prelucrare.

Materialele metalice sunt corpuri cristaline și la nivel de monocristal prezintă anizotropie, adică valorile proprietăților sunt diferite în funcție de direcția de măsurare, dar, în general, fiind policristaline, caracterul proprietăților lor este

cvasiizotrop.

Criteriile de clasificare a proprietăților sunt multiple, însă în mod obișnuit există două criterii de clasificare.

a) *După natura lor*, pot fi: intrinseci (fizice, chimice și mecanice) și de utilizare (tehnologice și de exploatare).

b) *După sensibilitatea față de structură*, pot fi: insensibile la defecte structurale (conductibilitatea electrică și termică, dia și paramagnetismul, temperatura de fuziune și de fierbere, elasticitatea, rigiditatea etc.) și sensibile structural (forța coercitivă, rezistența la rupere, plasticitatea, fragilitatea, duritatea, fluajul, tenacitatea etc.).

Proprietățile intrinseci sunt cele legate direct de materialele metalice (natura, compoziția și structura lor), independente de locul și modul de utilizare. Proprietățile de utilizare sunt proprietățile care determină modul de comportare a materialelor metalice în timpul prelucrării și exploatării lor.

Proprietățile insensibile structural sunt cele a căror natură poate fi explicată folosindu-se noțiunea de rețea cristalină ideală; ele au aceeași valoare indiferent de densitatea defectelor reticulare prezente în cristal.

Proprietățile sensibile structural sunt cele ale căror natură și valoare depind de densitatea imperfecțiunilor (defecte) reticulare, deci natura lor nu poate fi explicată decât folosindu-se noțiunea de cristal real.

Toate proprietățile atât cele sensibile, cât și cele insensibile la defecte reticulare pot fi modificate valoric, prin modificarea structurii cristaline, micro și macroscopice a materialelor metalice.

În general, proprietățile materialelor metalice se clasifică în: fizice, chimice, mecanice, tehnologice și de exploatare.

#### 2.4.1 PROPRIETĂȚI FIZICE

Sunt cele care stabilesc comportarea materialelor metalice sub acțiunea unor fenomene fizice: gravitație, câmp termic, electric, magnetic, luminos etc. Ele determină comportarea materialelor metalice la turnare, deformare plastică (în special în etapa de încălzire), tratamente termice și termochimice.

a) *Densitatea* reprezintă masa unității de volum a unui corp omogen, măsurată în  $\text{kg/m}^3$  ( $\text{g/cm}^3$ ).

Pentru metale, densitatea variază cu temperatura, iar pentru aliaje, variază atât cu temperatura, cât și cu compoziția chimică. De exemplu, pentru oțeluri care conțin 0,1 ... 1,3 % C, densitatea este:

$$\gamma = 7,871 - 0,32 T - 0,025 C \quad (2.28)$$

unde:

T este temperatura în [ $^{\circ}\text{C}$ ], iar C este conținutul de carbon în procente de masă.

b) *Temperatura de fuziune* este temperatura la care un metal pur trece din starea de agregare solidă în stare lichidă.

Este o constantă fizică, spre deosebire de temperatura de solidificare, care depinde de suprarăcire, fiind cu atât mai scăzută, pentru unul și același metal, cu cât viteza de răcire este mai mare

c) *Căldura specifică* este cantitatea de căldură necesară creșterii temperaturii masei de 1 kg cu 1 °C. Se măsoară în [cal/g°C] sau [J/kgK].

Este dată de relația :

$$C_p = \Delta Q / \Delta T \quad (2.29)$$

în care Q este cantitatea de căldură furnizată masei de 1kg, iar ΔT este saltul de temperatură (la presiune constantă).

d) *Conductibilitatea termică* este proprietatea materialelor metalice de a conduce și transmite căldura cu ajutorul electronilor liberi (gaz electronic). Practic, este independentă de temperatură, deoarece cu creșterea temperaturii crește energia termică a electronilor liberi, dar accelerarea lor va fi frânată de creșterea dezordinei rețelei de ioni din metal, dată de creșterea amplitudinii de vibrație a ionilor. S-a constatat totuși scăderea conductivității termice cu temperatura, excepție făcând oțelurile bogat aliate cu crom, nichel și mangan.

Coeficientul de conductivitate termică este dat de relația:

$$\lambda = -dQ \left( \frac{\partial T}{\partial X} \right)^{-1} \frac{1}{dS} \frac{1}{dt} \quad (2.30)$$

în care: dQ este cantitatea de căldură care trece prin suprafața dS în timpul dt, la un gradient de temperatură  $\partial T / \partial X$  pe direcția X de transmitere a căldurii.

Cu cât coeficientul de conductivitate termică este mai mare, cu atât transmiterea căldurii se face mai rapid. Această transmitere nu poate fi instantanee, deoarece este frânată de căldură și densitate (cu cât produsul  $C_p \gamma$  este mai mare, cu atât căldura se va transmite mai greu). Astfel, viteza de uniformizare a temperaturii într-un corp la încălzirea sau răcirea lui este dată de difuzivitatea termică,

$$a = - \frac{\lambda}{C_p \gamma} \quad [m^2/h] \quad (2.31)$$

e) *Dilatarea termică* este proprietatea materialelor metalice de a-și modifica (mări) dimensiunile la variația (creșterea) temperaturii. Este inversul contracției și se exprimă în [grd<sup>-1</sup>]. Dilatarea liniară se exprimă cu relația:

$$l = l_0(1 + \alpha \Delta T), \quad (2.32)$$

în care: l este lungimea finală, când temperatura a crescut cu ΔT, l<sub>0</sub> este lungimea

inițială, iar  $\alpha$  este coeficientul de dilatare liniară

#### 2.4.2 PROPRIETĂȚI MECANICE

Aceste proprietăți determină comportarea materialelor metalice la acțiunea solicitărilor mecanice statice și dinamice de întindere, compresiune, încovoiere, forfecare, răsucire, penetrare etc.

Din punctul de vedere al alegerii și utilizării materialelor metalice pentru industria constructoare de mașini, aceste proprietăți au rol preponderent, întrucât ele determină comportarea materialelor metalice în procesele de prelucrare și mai ales în exploatare.

Aceste proprietăți sunt: rezistența mecanică, elasticitatea, plasticitatea, tenacitatea, duritatea, ecruisarea, fragilitatea, curgerea, fluajul, reziliența, rezistența la oboseală, relaxarea plastică și revenirea elastică.

a) *Rezistența mecanică* reprezintă proprietatea materialelor metalice de a se opune deformării și ruperii sub acțiunea unor solicitări (forțe) intene sau externe. Rezistența la rupere este cea mai importantă proprietate a materialelor mecanice, fiind definită ca tensiunea care corespunde valorii maxime a sarcini,(forței) pentru care, capacitatea de deformare se epuizează și materialele se rup și este dată de relația:

$$R_m = F_{\max} / S_0, \quad [\text{MPa}(\text{daN}/\text{mm}^2)] \quad (2.33)$$

în care:

$F_{\max}$  este forța maximă și

$S_0$  - secțiunea inițială a epruvetei.

Sub acțiunea solicitărilor exterioare, în masa corpurilor metalice, iau naștere tensiuni (eforturi) care se opun deformării și ruperii.

Totalitatea acestor tensiuni care acționează pe unitatea de suprafață se numește efort unitar  $\sigma = F/S$ . Efortul unitar într-o suprafață a cărei normală face unghiul  $\theta$  cu direcția solicitării  $F$  se va descompune în două componente: una normală  $\sigma_n = \sigma \cos \theta$  și una tangențială cuprinsă în suprafață  $\tau = (\sigma/2)\sin 2\theta$ . Sub acțiunea solicitărilor externe (forțe de tracțiune, compresiune, răsucire etc.) sau interne (tensiuni remanente de la tratamentele termice, de la deformările la rece etc.), materialele metalice se deformează și în final se rup. Deformațiile specifice pot fi liniare (modificarea lungimii corpurilor):

$$\varepsilon = \frac{L_f - L_i}{L_i} = \frac{\Delta L}{L_i} \quad (2.34)$$

$L_f$  și  $L_i$  fiind lungimile finală și inițială ale corpului) și unghiulare (modificarea unghiurilor drepte dintre diferitele elemente liniare ale corpului):

$$\gamma = \frac{90 - \theta}{90} \quad (2.35)$$

unde:  $\theta$  este unghiul după deformare.

Deformațiile liniare și unghiulare pot fi elastice și plastice. Comportarea unei epruvete asupra căreia acționează axial o forță statică ( $F$ ) este dată de curba caracteristică tensiune-deformație, care pentru un material plastic (oțel recopt) are forma prezentată în figura 2.22

Porțiunea  $Oe$  exprimă comportarea elastică, și este zona în care când deformația are caracter nepermanent și în care acționează legea lui Hooke:  $\sigma = E \varepsilon$ . Pe porțiunea de pe curba  $eA$ , deformația are caracter permanent, fiind plastică. Până la punctul  $r$ , deformația este uniformă pe secțiunea epruvetei, iar după punctul  $r$ , deformația devine neuniformă, epruveta gâtuindu-se până când se rupe în punctul  $A$ .

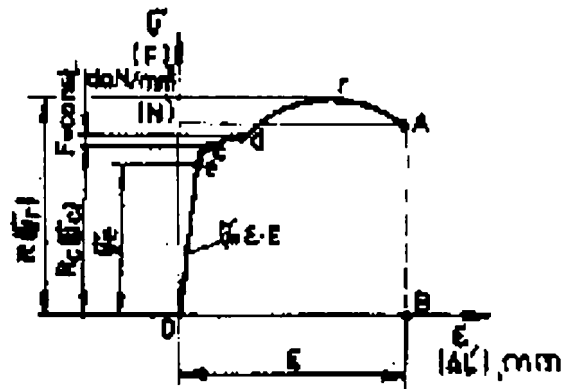


Fig. 2.22 Curba caracteristică a materialelor plastice

Trecerea de la deformația elastică la cea plastică, are loc treptat pe porțiunea  $ec$ , unde se produce o deformație remanentă de 0,2%, corespunzătoare limitei de curgere. Curbele caracteristice tensiune-deformație pentru câteva materiale metalice sunt diferite și sunt date în figura 2.23

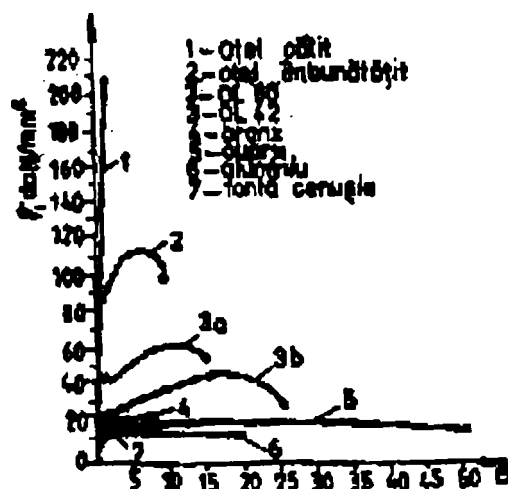


Fig. 2.23 Curbele caracteristice de tracțiune pentru diverse materiale

Materialele metalice datorită defectelor reticulare și structurale au o rezistență la rupere reală de  $10^2 \dots 10^3$  ori mai mică decât rezistența teoretică.

În realitate, rezistența la rupere are valori de ordinul  $10 \dots 10^2$  daN/mm<sup>2</sup>. Diferența se explică prin faptul că, defectele reticulare și structurale determină ca nu toți atomii din secțiunea de rupere să participe și să se opună ruperii. Acest lucru este dovedit experimental. Măsurând rezistența la rupere a fibrelor metalice în a căror secțiune foarte mică sunt puține defecte, se obțin valori foarte mari ale rezistenței la rupere, comparativ cu același material, dar cu secțiune mare.

b) *Elasticitatea* este proprietatea materialelor metalice de a se deforma sub acțiunea solicitărilor interne și extene și de a reveni la forma și dimensiunile inițiale după eliminarea solicitărilor.

Limita elastică este tensiunea corespunzătoare unei deformații specifice permanente foarte mici de 0,001...0,03% (pentru oțeluri 0,01%). În cadrul limitei elastice, se consideră proporționalitatea dintre efort - deformație dată de legea lui Hooke  $\sigma = E \varepsilon$  respectiv  $\tau = G \gamma$ , unde E și G sunt modulele de elasticitate longitudinal (Young) și transversal, iar  $\varepsilon$  și  $\gamma$  sunt deformațiile liniară (alungire), respectiv unghiulară (lunecare) specifice. Pe lângă constantele E și G, ce caracterizează elasticitatea unui material, mai există constanta  $\nu$  - coeficientul lui Poisson (de contracție transversală), dat de raportul dintre deformația în direcție transversală și cea în direcție longitudinală, legate între ele prin relația:

$$G = E/[2(1+\nu)] \quad (2.36)$$

Pentru majoritatea materialelor metalice policristaline,  $\nu = 0,33$ .

Modulul de elasticitate longitudinal E caracterizează forțele de legătură interatomice, fiind o măsură a forței necesare pentru deplasarea atomilor unul în raport cu celălalt. El este puțin influențat de factorii structurali și este o măsură a rigidității materialelor metalice (proprietatea de a se opune deformațiilor elastice).

Un material metalic se apreciază din punct de vedere elastic nu numai după valoarea modulului de elasticitate ci și după capacitatea de a absorbi energie pe unitatea de volum necesară pentru a deforma elastic materialul de la tensiunea zero la limita de curgere:

$$U_e = \sigma_c \cdot \varepsilon / 2 = \sigma_c^2 / (2E) \quad (2.37)$$

Deci, un material pentru a putea suferi o deformație elastică mare (materiale pentru arcuri), trebuie să aibă limita de curgere mare și modulul de elasticitate mic.

Călirea urmată de revenire medie și ecrusare în cazul oțelurilor au tocmai acest rol.

c) *Plasticitatea* este proprietatea materialelor metalice de a se deforma la volum constant fără producere de fisuri. Se caracterizează prin alungirea la rupere  $A_n = \varepsilon \cdot 100\%$  (n - factor dimensional, care pentru epruvete de tracțiune uzuale este



dat de raportul  $L/d$  și gătuirea la rupere  $Z = \psi \cdot 100\%$ , unde  $\psi$  este gătuirea specifică:

$$\psi = \Delta S/S_i = (S_f - S_f/S_i) \quad (2.38)$$

( $S_i$  și  $S_f$  - secțiunea inițială și finală a epruvetei).

În domeniul deformării plastice, până la apariția gătuirii (punctul r, fig.2.22), curbele reale tensiune - deformație sunt date de relația:

$$\sigma = K \varepsilon^n \quad (2.39)$$

în care:  $K$  este coeficientul de rezistență și

$n$  - coeficientul de ecruisare.

Superplasticitatea unor materiale metalice este capacitatea acestora de a se deforma plastic foarte mult și uniform fără să se rupă. Aceste materiale prezintă alungiri mai mari de 2 000%, deformându-se la tensiuni mici, fără a se ecruisa. Materialele superplastice prezintă sensibilitate mare la viteza de deformare. Între limita de curgere  $\sigma_c$  și viteza de deformare  $d\varepsilon/dt$  există relația:

$$\sigma = K(d\varepsilon/dt)^m \quad (2.40)$$

în care:  $K$  este o constantă, iar  $m$  este coeficientul de sensibilitate la viteza de deformare, care pentru materialele plastice este de 0,2...0,3, iar pentru cele superplastice este de 0,6...0,9.

d) *Tenacitatea* este proprietatea materialelor metalice de a absorbi energie prin deformare plastică, adică de a se deforma mult înainte de rupere. Implică atât rezistență mecanică, cât și plasticitate.

e) *Fragilitatea* este proprietatea obținută prin încercarea de reziliență (încovoiere prin șoc pe epruvete cu materialelor metalice de a se rupe brusc sub acțiunea solicitărilor, fără a suferi în prealabil deformații plastice.

Fragilitatea este o caracteristică relativă, ea fiind funcție de temperatura la care are loc solicitarea. Materialele fragile nu prezintă fenomenul de curgere și nici de gătuire.

f) *Reziliența* caracterizează comportarea materialelor metalice la sarcini încovoietoare dinamice (aplicate prin șoc) fiind dată de relația:

$$KCU = L/A [J/cm^2] \quad (2.41)$$

în care:  $L$  este lucrul mecanic necesar ruperii dintr-o singură lovitură a unei epruvete cu creștătură în formă de U, iar  $A$  este secțiunea epruvetei în dreptul creștăturii.

Reziliența este o măsură a tenacității și fragilității materialelor metalice; o reziliență mică înseamnă material fragil, iar mare înseamnă material tenace. Prezintă importanță deosebită în special pentru materialele metalice utilizate la temperaturi ambiante și scăzute.

g) *Curgerea plastică* este proprietatea materialelor metalice de a se deforma plastic continuu sub acțiunea unei sarcini constante (porțiunea cd a curbei tensiune - deformație, fig.2.22).Curgere plastică prezintă toate materialele tenace.

h) *Fluajul*, numit și *curgere lentă*, este proprietatea materialelor metalice de a se deforma lent, continuu și progresiv în timp, sub acțiunea unei sarcini constante. Fluajul se accentuează cu creșterea temperaturii. Limita tehnică de fluaj este tensiunea constantă maximă pentru care la temperatura de lucru (peste 450...500°C), după timpul t, nu se depășește o anumită deformație specifică  $\epsilon$ , iar rezistența la rupere la fluaj (rezistența de durată) este tensiunea maximă constantă care la temperaturi de peste 500°C provoacă ruperea după un timp dat ( $10^3 \dots 10^5$  h).

Timpul de acțiune al sarcinii asupra deformării plastice are o influență neglijabilă când  $T_u < 0,4T_f$  pentru metale pure și  $T_u \sim 0,5 T_f$  pentru aliaje metalice ( $T_u$  și  $T_f$  sunt temperaturile de utilizare și topire) și devine foarte important când temperatura de utilizare depășește temperatura de recristalizare ( $T_u > T_{rec}$ ). Deformarea plastică lentă și progresivă la fluaj are loc fie prin deplasarea dislocațiilor și vacanțelor, fie prin creșterea limitelor dintre grăunți și formarea de microfisuri. Fluajul este proprietatea de bază a materialelor metalice termostabile și refractare.

Curba teoretică de fluaj  $\epsilon = f(t)$ , sub sarcină constantă (1) și sub tensiune constantă (2), este dată în figura 2.24. Portiunea AB corespunde fluajului tranzitoriu, porțiunea BC, fluajului stabilizat cu viteză de fluaj constantă, CD, fluajului accelerat.

În punctul D, are loc ruperea epruvetei prin gătuire. Forma curbei de fluaj depinde de temperatura și de sarcina sau tensiunea de încercare; cu cât acestea sunt mai mari, cu atât apare mai devreme fluajul accelerat și invers. La temperaturi scăzute  $T_u < (0,4 \dots 0,5) \cdot T_f$ , când difuzia este neglijabilă și fluajul este numai tranzitoriu, fiind fluaj logaritmic  $\epsilon = \alpha \lg t$ . La temperaturi de utilizare mai înalte, poate avea loc fluajul tranzitoriu (nestabilizat). Acesta este exponențial  $\epsilon = \beta t^{1/3}$  și este urmat întotdeauna de fluajul stabilizat ( $\epsilon = \gamma t$ ) și accelerat ( $\alpha, \beta$  și  $\gamma$  sunt constante). La temperaturi înalte, procesele sunt controlate de difuzie și fluajul este vâscos. La fluaj sub tensiune constantă (2), nu apare evident fluajul terțiar (accelerat).

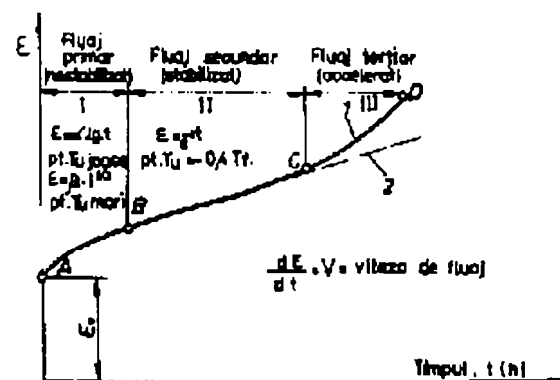


Fig. 2.24 Curba teoretică la fluaj.

i) *Duritatea* reprezintă rezistența opusă de materiale la pătrunderea în suprafața lor a unor corpuri mai tari și nedeformabile (penetratoare). Dă indicații despre posibilitatea materialelor metalice de a rezista la deformații superficiale și la uzare. Este proprietatea care se determină cel mai rapid și cel mai frecvent în practica industrială, evidențiind efectul tratamentelor termice, termochimice, termomecanice, mecanice etc. asupra materialelor metalice. În funcție de metodele de încercare, duritatea poate fi: Brinell (HB), Rockwell (HRC, HRB), Vickers (HV), microduritatea sau duritatea Vickers cu microsarcini MHV, Rockwell (HRC), Shore (HS), Poldi etc. Corelația între duritatea Brinell (HB), Rockwell (HRC), Shore (HS) și rezistența de rupere ( $R = 0,35 \text{ HB}$  - pentru oțeluri și de  $R = 0,7(\text{HB}-40)$  pentru fonte) este prezentată în graficul din figura 2.25. Echivalarea microdurității Vickers în alte scări de duritate nu este admisă.

Duritatea obținută prin tratamente termice este în funcție de parametrii de tratament.

j) *Rezistența la oboseală* este proprietatea materialelor metalice de a rezista la solicitări repetate și variabile în timp (ciclice sau alternative). Se apreciază prin tensiunea maximă pe care o poate suporta materialul la un număr foarte mare ( $10^6 \dots 10^8$ ) de solicitări ciclice fără a se distruge (rupe). Se determină pe curbele Wohler (fig.2.26).

Rezistența la oboseală este puternic influențată de prezența în material a defectelor interioare (sufluri, pori, incluziuni, microretasuri, fisuri etc.), defectelor de suprafață (rugozități, rizuri, decarburări superficiale, pori deschiși) și de concentratorii de tensiune (crestături, treceri brusce fără racordări de la o secțiune la alta, efecte ale coroziunii etc).

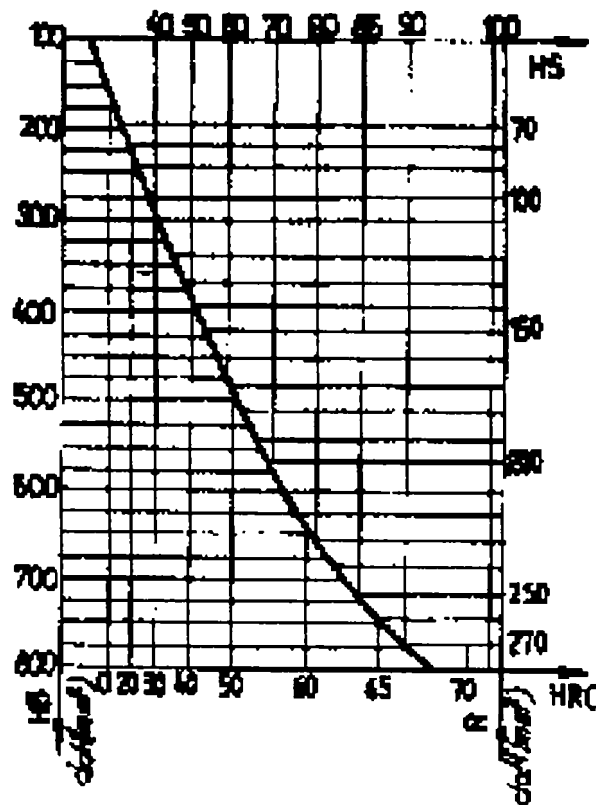


Fig. 2.25. Corelația dintre durități și rezistența la rupere.

Toate aceste defecte și concentratori de tensiune (eforturi) sunt surse de amorsare a fisurilor ce se dezvoltă progresiv în timp, până când secțiunea portantă scade mult și materialul se rupe brusc.

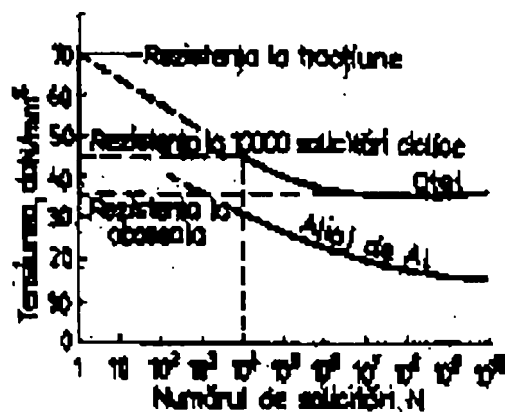


Fig.2.26 Curbe Wohler

Rezistența la oboseală este de asemenea influențată de factori constructivi și tehnologici (forma și mărimea piesei, modul de asamblare și calitatea suprafeței), de exploatare (felul și frecvența solicitării variabile, gradul de simetrie al ciclului, temperatura etc.) și metalurgici (natura, structura, compoziția chimică a materialului, prezența defectelor etc.).

k) *Ecruisarea* este proprietatea materialelor metalice de a-și mări rezistența mecanică și duritatea prin deformare plastică la rece.

Duritatea și rezistența la deformare (la rupere) cresc, deoarece în material, pe măsura înaintării deformării plastice la rece, posibilitățile de deformare prin alunecare și maclare se epuizează, densitatea de dislocații, inclusiv barierele care se opun deplasării dislocațiilor, crește. Prin ecruisare, fragilitatea crește. Ecruisarea se elimină prin încălzirea materialelor metalice peste pragul de recristalizare (recoacerea de recristalizare).

### 2.4.3 PROPRIETĂȚI DE EXPLOATARE

Proprietățile de exploatare indică comportarea materialelor metalice în timpul exploatării organelor de mașini. Aceste proprietăți sunt: rezistența la uzare, fiabilitatea, durabilitatea organelor de lucru.

a) *Rezistența la uzare* este proprietatea materialelor metalice de a rezista la acțiunea de distrugere prin frecare sau eroziune a suprafețelor acestora exprimată în unități absolute de masă, volum, lungime sau relative: intensitatea uzurii, [mg/km] sau viteza uzurii, [mg/h].

Uzura organelor de mașini aflate în contact și în mișcare relativă poate fi: mecanică (contact direct metel-metal); abrazivă (prezența unor particule abrazive între suprafețele de contact); de aderență sau prin gripare (determinată de viteze și presiuni de contact mari) și corosivă.

Rezistența la uzare crește o dată cu: creșterea durității, creșterea calității suprafeței, îmbunătățirea condițiilor de ungere, micșorarea vitezei mișcării relative

și a presiunii de contact etc. Rezistența la uzare a materialelor metalice depinde de: compoziția chimică, structura metalografică, calitatea suprafețelor, duritate, viteza relativă, presiunea de contact, calitatea ungerii, condițiile de exploatare (temperatura, mediul de lucru etc.).

Rezistența la uzare se poate îmbunătăți prin aliere cu elemente care să formeze constituenți eterogeni cu duritate mare, prin tratamente termice, termochimice, termomecanice, acoperiri superficiale etc. Corelația dintre rezistența relativă la uzare abrazivă și duritatea pentru diverse materiale metalice este data în figura 2.23.

Oțelurile supuse la uzare trebuie să aibă structura cât mai fină și eterogenă formată din perlită, martensită, bainită, troostită, sorbită; nu se admit straturile feritice, austenitice sau cu exces de cementită globulară sau în rețea. Cantitățile mici de austenită reziduală, pe lângă martensită sau bainită în oțelurile călite au întotdeauna un efect pozitiv asupra rezistenței la uzare.

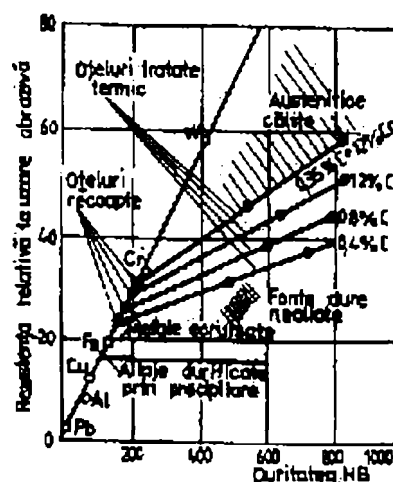


Fig. 2.27. Rezistența relativă la uzare abrazivă în funcție de duritate.

În funcție de condițiile de exploatare ale organelor de lucru, uzura mecanică și abrazivă poate fi: hidroabrazivă, gazoabrazivă, erozivă, de oboseală și de cavitație.

Indiferent de natura uzurii, ea evoluează în timp după o curbă cu trei pante distincte:  $\text{tg}\alpha_1 \neq K$  în perioada de rodaj sau de uzură inițială (*I*);  $\text{tg}\alpha_2 = K$  în perioada funcționării normale sau de uzură normală (*II*) și  $\text{tg}\alpha_3 \neq K$  în perioada critică sau de uzură finală, distructivă (*III*), conform figurii 2.28.

Alegerea și utilizarea unui material corespunzător din punctul de vedere al rezistenței la un anumit tip de uzare este o problemă economică complexă, care va ține seama de importanța piesei, de condițiile concrete de exploatare, de posibilitățile de îmbunătățire a rezistenței la uzare prin tratamente termice, termochimice, ecruișare, metalizare, etc.

*b) Fiabilitatea organelor de lucru.* Produsele (organele de mașini și sistemele) trebuie să satisfacă din punct de vedere calitativ atât proiectantul și executantul, cât și beneficiarul.



Calitatea produselor (ansamblul caracteristicilor care fac ca un produs să corespundă scopului funcțional) trebuie să respecte criteriile generale ale proiectării: funcționalitate, fiabilitate, posibilitate de execuție și întreținere, obținerea unor indicatori tehnico-economici superiori, estetică și comoditatea exploatarei.

Dintre aceste criterii, fiabilitatea sau siguranța în exploatare are un rol determinant în proiectarea și realizarea produselor.

Fiabilitatea reprezintă totalitatea însușirilor care asigură buna funcționare a unui produs (organ de mașină, mecanism, mașină, echipament, instalație etc.) în conformitate cu normele prescrise, chiar dincolo de termenul de garanție. Ea este asigurată în bună parte de calitatea materialelor metalice

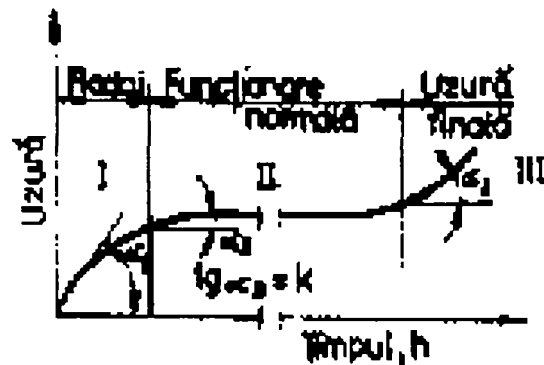


Fig 2.28 Evoluția uzurii în timp.

În prezent, conceptul de siguranță absolută în exploatare (durată infinită) este depășit, cauzele fiind legate de supradimensionare, consumul mare de materiale și energie, uzura morală rapidă etc. Proiectarea actuală, pe baze probabilistice, trebuie să asigure funcționarea fără defecte o durată de timp impusă corelată cu uzura morală a produsului.

Fiabilitatea este corelată și definită de următoarele noțiuni:

- defectarea, adică încetarea aptitudinii unui produs de a-și îndeplini funcția;
- rata de defectare, adică raportul dintre numărul total de defectări din eșantion (număr de produse luate în calcul) și durata cumulată pe eșantion;
- timpul mediu până la defectare, care este inversul ratei de defectare într-o perioadă dată;
- timpul mediu între defectări, adică valoarea medie a timpilor între două defectări consecutive, calculată ca fiind raportul dintre durata cumulată și numărul de defectări din eșantion în condiții date pentru o perioadă dată;
- durata medie de viață, adică valoarea medie a timpilor până la defectare pentru toate produsele unui eșantion în condiții date.

Fiabilitatea depinde de: condițiile de lucru, continuitatea ciclului de funcționare și durata de funcționare.

Exprimarea cantitativă a fiabilității ( $R$ ) se face printr-un număr cuprins între zero și unu, adică prin relația:



$$R = n/n_0 \quad (2.42)$$

în care:  $n_0$  este numărul total (eșantionul) de produse (sisteme, mașini, echipamente, elemente) considerat, care lucrează după un anumit ciclu, în anumite condiții, iar  $n$  este numărul de produse care pot lucra în continuare după  $t$  [h] de funcționare cu o anumită precizie, restul  $n_0 - n$  produse fiind considerate defecte.

Fiabilitatea se poate exprima în funcție de rata de defectare  $X$ , dacă după  $t$  [h] mai funcționează corect și precis încă  $n$  produse, iar în timpul  $dt$  se mai defectează  $dn$  produse:

$$\lambda = -\frac{dn}{dt} \frac{1}{n} = f(t) \quad (2.43)$$

Rezolvându-se ecuația diferențială, izolându-se variabilele și integrându-se, se obține:

$$-\int_0^t \lambda dt = \int_{n_0}^n \frac{dn}{n} \text{ și} \quad (2.44)$$

$$R = n/n_0 = e^{-\int_0^t \lambda dt} \quad (2.45)$$

Pe durata de funcționare a unui produs, defectările care au cauze distincte sunt situate diferit în timp, pe perioade: perioada defectărilor timpurii - I (10...300 h); perioada defectărilor cu rată constantă - II și perioada defectărilor târzii - III. Aceste perioade sunt evidențiate pe curbele de evoluție a ratei defectărilor în timp (fig.2.29).

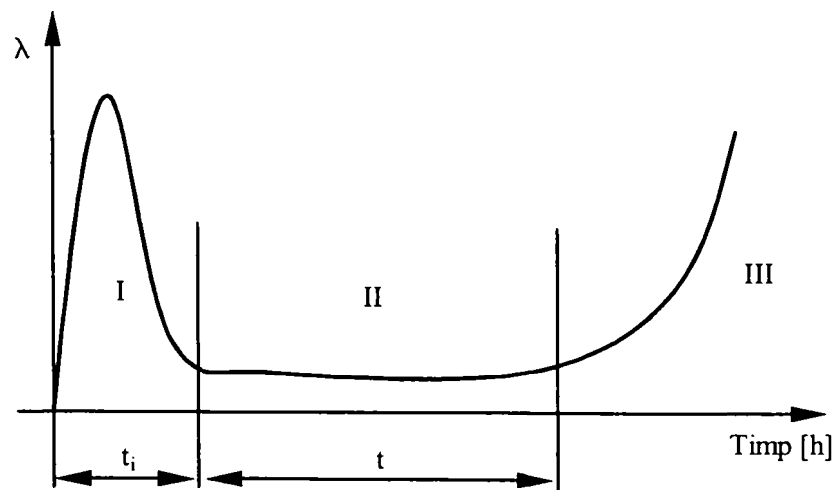


Fig.2.29 Evoluția ratei defectărilor în timp.

Defectele din perioada I, care evoluează după o curbă lognormală, evidențiază starea tehnică necorespunzătoare a produsului (materiale, execuție și montaj de slabă calitate). Perioada a II-a corespunde perioadei de exploatare, indică o rată a defectărilor mică și constantă în timp când fiabilitatea este o funcție exponențială de timp ( $R = e^{-\lambda t}$ ), iar dacă  $\lambda t \ll 1$ , atunci fiabilitatea devine funcție liniară de timp ( $R = 1 - \lambda t$ ). În această perioadă, eventualele defecte se produc brusc și se datorează unor accidente, iar repartiția defectărilor are loc după o curbă exponențială descrescătoare. Perioada defectărilor târzii -III începe cu primele defecte datorate uzurii și oboselii, care evoluează în timp după o curbă similară cu distribuția Weibull. Reparațiile curente și preventive pot prelungi perioada a II-a.

Considerându-se un eșantion dintr-un lot omogen de produse supuse experimental exploatarea de durată într-un regim dat, frecvența defectărilor va fi mare inițial, iar în timp ea va scădea după curba 1 din figura 2.29.

Probabilitatea de defectare a unui produs din eșantion este cu atât mai mare cu cât timpul de exploatare crește, ea variază în timp după curba 2 din figura 2.29, fiind zero inițial și tinzând spre unu în final. Probabilitatea de funcționare corectă (nedefectare), curba 3 din figura 2.29, se obține scăzându-se din unitate în orice moment valorile curbei 2; reprezintă însăși fiabilitatea, care este maximă la începutul exploatarea și scade asimptotic spre zero în timp. Raportând valorile curbelor 1 și 3, se obține curba procentajului defecțiunilor, curba 4 din figura 2.29. Inițial, procentul defecțiunilor este mare (datorită calității necorespunzătoare a materialelor metalice, nerespectării procesului tehnologic proiectat etc.), apoi după înlocuirea pieselor defecte, procentul de defectări scade, stabilizându-se la un minimum timp îndelungat, ca, în final, datorită îmbătrânirii, oboselii materialelor metalice, uzurii pieselor, să crească vertiginos.

Fiabilitatea se mai poate exprima prin probabilitatea de a nu apărea defecțiuni în exploatarea produsului un anumit timp (1 000 h sau 10 000 h de funcționare) sau prin durata de funcționare fără defecțiuni la performanțele impuse și chiar prin timpul mediu între două defectări.

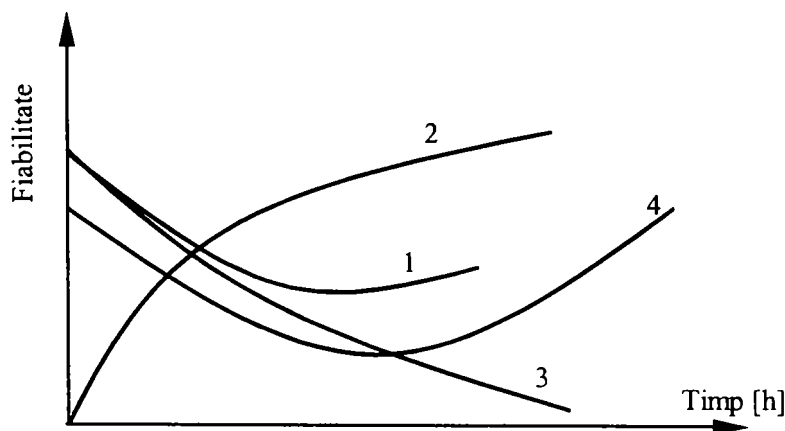


Fig. 2.30 Variația în timp a elementelor de fiabilitate

c) *Durabilitatea* se referă la durata de viață a organelor prelucrătoare, definită ca fiind timpul de lucru efectiv între două recondiționări (ascuțiri) succesive. Ca și fiabilitatea, durabilitatea este o caracteristică de exploatare complexă care depinde de: natura materialului sculei, natura materialului de prelucrat, tratamentele termice și termochimice aplicate organelor, condițiile concrete de lucru etc. Se apreciază prin diverse criterii: al uzurii (critice a sculelor, al forțelor de prelucrare, consumului energetic, cantitatea de piese prelucrate, etc.) Frecvent, se folosește criteriul uzurii critice, când, durabilitatea se exprimă în minute scurse până la apariția uzurii catastrofale și scoaterea din uz a organului de lucru.

## **2.5 MATERIALE ȘI TEHNOLOGII UTILIZATE ÎN CONSTRUCȚIA ORGANELOR DE LUCRU**

În timpul lucrului organele de lucru trebuie să alcătuiască un sistem tehnic mobil foarte stabil. La asigurarea acestei stabilități contribuie atât corectitudinea reglajelor cât și atașarea corectă a utilajului la tractor, precum și măsura în care materialele din care sunt confecționate organele de lucru atenuează influența negativă a unor factori perturbatori ce apar nemijlocit în timpul lucrului ca: șocuri, vibrații, denivelări ale terenului, apariția unor obstacole rigide etc.

Contribuția acestor factori negativi este amplificată de tendința modificării geometriei suprafeței de deplasare a solului ca urmare a uzurii abrazive și chimice a acestei suprafețe. Uzura abrazivă are contribuție determinantă în modificarea geometriei inițiale a suprafeței de lucru. Ca urmare, constructorii de mașini agricole sunt preocupați de găsirea unor materiale care să satisfacă la maximum posibilitatea contracarării efectului combinativ și destabilizator a tuturor acestor factori.

De aceea, în etapa actuală cât și în perspectivă, atenția cercetătorilor este, pe de o parte, să răspundă tot mai eficient acestor solicitări, iar pe de altă parte, costurile să se situeze la un nivel acceptabil pe piața mondială.

### **2.5.1 PRINCIPALELE MATERIALE UTILIZATE LA FABRICAREA ORGANELOR DE LUCRAT SOLUL**

Metalele au fost și rămân deocamdată materiale de bază pentru realizarea organelor de lucru, deoarece ele satisfac în cele mai bune condiții cerințele de exploatare ale organelor de lucru.

Analiza datelor literaturii de specialitate din ultimii ani, atestă o muncă intensă a cercetătorilor din diferite țări în domeniul creerii de noi materiale metalice rezistente la uzură, utilizate în construcția organelor de lucru ale mașinilor agricole.

La ora actuală, pe plan mondial, s-au realizat diferite materiale metalice sau compozite stratificate pentru organele de lucru, rezistente la uzură, cu stabilitate mare la uzura abrazivă și solicitări alternative.

Studiile efectuate în această direcție au permis o sistematizare a caracteristicilor de bază și a particularităților tehnologice de fabricație, care se prezintă în cele ce urmează:

- oțel de calitate OLC 60;

- oțel de calitate OLC 55;

- oțeluri aliate 41Mo Cr 11; 42 Mo Cr 11

- oțel 1090 (după AISI) produs de firma CLIMAX MOLYBDENUM COMPANY din Michigan. După tratamentul termic de îmbunătățire (călire + revenire) duritatea materialului este de 415-477 HB;

- oțelul 4140 (după AISI) produs de firma CLIMAX MOLYBDENUM COMPANY din Michigan are compoziția chimică prezentată în tab 2.11 [84],[22];

- oțelul 1085 (după AISI) produs de firma CLIMAX MOLYBDENUM COMPANY din Michigan. Domeniul de duritate după tratamentul de îmbunătățire (călire+revenire) este de 415-475 HB. [84],[22];

- oțelul 1095 (după AISI) produs de firma CLIMAX MOLYBDENUM COMPANY din Michigan. Domeniul de duritate după tratamentul de îmbunătățire (călire+revenire) este de 415-475 HB: compoziția chimică este prezentată în tab.2.13 [84],[22];

- oțelul 52100 (după AISI) produs de firma CLIMAX MOLYBDENUM COMPANY din Michigan, compoziția chimică fiind prezentată în tab. 2.14;

- oțelurile 1060 și 1080(după AISI) produs de firma CLIMAX MOLYBDENUM COMPANY din Michigan au compoziția chimică prezentată în tab 2.15 iar duritatea obținută după tratamentul termic de îmbunătățire este de 415-477 HB;

- oțel PERMANIT realizat de concernul german Vogel & Noot;

- oțel tratat termic OVERUM MUCRO utilizat de către firma suedeză Overum la piesele supuse uzurii. Conținutul corect de carbon în profilul de oțel determină proprietățile organului. Semifabricatele sunt prelucrate 24h într-un cuptor cu mediu bogat în carbon și temperatură pulsatorie timp în care carbonul pătrunde în stratul de suprafață al oțelului. Tratamentul termic ce urmează va da stratului superficial în același timp, duritate și rezistență la uzură. Stratul din mijloc rămâne tenace și rezistent la impact (șoc);

- material RABEDUR realizat de firma germană Rabe-Werk special pentru cormane. El are pe întreaga grosime a materialului o duritate ridicată, constantă, având totodată tenacitate foarte mare. La toate trupițele cu cormane ale firmei Rabe-Werk cormanele sunt executate din RABEDUR.

Avantajele speciale ale acestui material sunt:-duritate ridicată pe întreaga grosime a materialului nemaiântâlnită la celelalte materiale;-rezistență la rupere ridicată pe întreaga grosime a materialului;-uzură redusă, constantă pe tot timpul vieții;-creșterea duratei de utilizare, reducerea costurilor și a timpilor de întreținere. Variația durității pe secțiune a materialului Rabedur în comparație cu materialul Conit este reprezentat în figura 2.42

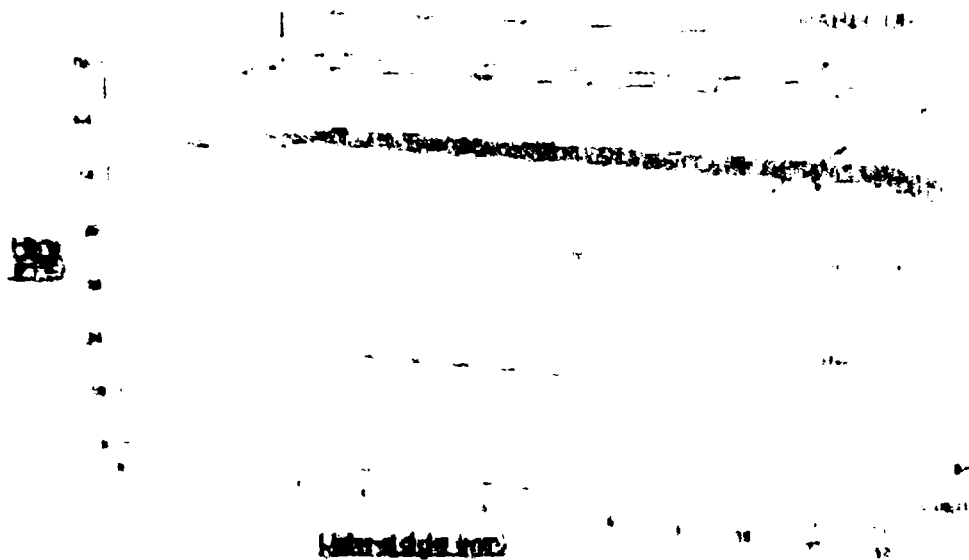


Fig. 2.31 Variația durității pe secțiune la materialul Rabadur în comparație cu materialul Conit

Dintre materialele compozite stratificate, în cele ce urmează se prezintă cele mai caracteristice:

- material compozit stratificat realizat de firma japoneză Kawasaki [22];
- material compozit stratificat realizat de firme rusești conform GOST 6765-75 [22];
- material compozit stratificat realizat de firma franceză Pompey S<sub>7</sub> Triplex cu trei straturi de grosime și duritate diferite. Stratul interior este tenace iar straturile exterioare cu duritate ridicată. Brăzdarele executate de firma Kuhn-Huard folosesc materialele Marathon și Triplex.
- materialul Trigent utilizat de firma austriacă Regent la construcția organelor de lucru ale trupuței. Acesta este realizat din trei straturi de oțel cu durități și compoziții chimice diferite. Acesta se căleşte cu un aparat de călit cu comandă electrică care formează și căleşte. Materialul după călire devine extrem de flexibil pentru orice tip de sol. Organele de lucru executate din acest material sunt foarte economice și rezistente la uzură;
- material compozit stratificat laminat realizat de Sidex Galați;
- material compozit stratificat la care straturile exterioare sunt realizate din oțel OSC 10 iar stratul din mijloc din oțel OLC15;
- material compozit stratificat la care straturile exterioare sunt realizate dintr-un oțel inoxidabil de tipul celui utilizat în industria alimentară;
- materialul Leurit realizat de firma austriacă Landsberg la construcția organelor de lucrat solul. Acesta este un oțel special, cu granulație fină de mare rezistență la uzură, duritate mare, suportând solicitări de trei ori mai mari decât oțelul obișnuit, totodată fiind deosebit de tenace și elastic;
- materialul Dreilagenmaterial utilizat de firma germană Rabe-Werk la construcția organelor de lucrat solul. Variația durității pe secțiune la materialul Dreilagenmaterial este prezentată în figura 2.32;



*Fig 2.32 Variația durității pe grosime a materialului Dreilagenmaterial*

Marea majoritate a firmelor străine realizează organe de lucru din material compozit stratificat realizat din două sau trei straturi de oțel. Materialul compozit stratificat din trei straturi de oțel este constituit dintr-un strat de mijloc, realizat din oțel cu conținut de carbon cuprins între 0,055...0,1% și din două straturi externe realizate din oțel cu conținut de carbon ridicat cuprins între 0,55...1%.

Cele mai reprezentative materiale compozite sunt prezentate în continuare:

Materialul Pompey S<sub>7</sub> Triplex a fost propus de către specialiștii francezi pentru fabricarea organelor de lucru ale mașinilor de lucrat solul ( cormane, brăzdare), unde o mare rezistență la uzură trebuie să fie unită cu o bună rezistență la deformare și la șocuri violente

Acest material este constituit dintr-un strat median, suplu, realizat dintr-un oțel moale, calmat sau necalmat, cu conținut în carbon de 0,1% care prin tenacitatea sa reduce la minimum riscul spargerii prin șoc, și din două straturi exterioare realizate din oțel cu conținut ridicat de carbon, de 0,7%, care este aliat cu crom.

Alegerea mărcii de oțel este legată de condițiile de fabricație existente și caracteristicile metalurgice la care trebuie să răspundă oțelul. Ținând cont de cele afirmate mai sus, trebuie avut în vedere următoarele:

- în ce privește stratul moale, oțelul calmat primează asupra oțelului necalmat, că nu îmbătrânește și păstrează o bună rezistență la temperaturi scăzute;
- în ce privește stratul dur o caracteristică importantă care nu trebuie neglijată este comportarea oțelului (rezistența) la creșterea grăuntelui.

Compoziția chimică dată oțelului Pompey S<sub>7</sub> Triplex după călire, îi conferă acestuia o rezistență ridicată, o bună rezistență la șocuri la care se adaugă și o mare duritate superficială. În stare călită, grăuntele foarte fin a celor două straturi externe, permite o șlefuire ușoară și asigură o suprafață cu un înalt grad de netezire care reduce considerabil posibilitatea de lipire a solului în timpul arăturii. Aceste calități asigură o durată lungă în exploatare, superioară celor cu duritate omogenă.



Fabricarea materialului este controlată cu atenție în toate fazele pentru a se evita dezlipirea, inegalitatea straturilor și deformarea excesivă după călire.

Condițiile de fabricație ce trebuie respectate, conform normelor sunt:

- caracteristicile fizice și mecanice, duritatea produsului finit, calitatea tratamentului, aderența straturilor, conform normelor NF-A-36361;

- grosimea celor trei straturi și dimensiunile geometrice ale benzilor sunt conform normelor NF-A-36361, astfel că grosimea unui strat, care constituie banda, este egal cu 1/3 din grosimea totală;

- limitele de grosime a straturilor sunt următoarele:

- grosimea stratului median trebuie să fie cuprinsă între 30 și 40 % din grosimea totală;

- grosimea fiecărui strat exterior trebuie să fie cuprinsă între 35 și 30% din grosimea totală.

Sub aspect tehnologic, se consideră că unele oțeluri prezintă tendințe de creștere a grăuntelui, chiar în condițiile respectării temperaturii de lucru utilizate, care pot avea consecințe importante asupra fragilității în serviciu, s-au determină apariția de fisuri la polizare, care se face după călire.

Ținând seama de condițiile de utilizare a organelor de lucru, specialiștii francezi consideră că trebuie avut în vedere următoarele:

- dacă se face referire la produs în stare laminată, normele tehnice franceze NF-36361 prevăd o duritate maximă de 305 HB sau după GOST-6765 de 269HB, care permite găurirea pentru punctele de fixare. Aceste limite sunt însă depășite în cazul oțelurilor cu 1%C fapt ce necesită o recoacere a benzilor;

- se pune problema, apoi, de a obține duritatea după călire în apă. Cele 60 Rc (608HB) cerute de normele franceze și cele după GOST de 55 Rc se obțin fără dificultate la toate oțelurile care au conținutul de carbon mai mare de 0,55%C;

- fiind vorba de oțeluri cu conținut ridicat de carbon acestea se pot trata și la o temperatură mai joasă până în jurul a 750<sup>0</sup>C, fapt ce poate asigura o stabilitate mai mare între încălzire și călire, permițându-se intercalarea operațiunii de formare înaintea călirii. O recoacere este necesară în aceste cazuri;

- când se utilizează oțeluri cu 0,66%C este necesar să se respecte riguros condițiile de tratament pentru a se evita călirea neuniformă sau deformarea din cauza unor durificări neregulate care pot să apară;

- când se utilizează oțeluri cu 0,75%C se poate obține o duritate de 65...66Rc prin călire uscată, la o temperatură de încălzire cuprinsă între 770 și 950<sup>0</sup>C. În acest interval de temperatură se poate obține prin călire un grăunte de ordinul 7/8 după scara 1K;

- prin revenire la 100-200<sup>0</sup>C duritatea scade destul de mult.

Aceste considerații i-au condus pe specialiștii francezi să aleagă un oțel pentru straturi exterioare cu compoziția chimică prezentată în tabelul 2.18

Acest oțel se tatează la o temperatură apropiată de 820<sup>0</sup> C, ținând seama că formarea la cald și călirea sunt combinate. Fiind încălzit la 920<sup>0</sup>C se dispune de cca. 70 secunde pentru așeza semifabricatul în matrițe de călire urmând ca în



acest fel călirea să se facă în condiții bune. Pentru stratul moale, specialiștii francezi utilizează un oțel calmat cu aluminiu a cărei compoziție chimică este prezentată în tabelul 2.20

Pentru materialul Pompey S<sub>7</sub> Triplex este prevăzut un tratament termic care să-i confere o duritate superficială de 550±50 HB. Se poate obține și o duritate mai mare a straturilor exterioare utilizându-se marca de material Pompey S<sub>10</sub> Triplex.

Tratamentul obișnuit al oțelului Pompey S<sub>7</sub> Triplex, realizat de francezi este următorul:

-mărunțirea grăuntelui la metalul moale prin încălzire la 850<sup>0</sup>C;

-realizarea unei structuri foarte fine a celor două straturi exterioare (călire la 800<sup>0</sup> C). Este foarte important de altfel să se realizeze o încălzire treptată și uniformă pentru a se evita supraîncălzirile care ar putea mări grăuntele de metal și al face fragil;

-temperatura nu trebuie să depășească 900<sup>0</sup>C pentru formarea brăzdarelor. O menținere de 10...15 minute la temperatura prescrisă este suficientă în condițiile normale de lucru. În plus, trebuie să se evite decarburarea suprafeței datorită unei încălziri puternice și prelungite sau direct cu flacără, deoarece zonele decarburate dau după călire zone moi, care înrăutățesc comportarea organului de lucru în exploatare.

Este recomandat a se face o revenire de 2 ore la 180<sup>0</sup>C pentru a elimina tensiunile de la călire, a stabili forma fără a scădea în mod sensibil duritatea metalului călit.

## 2.5.2 STRUCTURA PRINCIPALELOR MATERIALE FOLOSITE ÎN CONSTRUCȚIA ORGANELOR DE LUCRU A MAȘINILOR AGRICOLE

În continuare se prezintă compoziția chimică a materialelor prezentate în paragraful 2.6.1 al acestui capitol, astfel:

-oțel de calitate OLC 60

*Tabelul 2.8*

C,%	Mn,%	S, %	P, %
0,57...0,65	0,60...0,90	0,020...0,045	Max. 0,040

- oțel de calitate OLC 55 A

*Tabelul 2.9*

C,%	Mn,%	S <sub>max</sub> , %	P <sub>max</sub> , %	Si, %	Cr, %
0,50...0,60	0,50...0,80	0,040	0,040	0,17...0,37	Max.0,30

-oțelul 1090

Tabelul 2.10

S, %	C, %	Mn, %	P, %
Max. 0,040	0,85...0,98	0,60...0,90	Max. 0,040

-oțelul 4140

Tabelul 2.11

C, %	Si, %	Mn, %	Cr, %	Mo, %
0,38...0,43	0,15...0,30	0,75...1,05	0,80...1,10	0,15...0,20

-oțelul 1085

Tabelul 2.12

C, %	Mn, %	S, % ( $\leq$ )	P, % ( $\leq$ )
0,80...0,93	0,70...1,00	0,040	0,040

-oțelul 1095

Tabelul 2.13

C, %	Mn, %	S, % ( $\leq$ )	P, % ( $\leq$ )
0,90...1,03	0,30...0,50	0,040	0,040

-oțelul 52100

Tabelul 2.14

C, %	Si, %	Mn, %	Cr, %	S, P, %
0,98...1,10	0,15...0,30	0,25...0,45	1,30...1,60	max. 0.025

-oțelurile 1060 și 1080

Tabelul 2.15

C, %	Mn, %	S, % ( $\leq$ )	P, % ( $\leq$ )
0,75...0,88	0,60...0,90	0,040	0,040

-oțelul OL 52 A

Tabelul 2.16

S, %	C, %	Mn, %	Si, %	Cr, %	P, %	B, %
max.0,03	0.14... 0,18	1,15...1,50	0,17...0,35	0,21...0,50	max.0,03	0,0005

-material compozit stratificat laminat OLC 60 + OL 34.1K.

Tabelul 2.17

Stratul	Compoziția chimică pe oțel lichid în (%)										Marca oțelului
	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	Al	
A	0,35	0,23	0,63	0,025	0,027	0,10	0,08	0,10	0,01	0,017	OLC60
B	0,13	-	0,39	0,021	0,024	0,11	0,13	0,17	0,02	0,026	OL341K
C	0,61	0,32	0,63	0,025	0,028	0,10	0,06	0,10	0,018	0,018	OLC60

- materialul Triplex

Tabelul 2.18

Stratul	Compoziția chimică în (%)					
	C	Mn	Si	P	S	Cr
A	0,75	0,70	0,20	0,035	0,025	0,20
B	0,10	0,40	0,15	0,035	0,035	0
C	0,75	0,70	0,20	0,035	0,025	0,20

Analizele chimice efectuate asupra materialelor utilizate în construcția organelor de lucru a mașinilor agricole ne arată că, compoziția acestora este diferită chiar pentru același material fapt ce denotă mari abateri la elaborarea oțelului.

Analiza chimică a oțelului OLC 55 din care sunt realizate brăzdarele de plug românești făcută pe 10 probe este redată în tabelul 2.19

Tabelul 2.19

Nr. probă	C %	Si %	Mn %	P %	S %	Cu %	Ni %	Cr %	Mo %	Al %	As %
1	0,49	0,18	0,66	0,029	0,024	0,16	0,11	0,16	0,02	0,007	0,011
2	0,38	0,19	0,66	0,011	0,010	0,23	0,12	0,13	0,01	-	0,005
3	0,46	0,25	0,58	0,015	0,033	0,24	0,09	0,13	0,01	0,016	0,010
4	0,53	0,17	0,63	0,028	0,025	0,17	0,10	0,15	0,02	0,007	0,010
5	0,51	0,27	0,53	0,011	0,015	0,13	0,09	0,16	0,02	0,002	0,009
6	0,49	0,20	0,66	0,012	0,012	0,05	0,06	0,09	0,01	0,022	0,011
7	0,27	0,24	0,68	0,029	0,022	0,08	0,09	0,11	0,01	0,015	0,012
8	0,37	0,24	0,58	0,010	0,014	0,23	0,12	0,16	0,02	-	-
9	0,50	0,28	0,52	0,007	0,026	0,25	0,11	0,14	0,01	0,020	0,012
10	0,40	0,20	0,68	0,012	0,009	0,21	0,12	0,14	0,01	-	0,011

În urma acestor analize se poate trage următoarea concluzie și anume că limita superioară a conținutului de carbon de abia atinge limita inferioară a prevererilor STAS-ului 880-80 pentru OLC 55. Un conținut slab de carbon (cu 20 până la 50% mai puțin din necesar) nu poate asigura duritatea corespunzătoare prevăzută de documentație. Această compoziție chimică a oțelului din care,

realmente este confecționat brăzdarul, îl situează pe acesta în grupa oțelurilor de uz general pentru construcții ( STAS 500 /2 –80 ), cuprins între OL 42 și OL 44, care au caracteristici mecanice inferioare oțelului OLC 55.

Analizele metalografice au fost efectuate pe eșantioane culese de pe mai multe brăzdare, din trei zone ale brăzdarului: partea posterioară, la mijloc și zona de vârf, respectiv în zonele: activă, de mijloc și superioară.

Aceste probe analizate metalografic arată că:

-în zona activă întâlnim: perlită + bainită, perlită + ferită, perlită globulară + ferită;

-în zona de mijloc: perlită, globulară + ferită, perlită + ferită, perlită + ferită + bainită, perlită + bainită;

-în zona superioară: perlită globulară + ferită, perlită + bainită, perlită + ferită + bainită.

Din această analiză metalografică se poate deduce că structura perlito-feritică este caracteristică recoacerii, iar perlită globulară + ferită, recoacerii complete sau normalizării.

De asemenea, perlită + urme de ferită este caracteristică normalizării, iar perlită + ferită + bainită este tipică durităților mai mici decât cele obținute prin călire, dar mai mari decât tratamentului de recoacere.

Se poate trage următoarea concluzie că, datorită procentului scăzut de carbon nu se poate ajunge la structuri de cementită specifice călirii din care cauză nu s-a putut ajunge la valorile specificate în documentația de execuție a brăzdarelor.

În cadrul Laboratorului POLYVAC al U.M. Timișoara și al Catedrei de Știința Materialelor și Tratamente Termice din U.P.Timișoara s-au făcut analizele a două materiale compozite stratificate [22]. Aceste probe au fost șlefuite, lustruite și atacate metalografic cu reactivul Nital ( amestec de acid azotic și alcool etilic 1-5 ml HNO<sub>3</sub> la 10 ml alcool ), astfel încât ele au fost pregătite pentru analiza microscopică, pentru determinarea compoziției chimice a fiecărui strat în parte, respectiv pentru determinarea durității fiecărui strat în parte.

În tabelul 2.20 se prezintă compoziția chimică pentru fiecare strat în parte a celor două materiale, determinată la laboratorul POLYVAC din cadrul U.M.Timișoara.

Tabelul 2.20

Proba 1		Compoziția chimică în (%)														
stratul	Fe	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Al	B	Co	Cu	Pb	Ti	V	C
A	98,0	0,208	0,649	0,0089	0,0233	0,067	0,004	0,075	0,034	0,0001	0,002	0,131	0,0002	0	0	0,676
B	99,1	0,023	0,261	0,0106	0,0300	0,070	0,008	0,0093	0,011	0	0,003	0,160	0,0002	0	0	0,077
C	98,0	0,210	0,656	0,0090	0,0257	0,067	0,005	0,075	0,035	0,0001	0,002	0,134	0,0002	0	0	0,619
Proba 2																
stratul	Fe	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Al	B	Co	Cu	Pb	Ti	V	C
A	98,1	0,230	0,608	0,0174	0,0263	0,048	0,004	0,053	0,035	0,0001	0	0,063	0,0002	0	0	0,636
B	99,0	0,030	0,327	0,0144	0,0400	0,057	0,009	0,091	0,040	0	0,003	0,160	0,0002	0	0	0,094
C	98,1	0,242	0,615	0,0192	0,0332	0,050	0,005	0,054	0,034	0,0001	0,001	0,065	0,0002	0	0	0,624

Microstructura straturilor din exterior este alcătuită din perlită fină, ferito-perlitică cu perlită lamelară și ferită în rețea la limita grăunților de perlită ori ferito-perlitică în grăunți cu perlită lamelară. Structura de echilibru a oțelului din stratul intermediar prezintă în zona de tranziție o structură ferito - perlitică cu ferită aciculară, perlitică.

Variația durtății pe secțiune la materialele compozite pentru straturile exterioare este cuprinsă între 239 și 327 HB, iar a stratului intermediar între 100 și 114 HB. Rezistența la rupere pentru stratul exterior este de  $826 \div 1115 \text{ N/mm}^2$ , iar a stratului intermediar de  $335 \div 385 \text{ N/mm}^2$ .

Această variație a durtății pentru cele două probe studiate este prezentată în figura 2.33.

Variația durtății pe secțiune la materialul compozit stratificat realizat de firma franceză, conform normelor CITROEN, este prezentată în figura 2.34.

Deoarece specialiștii români consideră că materialele compozite stratificate sunt deficitare prin prețul de cost ridicat, în țara noastră s-a trecut la înlocuirea lui cu OLC 55 și OLC 60.

În cadrul S.C. MAT Craiova s-au executat și studiat probe de tablă din OLC 60, la care s-a aplicat tratamentul de călire + revenire la  $450^{\circ}\text{C}$ , obținându-se o durtate de 46 HRC, variația durtății pe secțiune fiind prezentată în figura 2.35

Tot la S.C. MAT Craiova au fost executate și studiate probe din tablă TRIPLEX, la care durtatea este cuprinsă între 60 și 65,5 HRC, figura 2.34.

Din încercările făcute la S.C. MAT Craiova a rezultat că în exploatare apar o serie de probleme cum ar fi:

-creșterea consumului de combustibil la hectar cu 2-9% față de organele executate din materiale compozite stratificate;

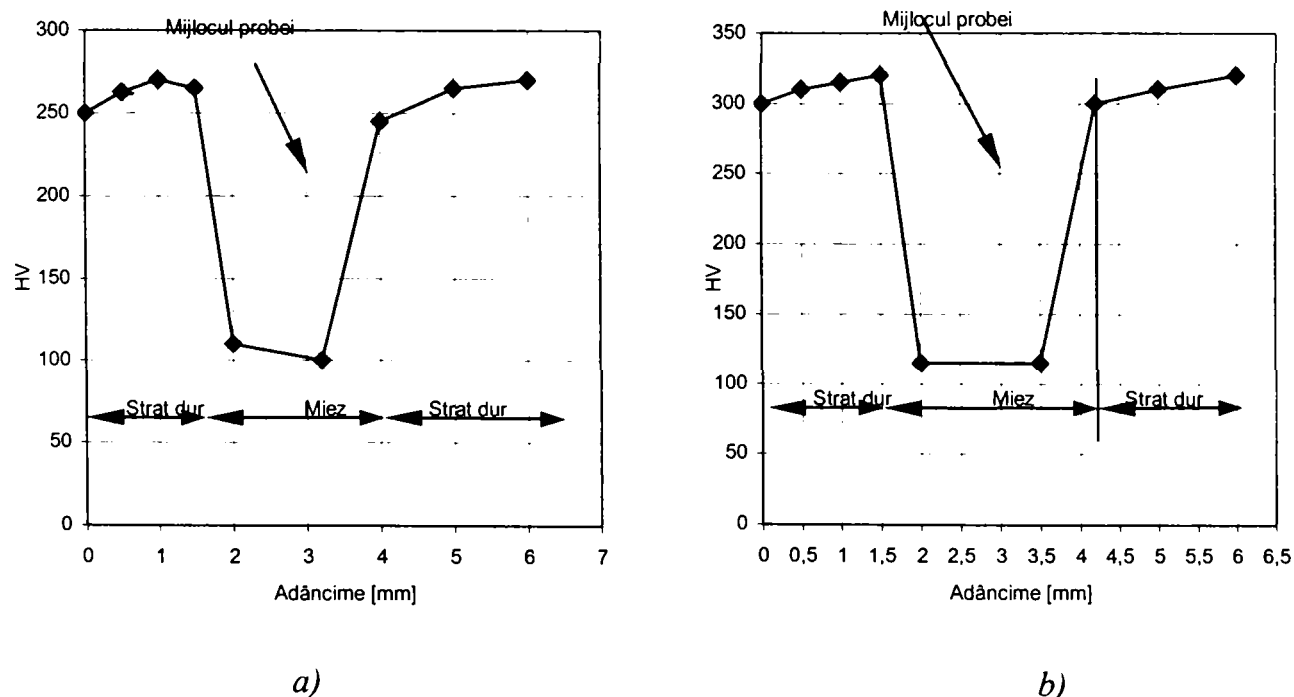


Fig. 2.33 Variația durtății pe secțiune la materialele compozite  
a-proba 1; b-proba 2

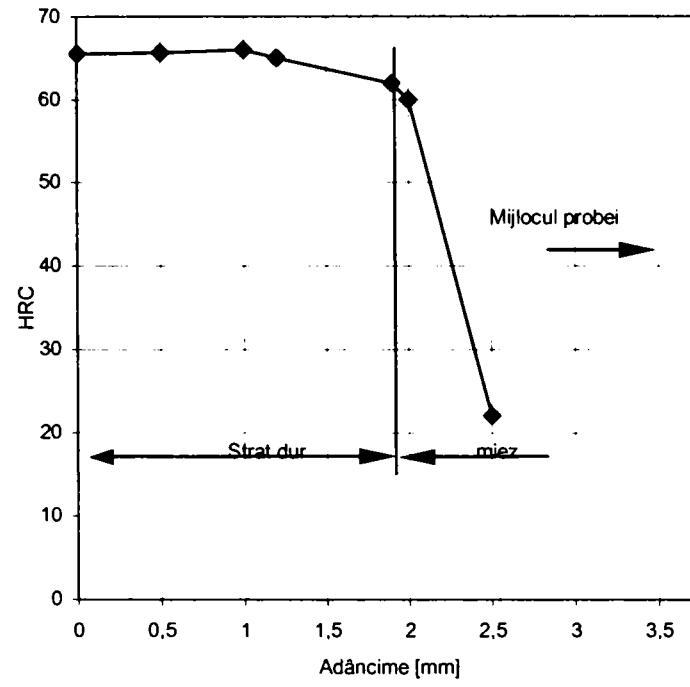


Fig. 2.34 Variația durtății pe secțiune la TRIPLEX

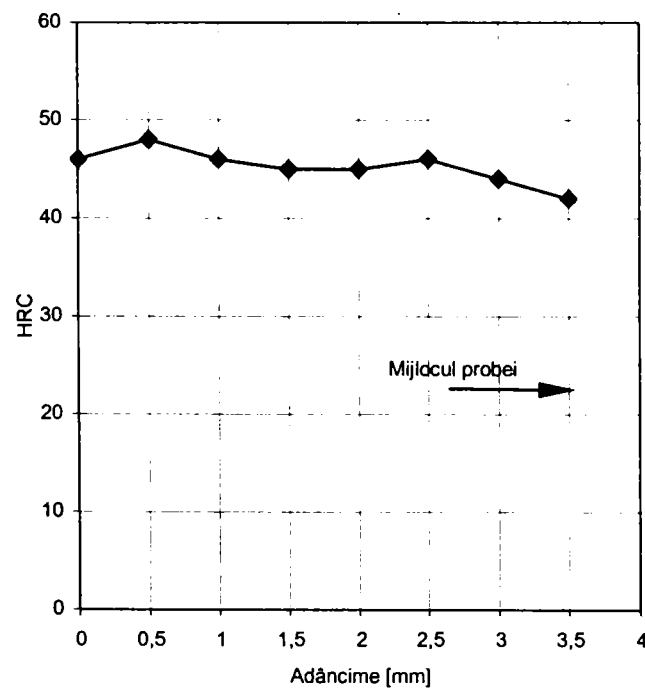


Fig. 2.35 Variația durtății pe secțiune la oțelul OLC 60



-uzura în general de 2-3 ori mai mare față de cele executate din materiale compozite stratificate;

-ruperea și fisurarea lor.

În condițiile utilizării oțelului OLC 60 se obține o duritate aproape constantă pe toată secțiunea piesei, datorită călibilității mare a oțelului. Urmare a acestui fapt se întâmpină o serie de greutăți în procesul de fabricație (fisuri în timpul ștanțării găurilor, tratament termic) ajungându-se la un procent de 10% pierderi.

Duritatea este mult mai mică, datorită valorilor scăzute de densități, care micșorează rezistența la uzură în timpul lucrului.

Datorită acestor neajunsuri, s-a terecut la găsirea de soluții care să înlăture pierderile tehnologice mari în procesul de fabricație și să mărească duritatea în exploatare.

Punctul de plecare la constituit studierea unui eșantion al firmei germane Conit a cărei compoziție chimică se apropie de cea a materialului TRIPLEX, iar duritatea pe secțiune variază de la 44,5 la 66 HRC.

La analiza macroscopică a rezultat că proba prezintă în strat o structură martensitică foarte fină, iar în miez o structură bainitică.

Comparând rezultatele obținute la proba CONIT cu cele obținute la materialul TRIPLEX rezultă următoarele concluzii:

-variația durității la proba CONIT pe adâncimea de 2 mm este identică cu cea obținută la materialul TRIPLEX;

-acest fapt duce la o rezistență mare la uzură a materialului CONIT față de materialul TRIPLEX;

-rezistența la șoc a materialului TRIPLEX este mai mare datorită existenței unui strat mai mare cu duritate mai scăzută.

Comparând rezultatele obținute la proba CONIT cu cele de la proba din oțel OLC 60 se evidențiază aceleași deosebiri enumerate, ca și în cazul materialului TRIPLEX cu OLC 60.

Nu lipsit de importanță ar fi și luarea în considerare a materialului C<sub>690</sub> (STR 532 /85 ) care a fost realizat special pentru cupele de excavatoare miniere și are o mare rezistență la uzură. Compoziția chimică a acestui material în cele două variante care se propune, este prezentată în tabelul 2.21

Tabelul 2.21

Varianta	Compoziția chimică în (%)											
	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Cu	Mo	V	Ti	B
A	0,1...0,2	0,6...1	0,15...0,35	Max. 0,035	Max.0,04	0,4...0,65	0,7...1	0,15...0,5	0,40...0,60	0,003	-	-
B	0,12...0,2	0,4...0,7	0,1...0,4	Max. 0,035	Max. 0,035	1,4...2	-	-	0,40...0,60	-	0,04...0,1	0,001...0,005

Caracteristicile mecanice ale materialului, în cele două variante, sunt prezentate în continuare:

Varianta A

-rezistența la curgere 620 ÷690 N/mm<sup>2</sup>;

-rezistența la rupere la tracțiune 760 ÷895 N/mm<sup>2</sup>;

- reziliența: 0<sup>0</sup>-39 N; 20<sup>0</sup>-34 N;
- energia de rupere prin șoc: 40<sup>0</sup>-31 N; 60<sup>0</sup>-27 N

#### Varianta B

- rezistența la curgere 795 ÷ 930 N/mm<sup>2</sup>;
- rezistența la rupere la tracțiune 795 ÷ 940 N/mm<sup>2</sup>;
- reziliența: 0<sup>0</sup>-39 N; 20<sup>0</sup>-34 N;
- energia de rupere prin șoc: 40<sup>0</sup>-31 N; 60<sup>0</sup>-27 N.

### 2.6 CONCLUZII

1. În urma studiului făcut, autorul a ajuns la concluzia că în condițiile actuale ale unităților agricole, nu se pune un accent suficient de mare pe studiul uzurii organelor de lucru ale mașinilor agricole de lucrat solul, cu toate că se semnalează utilizarea cu efecte benefice pe scară tot mai largă a unor organe de lucru rezistente la uzură, în țările cu agricultură dezvoltată ( Anexa 1).

Un alt aspect remarcabil este că, suntem martorii unei distrugerii continue a solurilor noastre agricole, în primul rând datorită accentuării efectelor tasării artificiale a solului ca urmare a alegerii unor tehnologii necorespunzătoare.

2. Solul din punct de vedere fizic este un sistem heterogen, polifazic, structurat și poros, putându-se spune că jumătate din volumul solului este reprezentat de faza solidă și jumătate de faza lichidă și gazoasă. Variabilitatea acestor proporții și caracteristici conduc adesea la condiții puțin favorabile sau chiar total nefavorabile asupra regimurilor fizice din sol, asupra capacității de producție și în final asupra influenței factorilor fizici din sol în creșterea plantelor.

3. Textura, principală însușire fizică a solului, are un rol deosebit de important în determinarea celor mai multe dintre celelalte însușiri fizice și ca urmare prezintă importanță deosebită în legătură cu capacitatea de producție a solului. Astfel solurile lutoase, luto-nisipoase grosiere dar mai ales cele luto-argilo-nisipoase sunt susceptibile la compactare, având valori mari ale densității și gradului de tasare și valori mici ale porozității totale. În acord cu acestea și însușirile mecanice sunt mai puțin favorabile, îndeosebi coeziunea și rezistența la arat au valori mari, mai ales la umidități mici, deci uzuri mari ale organelor de lucru.

4. Rezultatele experimentale sunt puține cu privire la rolul structurii în legătură cu însușirile mecanice ale solului. Se admite că structura optimă reduce rezistența solului, deci și uzura organelor de lucru, dar este poate mai corect să spunem că acest efect pozitiv este indirect, fiind datorat îmbunătățirii în solurile structurate a condițiilor de umiditate.

5. Compactarea solurilor poate avea drept cauză fie compactarea naturală datorată unor factori sau procese pedogenetice, fie compactarea artificială (antropică) ca urmare a traficului exagerat, nerațional pentru lucrări agricole. Intensitatea compactării de origine antropică depinde de o serie de factori, unii

aparținând solului cum ar fi: alcătuirea granulometrică neechilibrată, structură nestabilă, conținut redus de humus, iar alții de elemente ale sistemului de mașini și tehnologiei de mecanizare.

6. În ultimii ani s-a introdus noțiunea de dinamică solului (Gill și Vanden Berg, 1968 [60]) și care studiază mișcarea solului sub acțiunea omului care dorește să îi îmbunătățească însușirile. Mecanica clasică a solului rezolvă în bune condiții problemele de stabilitate de lungă durată în domeniul construcțiilor, dar sistemul sol-mașină agricolă ridică adesea probleme de instabilitate datorită unor sarcini de scurtă durată aplicate pe suprafețe de dimensiuni mici, iar solul este de această dată nesaturat cu apă.

7. Implicațiile practice ale cunoașterii rezistenței la penetrare sunt variate și de mare importanță. Determinarea rezistenței la penetrare reprezintă o cale simplă de estimare indirectă a rezistenței opusă la arat sau altor lucrări ale solului, dar și a uzurii organelor de lucru ale mașinilor agricole.

8. Starea tehnică a organelor de lucru ale mașinilor agricole de lucrat solul determină în cea mai mare măsură calitatea lucrărilor agricole. Uzura organelor de lucru (brăzdare) are loc mai mult la vârf, intensitatea uzurii descrescând către mijloc, având o ușoară creștere spre partea posterioară a acestuia.

9. Materialele utilizate în construcția brăzdarelor românești sunt oțeluri nealiate pentru îmbunătățire OLC 55 și OLC 60 STAS 880-88. Brăzdarele în construcție normală au zona tăișului călită și revenită, iar cele în construcție durificată au zona tăișului încărcată prin sudare cu aliaj dur.

10. Materialele folosite în exterior la fabricarea brăzdarelor sunt oțeluri nealiate și aliate de îmbunătățire și oțeluri nealiate și aliate de scule. Prezența carburilor complexe de Cr, Mo, W, V, etc., în structura unui oțel contribuie la creșterea rezistenței la uzare.

11. La alegerea unui oțel care să lucreze în condiții de uzare sub tensiune scăzută, pe lângă îmbunătățirea rezistenței la uzare, trebuie analizată și posibilitatea îmbunătățirii tenacității. Acest lucru se poate obține prin austenitizare în locul călirii și revenirii convenționale.

12. Din analiza materialelor utilizate, în exterior, la fabricarea brăzdarelor de plug s-a putut găsi o corespondență pentru următoarele mărci de oțeluri românești: OLC55 și OLC 60- STAS 880-88; 42 Mo Cr 11- STAS 791-88; OSC 10 –STAS 1700- 90.

13. Pentru a rezolva în bune condiții creșterea rezistenței la uzare a organelor active, este necesar să cunoaștem caracterul procesului de lucru și legile de uzare a organului activ al mașinii agricole de lucrat solul.

14. Creșterea durabilității organului activ cuprinde două aspecte și anume:

- creșterea rezistenței la uzare a suprafeței active și a muchiei tăietoare;
- menținerea constantă a muchiei tăietoare, respectiv menținerea constantă a unghiului de ascuțire până la limita de exploatare.

15. Autoascuțirea muchiei tăietoare se realizează prin construirea de organe active formate din două straturi cu viteze de uzare diferite, dar care păstrează un raport constant al acestora în condiții de exploatare.

16. Pierderile prin uzare a organelor de lucru ale mașinilor agricole de lucrat solul sunt foarte însemnate cantitativ. Spre exemplu uzura masică a unui brăzdar de plug reprezintă peste 35 % din masa lui.

17. Având în vedere suprafața de teren arabil al României, necesarul de brăzdare, în construcție normală, pentru pluguri este de cca. 700.000 buc/an, pentru care sunt necesare aproximativ 3500 tone de profile laminate. Din acest considerent este necesară prelungirea duratei de utilizare a brăzdarelor de plug.

În urma celor prezentate în acest capitol s-a luat decizia ca în studiile aferente tezei de doctorat să se studieze influența proprietăților solului asupra uzurii organelor de lucru ale mașinilor de lucrat solul, în special al brăzdarului de plug.

## CAPITOLUL 3

### CERCETĂRI TEORETICE PRIVIND INFLUENȚA PROPRIETĂȚILOR SOLULUI ASUPRA UZURII ORGANELOR DE LUCRU ALE MAȘINILOR AGRICOLE

#### 3.1 STADIUL ACTUAL AL ABORDĂRII SISTEMICE ȘI MODELĂRII SISTEMULUI UTILAJ DE PRELUCRARE SOL – CONDIȚII SPECIALE

##### 3.1.1 MECANICA SOLULUI AFERENTĂ ORGANELOR DE LUCRAT SOLUL

###### *CONCEPTE PRELIMINARE*

Organele de lucru sunt dispozitive tehnice care sunt folosite cu scopul aplicării unor forțe asupra solului pentru a realiza anumite efecte dorite, cum ar fi: mărunțirea, tăierea, amestecarea sau deplasarea solului. Organele de lucru în cvasi-majoritatea cazurilor produc simultan mai multe efecte asupra solului. În ultima instanță, scopul lucrărilor solului este să prelucreze solul de la o stare inițială cunoscută la o stare dorită prin intermediul aplicării unor forțe.

În vederea studierii proceselor ce au loc în timp ce un organ de lucru acționează asupra solului, este necesar să fie studiate proprietățile solului din punctul de vedere al acestor procese dinamice. Istoriceste, bazele științei de mecanica solului au fost puse de specialiști care erau interesați de probleme legate de construcții. Primele experiențe și modele matematice sunt legate de numele lui Coulomb care și-a publicat rezultatele în 1776. Ulterior, odată cu elaborarea unor modele matematice care descriu ruperea materialelor, bazate pe ideile lui Coulomb, au fost elaborate primele modele cu care se puteau aplica o parte din procesele care au loc în interacțiunea dintre organele de lucru și sol. Însă majoritatea acestor modele se bazează pe studierea unor fenomene statice - specifice proceselor studiate în domeniul construcțiilor - și ca atare luau în considerare numai acele procese de lucrat solul care pot fi considerate cvasi-stactice.

Primele încercări sistematice în studierea proprietăților dinamice ale solului datează de la începutul celei de-a doua jumătăți a secolului XX. Prima lucrare sintetică, cea care poate fi considerată și "certificatul de naștere" al unei noi științe – dinamica solului – este legată de numele lui W.R.Gill și E.Vanden Berg (1968)[61]. Ulterior, domeniul a fost și este încă cercetat mult, dată fiind complexitatea deosebită a proceselor, în primul rând datorită caracteristicilor specifice solurilor agricole. Problemele aferente dinamicii solului sunt încă departe de a-i fi găsit soluții corecte și – cel puțin temporar – exhaustive, astfel că interacțiunea dintre organele de lucrat solul și solul agricol va rămâne încă multă vreme în atenția cercetătorilor .



Procesele în care se transmit forțe către sol prin intermediul unor organe de lucru au loc într-un mediu semi-infinit, unde forțele aplicate sunt distribuite pe secțiuni mici, finite, aflate pe zone ce limitează blocuri mari pe sol. În aceste condiții, studierea globală a sistemului de forțe este inadecvată, fiind necesară cercetarea stării de tensiuni din sol. Acest tip de problemă poate fi soluționată riguros dar numai în cazul unor medii continue. Din păcate, solul nu face parte din această categorie. Pe de altă parte, mecanica mediilor continue a fost aplicată cu succes în cazul lichidelor (mecanica fluidelor) sau al metalelor (teoria elasticității, teoria plasticității, rezistența materialelor, etc.), cu toate că acestea sunt medii continue numai la nivel microscopic, la scară moleculară/atomică fiind mai mult spații goale în care, pe alocuri, se găsește materie. Se poate susține că din acest punct de vedere, între solurile agricole și metale diferența este mai mult cantitativă decât calitativă. Astfel că, în continuare, solul va fi considerat un mediu continuu. Această premisă poate fi acceptată întrucât solul asupra căruia se acționează în procesele studiate este format din particule a căror mărime este mult mai mare decât dimensiunile porilor existenți în textura solului. Acest lucru însă nu este la fel de evident în cazul porilor de structură, dar aproximarea poate fi acceptată chiar și în acest caz.

În ceea ce privește descrierea stării unei mase de material supusă unor forțe exterioare, este nevoie să se cunoască tensorul tensiunilor și tensorul deformațiilor pentru toate punctele, inclusiv pe frontiera masei respective de material continuu. Acest lucru însă nu este suficient ci este necesar să se cunoască relația dintre tensiuni și deformații. În cazul teoriei elasticității, se consideră că această relație este liniară. Astfel, fiecare dintre cele șase componente ale tensorului tensiunilor va fi o funcție liniară de cele șase componente ale tensorului deformațiilor. Deci, ar fi implicate în total 36 de coeficienți în aceste ecuații, aceștia fiind parametri care descriu caracteristica materialului și pot fi considerate proprietăți dinamice ale respectivului material. În teoria elasticității, doar doi din cei 36 de parametri sunt independenți, dacă materialul este izotrop. Cum majoritatea materialelor metalice de structură folosite în tehnică sunt cvasi-continue, iar relația tensiuni-deformații este liniară în domeniul de deformații care apar în mod uzual (sub 0,1 %), teoria elasticității poate fi utilizată cu succes și cu suficientă precizie. Din păcate, solurile agricole corespund în mult mai mică măsură condițiilor de mai sus și doar în situații foarte limitate (Gill și Vanden Berg 1968 [61], McKyes 1985 [99], Koolen și Kupers 1983 [89], Sitkey 1967 [133], Upadhyaya 1994 [146], Gonczi 1999 [68] ș.a.).

De altfel, nici alte teorii utilizate nu au reușit să descrie corect și exhaustiv comportarea solurilor agricole. Diversele metode reologice (vâsco-elastice, vâsco-plastice), teoria plasticității sau teoria propagării undelor prin sol (Gelengser [58], Kocher și Summers [86], Koolen și Vaandrager [88]) reușesc de asemenea să rezolve problema studierii interacțiunii dintre un organ de lucru și sol doar parțial și în anumite cazuri.



Din cele de mai sus reiese că la ora actuală toate modelele matematice puse la punct au o precizie redusă și o aplicabilitate limitată. Cu toate acestea, elaborarea unui nou model ajută la lărgirea gradului de generalitate al modelelor teoretice.

**BAZELE MODELELOR MATEMATICE ALE MECANICII LUCRĂRII SOLULUI [68]**

Tăierea solului implică ruperea masei de sol. Această rupere mecanică are loc uzual prin forfecare, de-a lungul unor suprafețe de rupere în masa de sol și deseori la limita dintre sol și suprafața activă a organului de tăiere.

Relația de bază care descrie acest fenomen se datorează lui Coulomb și descrie procesul de tăiere în cazul solurilor coezive.

$$\Gamma = c + \sigma \cdot \tan \varphi \quad ( 3.1 )$$

Relatia 3.1 în fond arată că tensiunea de forfecare  $\tau$  are două componente cea de fricțiune  $\sigma_n \tan \varphi$ , care este proporțională cu tensiunea normală pe suprafață și cea de coeziune care se datorează unor forțe interne între particulele de sol și este independentă de mărimea tensiunii normale  $\sigma_n$  pentru a realiza analiza proceselor este strict necesar să se cunoască suprafața de rupere. Acest lucru constituie adeseori o misiune dificilă. În principiu însă ea se poate realiza prin studierea modului în care variază valoarea tensiunilor într-un punct dat atunci când se iau în considerare planuri având diverse dispuneri în spațiu.

În cazul unui corp deformabil aflat în echilibru metoda lui Mohr oferă o soluție analitică și grafică în același timp (fig.3.1.)

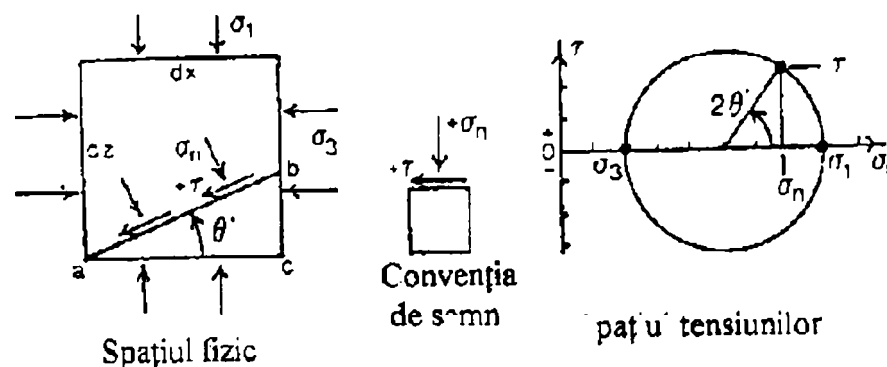


Fig.3.1. Tensiunile într-un punct al unei mase de material continuu

În fig. 3.1. sunt reprezentate tensiunile care acționează pe două planuri perpendiculare pe laturile unui cub infinit mic. Aceste planuri sunt alese astfel încât pe ele acționează așa zisele tensiuni principale  $\sigma_1$  și  $\sigma_3$  și pe care prin definiție, tensiunea de forfecare este nulă ( $\tau=0$ ). Pentru cazul unui plan oarecare ce trece prin punctul considerat (planul ab fig.3.1.), tensiunile se pot determina

analitic dacă sistemul se află în echilibru, adică accelerațiile oricărui punct sunt nule.

$$\sigma_n = \sigma_1 \cos^2 \theta' + \sigma_3 \sin^2 \theta' = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} + \left( \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \right) \cdot \cos 2\theta' \quad (3.2)$$

$$\tau = (\sigma_1 - \sigma_3) \sin \theta' \cos \theta' = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \sin 2\theta' \quad (3.3)$$

Se observă că relațiile (3.2.) și (3.3) descriu un cerc în spațiul tensiunilor, dacă pe ambele axe este utilizată aceeași scară. Tensiunile principale  $\sigma_1$  și  $\sigma_3$  corespund punctelor de intersecție ale cercului lui Mohr cu axa  $O \sigma_n$  și orice punct de pe cerc corespunde perechii de tensiuni  $\sigma_n$  și  $\tau$  de pe un plan aflat la unghiul  $\theta'$  față de planul tensiunilor principale.

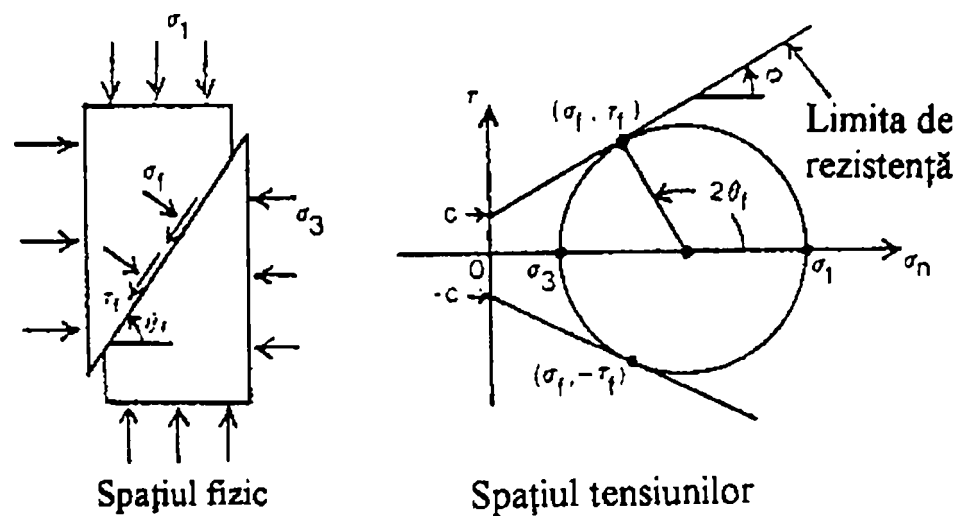


Fig. 3.2. Ruperea prin forfecare a solului

În cazul în care tensiunea din sol atinge o limită la care apare ruperea tensiunile vor avea valorile  $\sigma_f$  și  $\tau_f$ , iar între ele este valabilă relația lui Coulomb, adică ecuația (3.1).

În figura 3.2 este prezentat un volum de sol în care apare ruperea și spațiul corespunzător al tensiunilor.

Și relația 3.1 poate fi reprezentată în spațiul tensiunilor observându-se că ea corespunde unor drepte tangente la cercul lui Mohr, care intersectează axa tensiunii tangențiale în punctele  $\tau=c$  respective  $\tau = -c$ . În acest caz, unghiul pe care îl face planul de forfecare cu planul principal este  $\theta_f$ . Oricare alt punct de pe cerc corespunde unei stări de tensiuni la care încă nu apare ruperea, iar oricare punct din afara cercului corespunde unei stări de rupere în care există accelerații nenule (deci sistemul nu este în stare de echilibru). Unghiul planului de forfecare poate fi ușor determinat :

$$\theta_j = \frac{\pi}{4} + \frac{\varphi}{2} \quad (3.4)$$

În această situație, condiția de echilibru poate fi satisfăcută doar pentru stări de tensiune la care cercul tensiunilor este tangent dreptei corespunzătoare limitei de rezistență. Dacă cele două elemente nu au punct comun, nu s-a atins tensiunea de rupere, iar dacă dreapta este secantă cercului, atunci nu mai este satisfăcută condiția de echilibru, tensiunea tangențială fiind mai mare decât rezistența la forfecare și apar accelerații nenule.

Combinând modelul lui Mohr cu legea lui Coulomb pentru condițiile unei ruperi la viteză constantă, numită și rupere la echilibru, se poate scrie relația dintre tensiunile principale la rupere :

$$\sigma_1 = \sigma_3 \cdot \frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi} + 2c \sqrt{\frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi}} \quad (3.5)$$

Din fig.3.3. se poate observa că planul principal face unghiul  $\theta$  cu axa Ox și că ruperea poate avea loc de-a lungul a două planuri de forfecare  $\eta$  și  $\xi$  dispuse simetric față de planul principal între ele existând unghiul  $2\mu$  (în spațiul fizic, real).

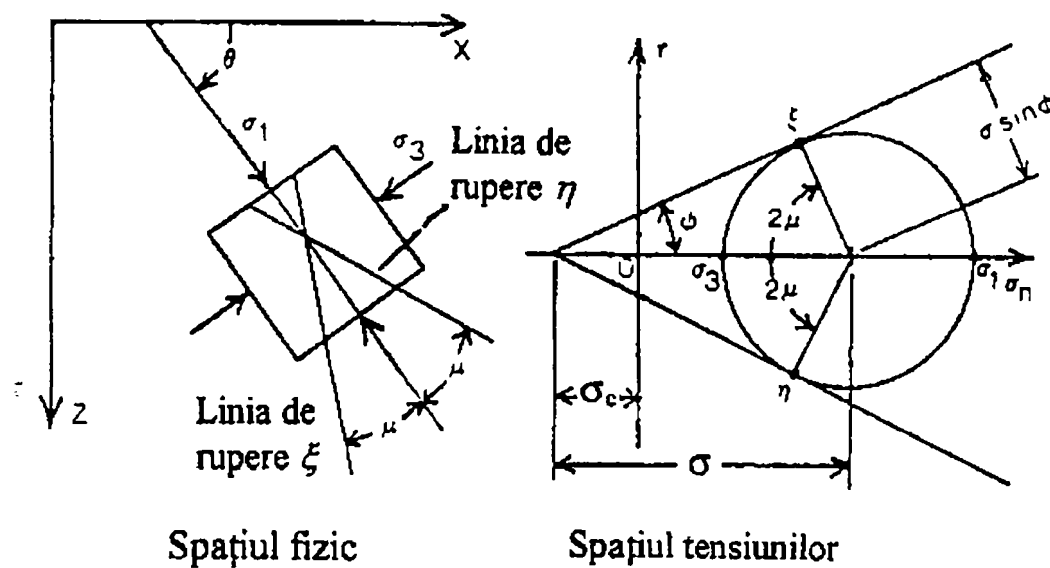


Fig. 3.3. Starea de tensiune într-o masă de sol la rupere prin forfecare la echilibru

În spațiul tensiunilor se observă că tensiunea normală  $-\sigma_c$  poate fi definită. Aceasta este o tensiune de întindere și corespunde unei tensiuni normale care ar anula efectul coeziunii deci în acest caz, ruperea ar avea loc la  $\tau=0$ . Este important de spus că deși această situație este una pur teoretică, ea scoate în evidență

importanța inducerii unor tensiuni de întindere în sol, în vederea realizării unor economii de energie.

Poate fi de asemenea definită așa numita tensiune normală medie  $\sigma_n^{med}$  care este media aritmetică a valorii tensiunilor principale și este o invariantă a tursorului tensiunilor, în cazul discutat ea corespunzând centrului cercului tensiunilor. Se poate scrie :

$$\sigma_n^{med} = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} \quad (3.6)$$

Respectiv conform figurii 3.3.

$$\sigma = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} + ctg\varphi \quad (3.7)$$

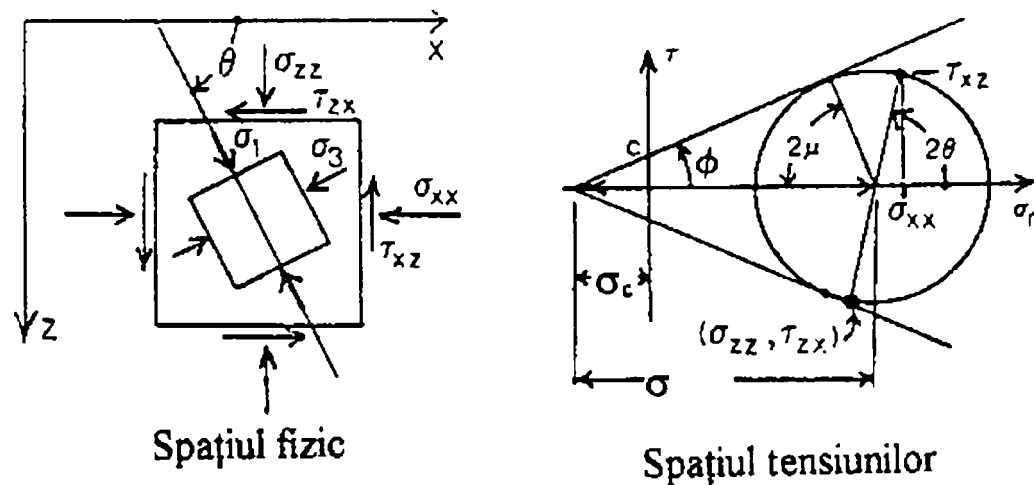


Fig.3.4.-Tensiunile care apar pe laturile unui pătrat, raportate la tensiunile principale în cazul unui sol aflat în stare de rupere în echilibru după McKyes [94].

Se poate observa că dacă se cunosc  $\sigma$  și  $\theta$  se poate descrie starea de tensiune pe toate planurile care trec printr-un punct dat în cazul unui sol aflat în echilibru la rupere. În acest caz, folosind notațiile din fig.3.4. se pot scrie ecuațiile :

$$\sigma_{xx} = \sigma (1 + \sin \varphi \cdot \cos 2 \theta) - \sigma_c \quad (3.8)$$

$$\sigma_{zz} = \sigma (1 - \sin \varphi \cdot \cos 2 \theta) - \sigma_c \quad (3.9)$$

$$\tau_{xz} = - \tau_{zx} = \sigma \sin \varphi \cos 2 \theta \quad (3.10)$$

În cazul unor situații de rupere mai complexe, cum ar fi: tăierea solului cu organe de lucrat solul, elementele prezentate până acum nu sunt suficiente, deoarece în fiecare punct din masa de sol supusă ruperii tursorul tensiunilor variază. Pentru a

cunoaște variația elementelor torsorului este de ajuns să se studieze modul în care variază  $\sigma$  și  $\theta$  în masa de sol, așa cum se poate remarca în relațiile 3.8 la 3.10. Ținând cont și de masa paralelipipedului de sol din fig.3.5 care are grosimea  $dy = 1$ , se pot scrie condițiile de echilibru. Ecuațiile diferențiale cu derivate parțiale ce rezultă din acestea sunt :

$$\frac{\partial \sigma_{xx}}{\partial x} - \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} = 0 \quad \text{sau} \quad (3.11)$$

$$\frac{\partial \sigma_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial z} = 0$$

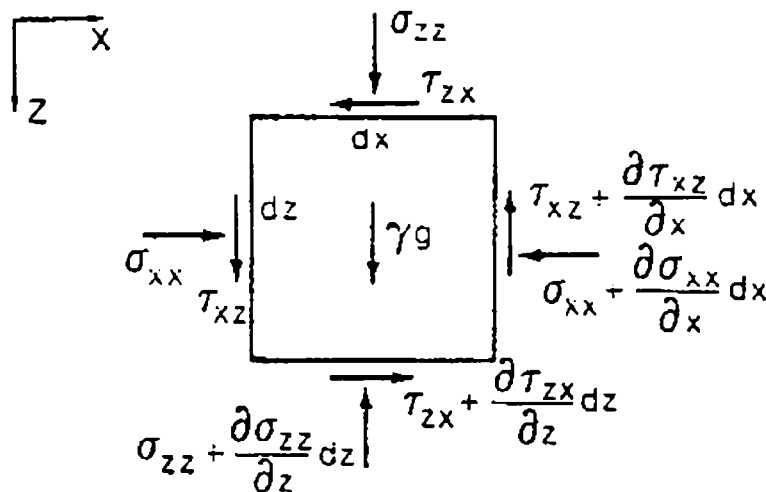


Fig.35.-Variația tensiunilor în cazul unui dreptunghi infinit mic de sol

$$\frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} = \gamma \cdot g \quad (3.12)$$

Din relațiile 3.11. și 3.12 se vede necesitatea condițiilor de continuitate fără de care nu se pot integra respectivele ecuații diferențiale.

Dacă se folosesc relațiile 3.8 la 3.10, realizându-se o schimbare de variabilă și o reducere a numărului lor de la 3 la 2, rezultă următorul sistem de ecuații diferențiale cu derivate parțiale de gradul întâi :

$$(1 + \sin \sigma \cos 2\theta) \frac{\partial \sigma}{\partial x} + \sin \varphi \sin 2\theta \frac{\partial \sigma}{\partial z} - 2\sigma \sin \varphi \left( \sin 2\theta \frac{\partial \theta}{\partial x} - \cos 2\theta \frac{\partial \theta}{\partial z} \right) = 0 \quad (3.13)$$

$$(\sin \varphi \sin 2\theta) \frac{\partial \sigma}{\partial x} + (1 - \sin \sigma \cos 2\theta) \frac{\partial \sigma}{\partial z} + 2\sigma \sin \varphi \left( \cos 2\theta \frac{\partial \theta}{\partial x} - \sin 2\theta \frac{\partial \theta}{\partial z} \right) = \gamma g \quad (3.14)$$

Sokolovschi (citată de McKyes 1985 [94]) a demonstrat că ecuațiile 3.13 și 3.14 pot fi rearanjate printr-un artificiu de calcul, transformându-se în ecuații diferențiale totale de-a lungul a două direcții, dispuse la unghiuri  $\theta \pm \mu$  în spațiul

fizic. Se poate observa că cele două direcții corespund planurilor de forfecare  $\eta$  și  $\xi$  (vezi fig. 3.3). În sens pur matematic, planurile de forfecare sunt așa zisele linii caracteristice, de-a lungul cărora derivatele celor două variabile independente pot fi descrise și integrate. Astfel ecuațiile diferențiale de-a lungul liniilor caracteristice sunt :

$$\frac{dz}{dx} = \operatorname{tg}(\varphi \pm \mu) \quad (3.15)$$

$$d\sigma \pm 2\sigma \cdot \operatorname{tg}\varphi \cdot d\theta = \gamma \cdot g(dz \pm \operatorname{tg}\varphi dx) \quad (3.16)$$

unde semnul + corespunde planului  $\xi$ , iar semnul - planului  $\eta$ .

Ecuațiile de mai sus sunt folosite la determinarea stării de tensiuni într-o altă zonă de frontieră decât cea de la care s-a plecat la integrare, integrarea lor făcându-se plecând de la valorile de margine ale variabilelor.

În ceea ce privește condițiile de margine, în fig.3.6 este prezentat cazul unui organ de lucru solul tractat prin sol.

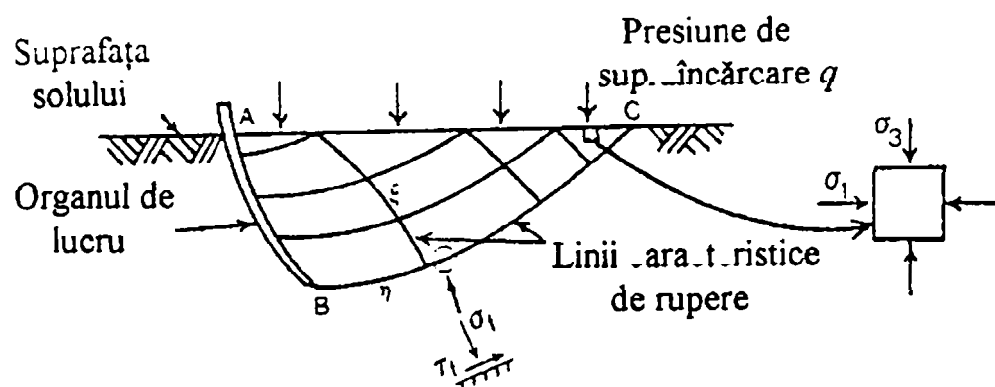


Fig. 3.6. Schema tăierii solului cu un organ de lucru tractat prin sol

În mișcarea sa, organul de lucru va produce o deplasare a solului din zona ABC, numită și zonă de transmitere a efectului sau brazda dislocată. Acest lucru produce o forfecare a solului de-a lungul planului de forfecare BC și o deformare a solului din regiune. Acest plan de forfecare, care limitează zona de transmitere a efectului deplasării organului de lucru poate fi echivalată cu frontul undei de șoc în cazul unui obiect care se mișcă cu viteză supersonică într-un fluid, și este cea mai îndepărtată zonă în care se transmite efectul organului de lucru în mișcare în masa de sol. Forma acestui plan de forfecare este de o importanță deosebită.

La suprafața solului AC poate exista o presiune de supraîncărcare fie datorită supraîncărcării unor subansamble ale mașinii de lucru solul rulând sau alunecând pe suprafața solului, fie datorită unei cantități de sol afănat care se adună în fața organului de lucru. În al doilea caz, în mod evident se acceptă premisa că forța necesară tăierii acestui sol suplimentar este neglijabilă. În aceste condiții presiunea de supraîncărcare este o tensiune principală, adică cea mai mică dintre cele două ( $\sigma_3$ ). Deci unghiul  $\theta$  este nul, iar aici, liniile caracteristice fac cu



orizontala unghiurile  $\pm\mu$ , iar valoarea tensiunii  $\sigma$  se poate calcula după cum urmează :

$$\sigma = \frac{\sigma_3 + \sigma_c}{1 - \sin \varphi} = \frac{q + \sigma_c}{1 - \sin \varphi} \quad (3.17)$$

Dacă nu există suprapresiune, deci  $q = 0$  atunci :

$$\sigma = \frac{\sigma_c}{1 - \sin \varphi} \quad (3.18)$$

O altă importantă zonă limită este interfața dintre sol și suprafața activă a organului de lucru (zona AB în fig.3.6). Așa cum arată McKyes ( 1985 [94]), în majoritatea cazurilor de studiu analitic al proceselor, acesta este zona cea mai potrivită în care să se determine tensiunile pentru a calcula forțele ce acționează asupra organului de lucru.

Pentru a avea toate informațiile necesare despre câmpul de tensiuni din zona de transmitere a efectului, este nevoie să se cunoască măcar o parte din condițiile de margine de la interfața sol – organ de lucru. În majoritatea situațiilor este destul să se cunoască unghiul  $\theta$  pe care îl face direcția principală cu orizontala, dat fiind că astfel se definește forma zonei de influență. De aici se poate descrie atât starea de tensiune cât și direcțiile principale în celelalte puncte.

Este de notat că, în mod evident, rezistența la forfecare în interfața sol-organ de lucru este mai mică decât rezistența internă a solului și se datorează existenței adeziunii care este noțiunea omoloagă coeziunii. Analog legii lui Coulomb se poate scrie :

$$s = c_a + \sigma_n \operatorname{tg} \delta \quad (3.19)$$

Se observă că adeziunea  $c_a$  este acea rezistență la deplasarea relativă care apare și atunci când nu există tensiune normală. Adeziunea este noțiunea omoloagă coeziunii, dar pentru cazul frecării externe, adică sol pe o suprafață din alt material.

## 3.2 FORȚELE DE TĂIERE ALE SOLULUI [68]

### 3.2.1 ECUAȚIA UNIVERSALĂ A PRELUCRĂRII SOLULUI

Una dintre cele mai importante încercări de structurare a modelelor matematice care descriu tăierea solului este legată de numele cercetătorului britanic Reece. Acesta a remarcat (1965 [121]) că mecanica prelucrării solului este din multe puncte de vedere similară cu capacitatea portantă a unei fundații de adâncime mică bazată pe teoria presiunii pasive a solului descrisă de Terzaghi în

1943. Efectele cantitative ale greutateii solului, ale coeziunii și ale supraîncărcării pot fi separate și pot fi adăugate algebric.

Reece a propus următoarea relație ca ecuația fundamentală a prelucrării solului:

$$F=b(\gamma g a^2 N_\gamma + c a N_c + c_a a N_a + q a N_q) \quad ( 3.20 )$$

unde:

F - rezistența totală a solului în N;

$\gamma$  - masa specifică a solului în kg/ m<sup>3</sup>;

g - accelerația gravitațională în m/s<sup>2</sup>;

a - adâncimea de lucru în m;

c - coeziunea solului în Pa;

$c_a$  - adeziunea solului la suprafața organului de lucru în Pa;

q - presiunea de supraîncărcare verticală în Pa;

b - lățimea organului de lucru în m;

$N_\gamma$ ,  $N_c$ ,  $N_a$  și  $N_q$  sunt factori adimensionali al căror valoare este funcție de caracteristicile de rezistență a solului, de geometria organului de lucru precum și de frecarea dintre sol și suprafața de contact a organului de lucru. Variabilele care descriu geometria organului de lucru și influențează mărimea factorilor N sunt unghiul de așezare a organului de lucru, posibila curbura a suprafeței active și raportul adâncime/lățime pentru cazul organelor de lucru înguste.

O problemă foarte delicată este găsirea formei celei mai complexe pentru care valorile  $N_\gamma$ ,  $N_c$ ,  $N_a$  și  $N_q$  pot fi determinate analitic astfel încât să se poată face calcule predictive cu privire la forțele de tăiere.

În continuare se vor trata în mod distinct cazurile în care se lucrează cu așa numitele organe de lucru late (lățimea de lucru este mai mare decât adâncimea de lucru) În această situație, problema poate fi tratată bidimensional.

### 3.2.2 ABORDĂRI BIDIMENSIONALE

#### *CUȚIT VERTICAL PERFECT NETED*

În fig 3.7 se prezintă vederea laterală a unei lame aflată în sol la adâncimea „a”.

În acest caz, la suprafața solului AC se cunosc tensiunile, întrucât tensiunea principală minoră  $\sigma_3$  este egală cu presiunea de supraîncărcare q. Această supraîncărcare, în cazul lucrărilor solului cu organe de lucru late, se datorează

solului aglomerat în fața organului de lucru și ca atare valoarea ei poate fi cu ușurință determinată.

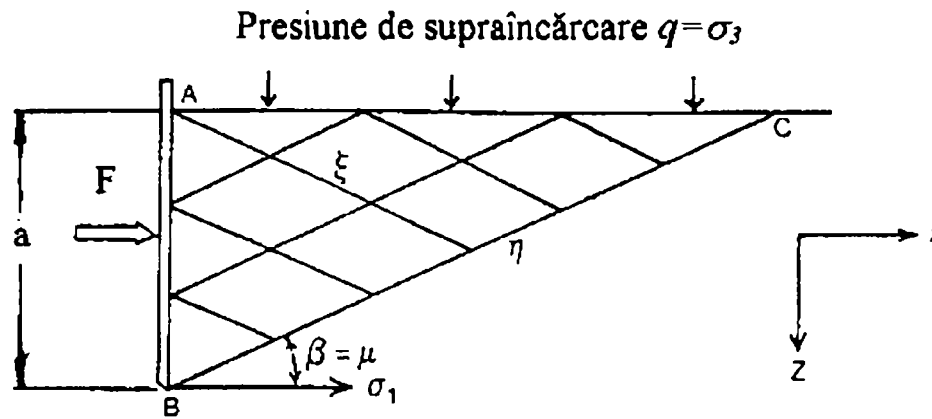


Fig. 3.7 Tăierea solului cu un cuțit vertical perfect neted

Pentru a deplasa cuțitul prin sol spre dreapta, este nevoie de forța F. Întrucât cuțitul este perfect neted, deci nu apar pe suprafața lui tensiuni tangențiale, forța F este normală la planul cuțitului. Deci tensiunea normală pe suprafața de contact este tensiunea principală majoră  $\sigma_1$  și este dispusă orizontal de-a lungul întregii suprafețe de contact. Astfel, pe suprafețele AC și AB, unghiul  $\theta = 0$ . Întrucât nu există nici o cauză care să producă o rotație a axelor principale în masa de sol aflat sub efectul cuțitului vertical, liniile caracteristice ale tensiunilor se află în tot volumul de sol, dispuse la unghiurile  $\beta = \pm\mu$ , deci  $d\theta = 0$ .

În aceste condiții, ecuațiile 3.16 se simplifică:

- de-a lungul liniilor  $\xi$  va fi:

$$d\sigma = \gamma g ( dz + tg\varphi dx ) \quad ( 3.21 )$$

-de-a lungul liniilor  $\eta$  :

$$d\sigma = \gamma g ( dz - tg\varphi dx ) \quad ( 3.22 )$$

Dacă relația 2.22 se divide cu dz, rezultă:

$$\frac{d\sigma}{dz} = \gamma g \left( 1 - tg\varphi \frac{dx}{dz} \right) = \gamma g \left( 1 + \frac{tg\varphi}{tg\mu} \right) \quad ( 3.23 )$$

Întrucât  $dx / dz = -tg\mu$

Valoarea funcției tensiune  $\sigma$  se cunoaște la nivelul solului AC, având o presiune de supraîncărcare constantă q se calculează conform relației 3.17.

Pentru a afla valoarea tensiunilor la capătul organului de lucru – punctul B – este nevoie să se integreze ecuația 3.4 de la punctul C la B de-a lungul liniei caracteristice  $\eta$ .

$$\sigma_B = \sigma_C + \int_0^a \frac{d\sigma}{dz} \quad \text{sau} \quad \sigma_B = \frac{q + \sigma_C}{1 - \sin \varphi} + \gamma g a \left( 1 + \frac{tg \varphi}{tg \mu} \right) \quad (3.24)$$

Tensiunea în punctul B este tensiunea principală  $\sigma_1$  și se poate calcula conform relației astfel :

$$\sigma_{1B} = \sigma_B (1 + \sin \varphi) - \sigma_C \quad (3.25)$$

$$\sigma_{1B} = (q + \sigma_C) \frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi} + \gamma g a \left( 1 + \frac{tg \varphi}{tg \mu} \right) (1 + \sin \varphi) - \sigma_C \quad (3.26)$$

Generalizând, în orice punct de pe organul de lucru, în funcție de adâncimea de lucru se poate scrie că :

$$\sigma_{1z} = (q + \sigma_C) \frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi} + \gamma g z \left( 1 + \frac{tg \varphi}{tg \mu} \right) (1 + \sin \varphi) - \sigma_C \quad (3.27)$$

Astfel forța totală F se calculează cu relația :

$$F = \int_0^a \sigma_{1z} dz = \gamma g a^2 \frac{1}{2} (1 + \sin \varphi) \left( 1 + \frac{tg \varphi}{tg \mu} \right) + c a ctg \varphi \left( \frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi} - 1 \right) + q a \frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi} \quad (3.28)$$

Comparând relația 3.9 cu relația 3.1, se poate observa că se regăsesc toate elementele din ecuația fundamentală a lui Reece. Astfel, în acest caz, valorile factorilor se pot determina după cum urmează :

$$N_\gamma = \frac{1}{2} (1 + \sin \varphi) \left( 1 + \frac{tg \varphi}{tg \mu} \right) \quad (3.29)$$

$$N_c = ctg \varphi \left( \frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi} - 1 \right) \quad (3.30)$$

$$N_q = \frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi} \quad (3.31)$$

Trebuie remarcat că toți cei trei factori sunt funcție numai de unghiul de frecare internă a solului  $\varphi$ , dată fiind existența relației

$$\mu = 45^\circ - 0,5 \cdot \varphi \quad (3.32)$$

În fig. 3.8. este prezentată variația valorii celor trei factori în funcție de unghiul  $\varphi$ .

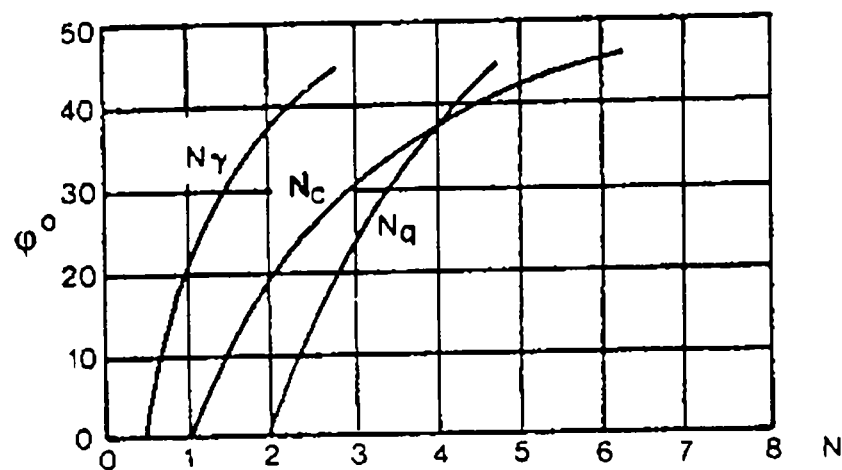


Fig 3.8 Variația valorii factorilor din Ecuația fundamentală a lui Reece (după McKyes 1985 [94] )

### CUȚIT ÎNCLINAT ȘI PERFECT NETED LUCRÂND ÎN SOL COEZIV

În fig. 3.9 este reprezentat un cuțit lat perfect neted, înclinat cu unghiul  $\alpha$  față de orizontală lucrând la adâncimea  $a$ .

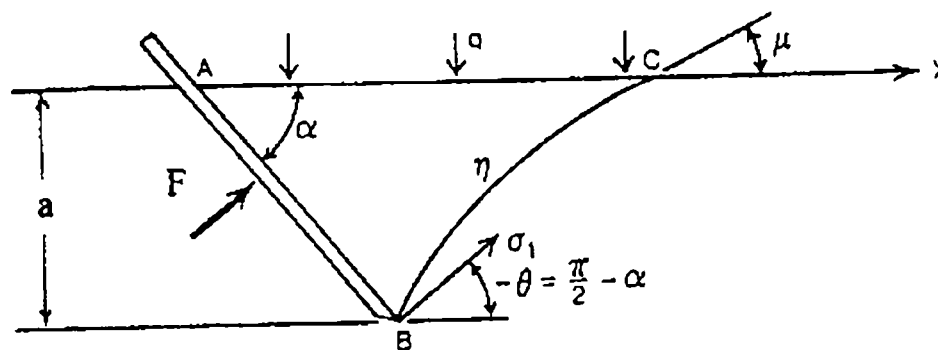


Fig. 3.9 Schema procesului realizat de un cuțit înclinat perfect neted în sol coeziv

Condițiile de margine sunt similare cazului anterior (cuțit vertical perfect neted), excepție fiind direcția tensiunii principale  $\sigma_1$  care nu este orizontală, ci înclinată față de orizontală cu unghiul  $\theta = \alpha - \pi/2$  în sensul acelor de ceasornic. În plus, unghiul  $\theta$  nu rămâne constant, deci simplificarea  $d\theta = 0$  nu mai poate fi folosită. Pentru a rezolva ecuațiile caracteristice, este nevoie să se accepte o altă simplificare, și anume că rezistența coezivă a solului este mult mai mare decât rezistența frictională datorată greutateii solului deplasat. Unghiul de frecare internă a solului determină forma ambelor caracteristici de rupere, dar greutatea solului produce o creștere neglijabilă a rezistenței la forfecare. O asemenea simplificare este valabilă în cazul unor adâncimi de lucru mici, respectiv în soluri cu coeziune medie și mare.

Ecuația 3.16 se aduce la o formă mai simplă dând masei specifice  $\gamma$  valoarea zero (în acest fel se face abstracție de efectul greutateii solului) și astfel se poate scrie:

$$d\sigma = 2\sigma \operatorname{tg} \varphi d\theta \quad (3.33)$$

$$\frac{d\sigma}{\sigma} = 2 \operatorname{tg} \varphi d\theta \quad (3.34)$$

Dacă se integrează relația 2.15 rezultă:

$$\ln \sigma = 2 \theta \operatorname{tg} \varphi + C_1 \quad (3.35)$$

$$\text{respectiv : } \sigma = C_2 e^{2\theta \operatorname{tg} \varphi} \quad (3.36)$$

unde:  $C_1$  și  $C_2$  sunt constante de integrare, care se determină din condiții de margine.

La suprafața solului, funcția tensiune  $\sigma$  are aceeași valoare ca în cazul cuțitului vertical și unghiul  $\theta = 0$ , deci constanta  $C_2$  va putea fi determinată astfel:

$$\sigma = \frac{q + \sigma_c}{1 - \sin \varphi} = C_2 e^0 = C_2 \quad (3.37)$$

Astfel, funcția tensiune pe suprafața cuțitului este:

$$\sigma = \frac{q + \sigma_c}{1 - \sin \varphi} e^{2\left(\alpha - \frac{\pi}{2}\right) \operatorname{tg} \varphi} \quad (3.38)$$

Folosind relațiile ( 3.6) și ( 3.7) se poate determina tensiunea principală pe cuțit:

$$\sigma_1 = \sigma(1 + \sin \varphi) - \sigma_c = (q + \sigma_c) \frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi} e^{2\left(\alpha - \frac{\pi}{2}\right) \operatorname{tg} \varphi} \quad (3.39)$$

Se poate observa că această tensiune nu variază de-a lungul cuțitului, deci nu este nevoie să se facă o integrare pentru a calcula forța pe cuțit.

$$F = \sigma_1 \frac{ab}{\sin \alpha} = b \left\{ ca \frac{\operatorname{ctg} \varphi}{\sin \alpha} \left[ \frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi} e^{(2\alpha - \pi) \operatorname{tg} \varphi} - 1 \right] + qa \frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi} \frac{e^{(2\alpha - \pi) \operatorname{tg} \varphi}}{\sin \alpha} \right\} = b(caN_c + qaN_q) \quad (3.40)$$

Din relația 3.40 se pot calcula cele două componente ale forței de acționare a cuțitului :

-componenta orizontală (rezistența la tracțiune):

$$F_x = F \sin \alpha \quad (3.41)$$

-componenta verticală :



$$F_z = F \cos \alpha \quad (3.42)$$

**CUȚIT ÎNCLINAT, FOARTE RUGOS, ÎN SOL COEZIV**

În cazul unui cuțit foarte rugos, se consideră că rezistența la alunecare relativă la interfața sol-cuțit este egală cu rezistența la forfecare a solului. De aici rezultă două egalități:

$$c_a = c \text{ respectiv } \varphi = \delta \quad (3.43)$$

În aceste condiții, asupra cuțitului vor acționa și tensiuni tangențiale  $\tau_b$ , valoarea lor, ținând cont și de relația (3.43) fiind:

$$\tau_b = c + \sigma_b \operatorname{tg} \varphi \quad (3.44)$$

Din cauza celor de mai sus, una dintre cele două linii caracteristice de rupere, anume  $\xi$  este în planul cuțitului (a se vedea fig. 3.10).

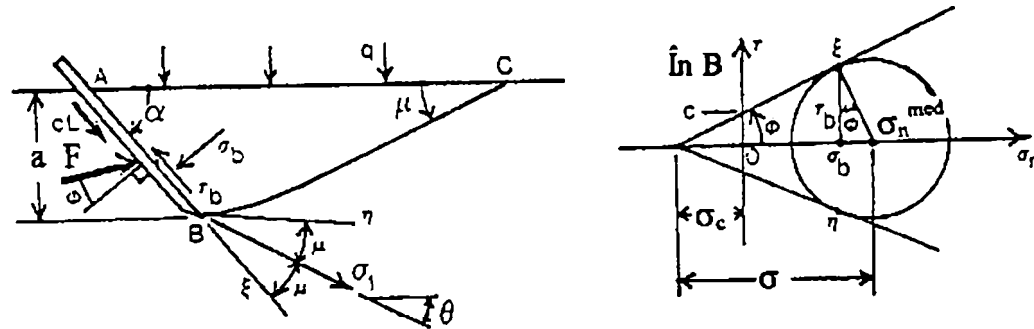


Fig. 3.10 Tăierea solului cu un cuțit înclinat rugos și cercul tensiunilor pentru punctul B

Astfel, unghiul  $\theta$  pe care îl face tensiunea principală majoră  $\sigma_1$  cu orizontala se poate determina în felul următor:

$$\theta = \alpha - \mu \quad (3.45)$$

Funcția tensiune are aceeași formă la suprafața solului ca în cazurile anterioare, iar dacă se acceptă premisa prin care se poate neglija greutatea solului, se poate utiliza și în acest caz relația (3.38) pentru funcția tensiune pe suprafața AB.

$$\sigma = \frac{q + \sigma_c}{1 - \sin \varphi} e^{2(\alpha - \mu) \operatorname{tg} \varphi} \quad (3.46)$$

Ținând cont de cercul lui Mohr din fig. 3.9, se poate scrie:

$$\sigma_b = \sigma \cos 2\varphi - \sigma_c \quad (3.47)$$

$$\tau_b = \sigma \sin \varphi \cos \varphi \quad (3.48)$$

Relațiile 3.47 și 3.48 pot fi integrate de-a lungul suprafeței cuțitului pentru a determina forțele perpendiculare la suprafața activă și paralele pe aceasta. Totuși, se utilizează adeseori o altă abordare, care are avantajul descompunerii forțelor în cele două componente: fricțională și coezivă. În aceste condiții, asupra cuțitului acționează două forțe:

- F care este înclinată față de normală cu unghiul de frecare  $\varphi$  ;
- $c \cdot L \cdot b$  care este forța datorată adeziunii solului la suprafața organului de lucru (luând în considerare relația 3.43).

În aceste condiții se poate scrie:

$$F = \frac{\sigma_b L b}{\cos \varphi} \left[ \frac{c a}{\sin \varphi \sin \alpha} \left( \frac{\cos^2 \varphi e^{2(\alpha-\mu) \operatorname{tg} \varphi}}{1 - \sin \varphi} - 1 \right) + \frac{q a \cos \varphi e^{2(\alpha-\mu) \operatorname{tg} \varphi}}{\sin \alpha (1 - \sin \varphi)} \right] b = (c a N_c + q a N_q) b \quad (3.49)$$

Ținându-se cont și de efectul aderenței, componentele orizontale respectiv verticale ale rezistenței totale vor fi deci:

$$F_x = [F \sin (\alpha + \varphi) + c a \operatorname{ctg} \alpha] b \quad (3.50)$$

$$F_z = [F \cos (\alpha + \varphi) - c a] b \quad (3.51)$$

#### **CONDIȚII DE MARGINE PENTRU ORGANE DE LUCRU REALE**

Materialele folosite la construirea organelor de lucru nu sunt nici perfect netede nici foarte rugoase. Deci, în realitate, unghiul de frecare exterior al solului este mai mic decât unghiul de frecare interior și este valabilă relația:  $0 < \delta < \varphi$

În fig. 3.11. este prezentată schema procesului care are loc în astfel de condiții respectiv cercul lui Mohr cu relația dintre tensiuni.

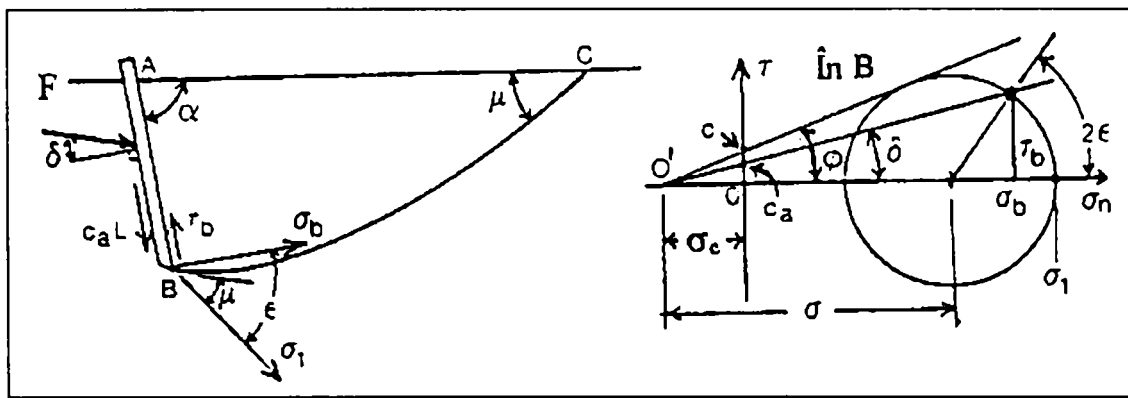


Fig. 3.11. Tăierea solului cu un cutit real și spațiul tensiunilor corespunzător punctului B (după McKyes [94] )

Se observă din figură că tensiunea principală majoră  $\sigma_1$  se află la unghiul  $\varepsilon$  în sens invers trigonometric față de  $\sigma_b$  care este perpendiculară pe cuțit în punctul B. Valoarea lui  $\varepsilon$  poate fi determinată numai dacă în planul tensiunilor, dreptele corespunzătoare rezistenței interne a solului ( $\tau = c + \sigma_n \operatorname{tg} \varphi$ ) respectiv rezistenței la interfața organ de lucru - sol ( $\tau = c_a + \sigma_n \operatorname{tg} \delta$ ) intersectează axa tensiunilor normale în același punct O, adică:

$$\sigma_c = c \operatorname{ctg} \varphi = c_a \operatorname{ctg} \delta \quad (3.52)$$

În aceste condiții, se poate determina valoarea lui  $\varepsilon$ , care este:

$$\varepsilon = \frac{1}{2} \left[ \delta + \arcsin \left( \frac{\sin \delta}{\sin \varphi} \right) \right] \quad (3.53)$$

Unghiul  $\theta$  pe care îl face  $\sigma_1$  cu orizontala este:

$$\theta = \alpha + \varepsilon - \pi / 2 \quad (3.54)$$

În aceste condiții, folosind aceeași simplificare ca mai sus, adică considerând efectul greutateii solului ca neglijabil, se pot determina cele două forțe care acționează asupra organului de lucru, dintre care una este F:

$$F = b \left[ c_a \frac{\operatorname{ctg} \varphi}{\cos \delta \sin \alpha} \left( \frac{1 + \sin \varphi \cos 2\varepsilon}{1 - \sin \varphi} e^{2.9 \operatorname{tg} \varphi} - 1 \right) + \frac{q a (1 + \sin \varphi \cos 2\varepsilon)}{\sin \alpha \cos \delta (1 - \sin \varphi)} e^{2.9 \operatorname{tg} \varphi} \right] = b (c_a N_c + q a N_q) \quad (3.55)$$

iar cealaltă este  $c_a L$ , forța datorată adeziunii, care acționează de-a lungul suprafeței cutitului.

Dacă în continuare se consideră tipuri de sol în care coeziunea este principala cauză a rezistenței la tăiere, deci efectul greutateii se neglijează, în fig. 3.12 se prezintă schematic forma suprafeței de rupere, care este linia caracteristică  $\eta$  cea mai de jos în cazul ruperii solului bazat pe teoria rezistenței pasive a lui Terzaghi.

Se poate observa că liniile caracteristice  $\xi$ , sunt toate drepte, deci de-a lungul lor,  $d\theta = 0$ . Între liniile  $\xi$  și tangenta liniei  $\eta$  unghiul este constant și are valoarea  $2\mu$ .

În triunghiul având laturile  $-dr$  respectiv  $r d\theta$ , se poate scrie:

$$dr = r d\theta \operatorname{ctg} 2\mu = r d\theta \operatorname{tg} \varphi \Rightarrow -\frac{dr}{r} = d\theta \operatorname{tg} \varphi \quad (3.56)$$

Integrând relația de mai sus, rezultă:

$$\ln r = C_1 - \theta \operatorname{tg} \varphi \quad \text{sau} \quad r = C_2 e^{-\theta \operatorname{tg} \varphi} \quad (3.57)$$

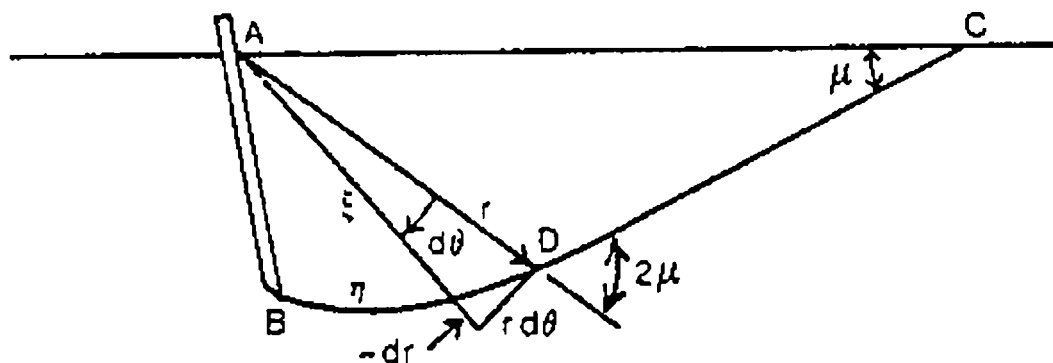


Fig. 3.12 Forma liniilor caracteristice de rupere în cazul unui sol coeziv

Relația (3.57) corespunde ecuației unei spirale logaritmice, care a fost descrisă de Terzaghi în 1943 în calculul forțelor și momentelor ce apar în cazul pereților de rezistență îngropați în sol pentru situația presiunii pasive a solului.

#### **MODELE PENTRU SOLURI NECOEZIVE**

Dacă solul are coeziune redusă sau adâncimea de lucru este mare, este nevoie ca în model să se ia în considerare și greutatea solului. În acest caz, ecuațiile (3.16) nu mai pot fi integrate exact de-a lungul liniilor caracteristice  $\xi$  și  $\eta$ . McKyes îi citează pe Sokolovski respectiv pe Harr care au pus la punct metode de integrare numerică. Acestea pot fi aplicate folosind programe pentru calculatoare digitale.

Hettiaratchi respectiv Hettiaratchi și Reece (citați de McKyes 1985 [94], Koolen și Kuipers 1989 [89], Sarker și alții 1985 [127]) au construit nomograme bazate pe integrarea numerică a ecuațiilor caracteristice, pentru unghiul  $\varphi$  luând valori de la

0° la 45°, respectiv unghiul de așezare  $\alpha$  având valori de la 0° la 90°. Pentru fiecare factor în parte există o nomogramă pentru cuțit perfect neted, deci  $\delta = 0$ , respectiv pentru cuțit foarte rugos, adică  $\delta = \varphi$ . Pentru cuțite reale, se face interpolare. Hettiaratchi și Reece inițial au propus o metodă de interpolare geometrică:

$$N = N_0 \left( \frac{N_\varphi}{N_0} \right)^{\frac{\delta}{\varphi}} \quad (3.58)$$

unde :

$N$  este oricare dintre cei trei factori  $N_c$ ,  $N_\gamma$  sau  $N_q$  pentru un cuțit real;

$N_0$  este valoarea pentru cuțitul perfect neted ( $\delta = 0$ )

$N_\varphi$  este valoarea pentru cuțitul foarte rugos ( $\delta = \varphi$ ).

McKyes (1985 [165]) arată că interpolarea geometrică este mai puțin precisă în comparație cu interpolarea liniară, cel puțin în cazul în care se pot face calcule exacte. Interpolarea liniară se face conform relației următoare:

$$N = N_0 + (N_\varphi - N_0) \frac{\delta}{\varphi} \quad (3.59)$$

Notățiile sunt aceleași ca în relația (3.58)

#### ***MODEL SIMPLIFICAT PENTRU CAZUL SOLULUI LA CARE SE ȚINE CONT DE EFECTUL GREUTĂȚII***

Un model bazat pe analiza tensiunilor și care face uz de forma ecuației lui Reece este prezentat de Gonczi și Iancului (1995 [69]). Prin acest model se încearcă găsirea forței de rezistență a solului ținând cont de greutatea blocului de sol, și de o supraîncărcare uniform distribuită  $q$ , care de obicei se datorează solului adunat în fața organului de lucru. În fig. 3.12 se prezintă schema modelului respectiv.

În modelul propus zona ACD se consideră a fi o zonă Rankine, unde tensiunile corespund teoriei presiunii pasive a solului, unde deci planul tensiunii principale majore  $\sigma_1$  este orizontal (adică  $\theta = 0^\circ$ ) în tot volumul, iar tensiunea principală minoră se calculează cu formula  $\sigma_3 = \sigma_{zz} = \gamma g z + q$  (unde  $z$  este adâncimea la care se află punctul în care se recalculează tensiunea). Regiunea ABC se presupune a fi o zonă în care valoarea unghiului  $\theta$  variază din cauza tensiunii tangențiale ce apare pe interfața placă-sol datorită frecării.

Astfel curba directoare a suprafeței de rupere (arcul BC) se consideră a fi o spirală logaritmică. În acest caz se poate scrie relația cu care se poate calcula tensiunea normală:

$$\sigma = \frac{\gamma g r_1 \sin \mu + q + C \operatorname{ctg} \varphi}{1 - \sin \varphi} e^{2(\alpha - \mu) \gamma g \varphi} \quad (3.60)$$

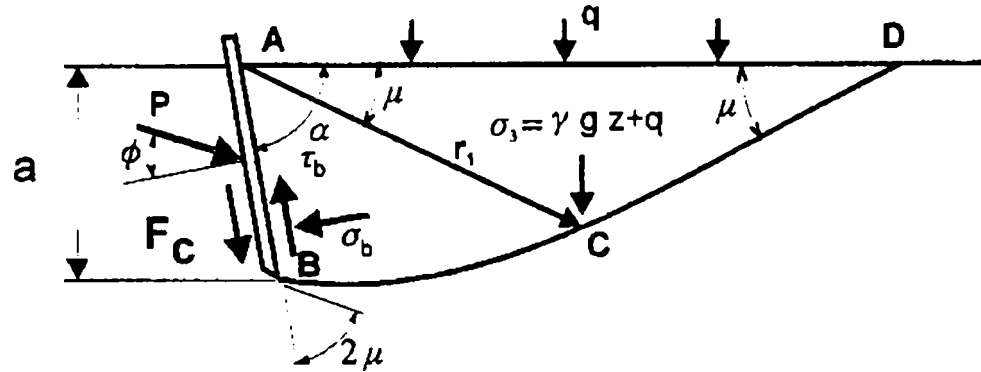


Fig. 3.13.-Schema utilizată în analiza locală (analiza tensiunilor) a procesului de tăiere a solului cu un organ de lucru elementar lat. (după McKyes 1985 [94])

unde :

$$r_1 = AC = \frac{a}{\sin \alpha} e^{(\alpha - \mu) \gamma g \varphi} \quad (3.61)$$

În punctul B tensiunile sunt :

$$\sigma_B = \sigma \cos^2 \varphi - C \operatorname{ctg} \varphi \quad (3.62)$$

$$\tau_B = \sigma_B \operatorname{tg} \varphi + C \quad (3.63)$$

Integrând cu o metodă simplificată de-a lungul cuțitului (AB) și adunând vectorial tensiunile, rezultă forța totală cu care acționează placa asupra solului, având forma relației 3.20, iar coeficienții Reece se pot calcula după cum urmează:

$$N_y = \frac{\sin \mu \cos \varphi e^{3(\alpha - \mu) \gamma g \varphi}}{2(1 - \sin \varphi) \sin^2 \alpha} \quad (3.64)$$

$$N_c = \frac{1}{\sin \alpha \sin \varphi} \left[ \left( \frac{\cos^2 \varphi e^{2(\alpha - \mu) \gamma g \varphi}}{1 - \sin \varphi} \right) - 1 \right] \quad (3.65)$$

$$N_q = \frac{\cos \varphi e^{2(\alpha - \mu) \gamma g \varphi}}{(1 - \sin \varphi) \sin \alpha} \quad (3.66)$$

Cu ajutorul relațiilor 3.64, 3.65 și 3.66 s-au calculat valorile factorilor Reece și s-au comparat cu valorile calculate cu metoda pusă la punct de Hettiaratchi (1969 citat de



[94]) care la ora actuală este considerată cea mai exactă. Din comparația rezultatelor reiese că pentru  $N_c$  și  $N_q$  valorile sunt sensibil egale. În cazul lui  $N_\gamma$  se observă o subestimare prin metoda prezentată mai sus datorită faptului că modelul nu ia în considerare greutatea masei de sol din zona ABC, ceea ce înseamnă că subvaluează tensiunile din zona BC a suprafeței de forfecare.

### **3.3 TENDINȚE ÎN STUDIUL INFLUENȚEI PROPRIETĂȚILOR FIZICO-MECANICE ALE SOLULUI ASUPRA ORGANELOR DE LUCRU**

#### **3.3.1.CERCETĂRI CU PRIVIRE LA FENOMENUL COMPLEX DE FRECARĂ ÎNTRE ORGANUL DE LUCRU ȘI SOL**

Procesul complex de uzare – frecare a preocupat omenirea încă de la începuturile ei, iar concepțiile despre acest fenomen au evoluat în decursul timpului.[79]

Din cercetările experimentale făcute până acum atât în țara noastră cât și în diferite țări, s-a putut desprinde concluzia că forța de frecare depinde de o serie de factori: forța normală, felul contactului, viteza de alunecare, calitatea și rugozitatea suprafeței, natura materialelor în contact, caracterul rigid sau elastic al suprafețelor, existența unor pelicule pe suprafața de contact, etc.

Referitor la tipul de uzură și la explicarea procesului care l-a produs, nu există un acord unanim. Acceptarea unora sau altora din ipotezele privitoare la evoluția fenomenului complex de frecare – uzare, a influențat și clasificarea variatelor tipuri de uzură observate în practică. Unii specialiști în domeniu, admit șase forme de uzură, alții cinci iar alții patru.

În general sunt acceptate următoarele patru tipuri fundamentale de uzură care pot apărea în frecarea uscată și în prezența lubrefianților: uzura de aderență, de abraziune, de oboseală și de coroziune. În mod practic aceste tipuri sunt întâlnite separat doar în condiții speciale.

Uzura este cunoscută ca efect al procesului de frecare - uzare datorită degradării sub diferite forme a stării inițiale a suprafețelor ce vin în contact.

Datorită proprietăților fizico - mecanice foarte variate a solului, natura frecării-uzării între organul de lucru și acesta este dificil de stabilit. Dacă se iau în considerare dinamica procesului de tăiere, variația în timp a parametrilor ce influențează procesul de frecare - uzare, se observă complexitatea acestui proces.

Solul este considerat corp elasto - plastic a cărui rezistență la penetrare variază foarte mult cu adâncimea de lucru a organului mașinii agricole. În timpul procesului de lucru, în mod real nu se poate controla umiditatea care variază pe adâncime și pe parcela în care se lucrează, dar nici cantitatea de particule abrazive din sol.

Pe suprafața uzată a organului de lucru se observă o serie de rizuri de adâncimi diferite, majoritatea după direcția de deplasare a organului de lucru, iar altele cu o orientare dezordonată. Lungimea și lățimea acestor rizuri este de asemenea variabilă, ceea ce demonstrează caracterul unei uzuri abrazive, datorată particulelor dure din sol.

Asupra naturii procesului de uzură abrazivă au fost emise o serie de ipoteze care unele se competează reciproc iar altele sunt diferite. Astfel Kraghelski V. I., consideră

uzura abrazivă ca o consecință a oboselii stratului superficial al metalului, datorită deformărilor plastice repetate, iar desprinderea metalului datorită atât a acțiunii de aşchiere a corpurilor dure cât și a fenomenului de exfoliere.

Costețkii T.I., este de părere că factorul principal care domină și caracterizează uzura abrazivă este deformarea plastică și pătrunderea particulelor abrazive în metal care apoi produc zgârierea și microaşchiera acestuia.

Hruscirov M.M., emite ipoteza că uzura abrazivă este efectul microaşchierii metalului datorită particulelor abrazive ce se găsesc între corpurile aflate în frecarea de alunecare.

Experiențele efectuate în cadrul I. C. M. A. București în condiții de laborator și de exploatare, au pus în evidență atât fenomenul de deformare plastică cât și cel de microaşchiere [142] în cazul organelor de lucru de la mașinile agricole de lucrat solul.

În vederea stabilirii unei legi care să reflecte cât mai exact procesul de uzură abrazivă, s-au făcut numeroase experiențe din care au rezultat:

- intensitatea uzării este în funcție de presiunea dinamică dintre materialul abraziv și piesa supusă uzării și anume crește odată cu aceasta;
- dimensiunile particulelor abrazive influențează în mod direct intensitatea uzării;
- viteza relativă dintre corpurile aflate în frecare nu influențează în mod hotărâtor intensitatea uzării;
- rezistența la uzare a materialului din care sunt construite organele de lucru, influențează intensitatea uzării.

Tot experimental s-a constatat că rezistența la uzare crește cu creșterea durtății materialului, când în compoziția acestuia nu au fost făcute modificări de aliere ci numai modificări structurale prin aplicarea diferitelor tratamente termice. La durtăți egale rezistența la uzare depinde foarte mult de compoziția materialului, caz în care intensitatea uzării s-a modificat de până la două ori.

Se desprinde concluzia că uzarea metalelor este influențată de mai mulți factori. Aprecierea rezistenței la uzare este o problemă complexă și dificilă iar indicarea compoziției chimice și a durtății sunt doar puncte de reper pentru o analiză a fenomenului respectiv.

Pentru exprimarea într-o formă mai concentrată a elementului care caracterizează intensitatea uzurii abrazive se poate folosi următoarea relație:

$$\frac{du}{ds} = CP \quad ( 3.67 )$$

în care:

$du/ds$  - reprezintă intensitatea uzurii;

$du$  - reprezintă uzura elementară a materialului;

$ds$  - spațiul elementar parcurs de piesele supuse uzării;

$P$  - presiunea specifică dintre materialele în frecare,  $daN/cm^2$ ;

$C$  - coeficient complex care ține seama de proprietățile fizico-mecanice ale materialelor în frecare, precum și de condițiile de frecare ( abrazivitate, umiditate, rezistență la uzură, etc. ).

În limitele unei viteze de frecare în care nu se produce încălzirea corpurilor în frecare, viteza uzării abrazive este dată de relația:

$$\frac{du}{dt} = CPv \quad (3.68)$$

în care:

dt-este timpul elementar de frecare;

v-viteza de alunecare.

În cazul metalelor pure din punct de vedere tehnic și a oțelurilor revenite, intensitatea uzării este:

$$\frac{du}{ds} = \frac{CP}{HB}, \quad (3.69)$$

iar viteza de uzare,

$$\frac{du}{dt} = \frac{CPv}{HB} \quad (3.70)$$

în care : HB este duritatea materialului.

Pentru materiale folosite în construcția de brăzdare care sunt supuse tratamentelor termice fără a conține elemente de aliere speciale, rezistența la uzură, intensitatea uzurii se exprimă cu ajutorul relației:

$$\frac{du}{ds} = \frac{CP}{HB_0 - \beta(HB_0 - HB)} \quad (3.71)$$

în care:

HB<sub>0</sub>- reprezintă duritatea oțelului netratat termic daN cm<sup>-2</sup>;

HB- duritatea oțelului după tratament;

β – coeficient care ține seama de conținutul de carbon al oțelului și are valori cuprinse între 0 și 1.

Pentru a explica volumul de material uzat și a intensității uzării, Rabinovicz A. S. [125] a considerat o asperitate rigidă conică care alunecă și produce un riz pe o suprafață plană (fig. 3.14)

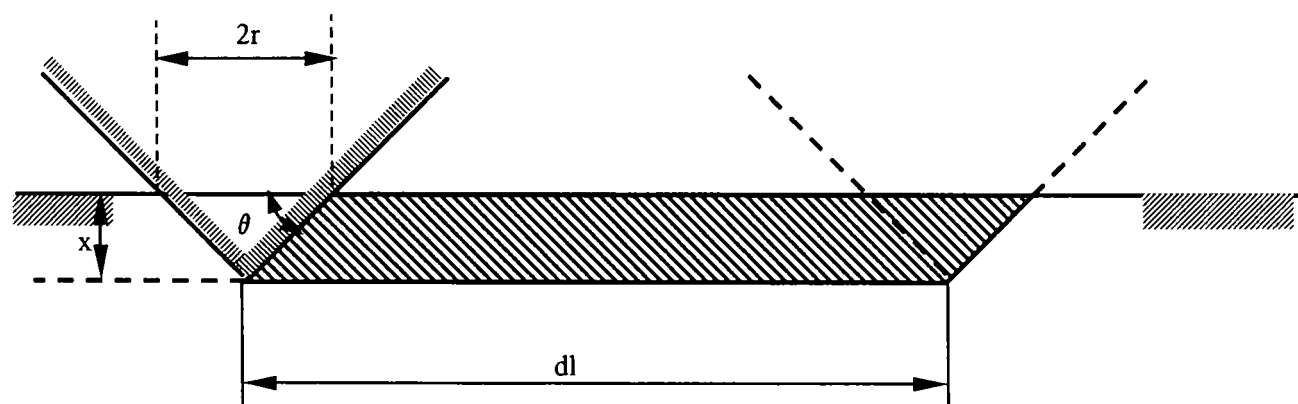


Fig. 3.14 Schema unui model de abraziune cu penetrator conic

Astfel în cazul pătrunderii sub acțiunea sarcinii  $N$ , forța elementară este:

$$\Delta N = p_c \Delta A_a = p_c r^2 \pi \quad (3.72)$$

unde:

$p_c$  - este presiunea de curgere a materialului;

$A_a$  - suprafața aparentă de contact;

iar în cazul unei deplasări pe distanța  $d l_f$ , volumul de material dislocat este:

$$dV = r^2 \operatorname{tg} \theta dl_f \quad (3.73)$$

Rabinovicz a prezentat sub o formă simplificată uzura de abraziune:

$$V = K \frac{N l_f}{p_c} \quad (3.74)$$

unde :  $K$  este coeficientul de uzare

Hruscirov M.N., și Babicev M.A. ajung la o relație ce permite calculul intensității uzării [79] :

$$I_u = \frac{V}{V_a} = K_a \frac{p l_f}{p_c} \quad (3.75)$$

și care poate fi exprimată în funcție de duritate HB (prin înlocuirea lui  $p_c$  )

$K_a$  este funcție de ascuțimea abrazivului pentru metale și are valoarea de  $2,8 - 4 \cdot 10^{-2}$ ; pentru particule abrazive rotunjite  $K_a = 0,001$ .

Pentru particule abrazive mici, Nathan și Jones au stabilit următoarea relație empirică:

$$V = K' N l_f (v + b) d \quad (3.76)$$

iar pentru particule abrazive mari:

$$V = K' N l_f (v + b) (d + a) \quad (3.77)$$

unde :  $v$  - viteza de alunecarea;

$d$  - diametrul mediu al particulelor abrazive;

$K'$ ,  $a$  și  $b$  - constante caracteristice materialului studiat.

Pentru cazul în care raportul  $\frac{H_a}{H} < 30$ , aceeași autori au stabilit relația:

$$V = K_f N l_f \log \left( \frac{H_a}{H} \right) \quad (3.78)$$

în care :  $K_f = \frac{K}{p_c}$

$H_a$  - duritatea abrazivului;

$H$  - duritatea metalului.

Hruscirov M.N., și Babicev M.A. a determinat pe cale experimentală relația rezistenței la uzura abrazivă a oțelului funcție de conținutul de cementită.

$$R_u = 1 + 0,027\beta \quad (3.79)$$

unde:  $R_u = \frac{h(OLC)}{h_0^{(S)}}$  - rezistența la uzură a oțelului carbon, comparat cu un oțel standard

(S);

$\beta$  - procentul de cementită

Dependența dintre duritate, rezistența la uzare și conținutul de cementită este arătată în figura 3.15.

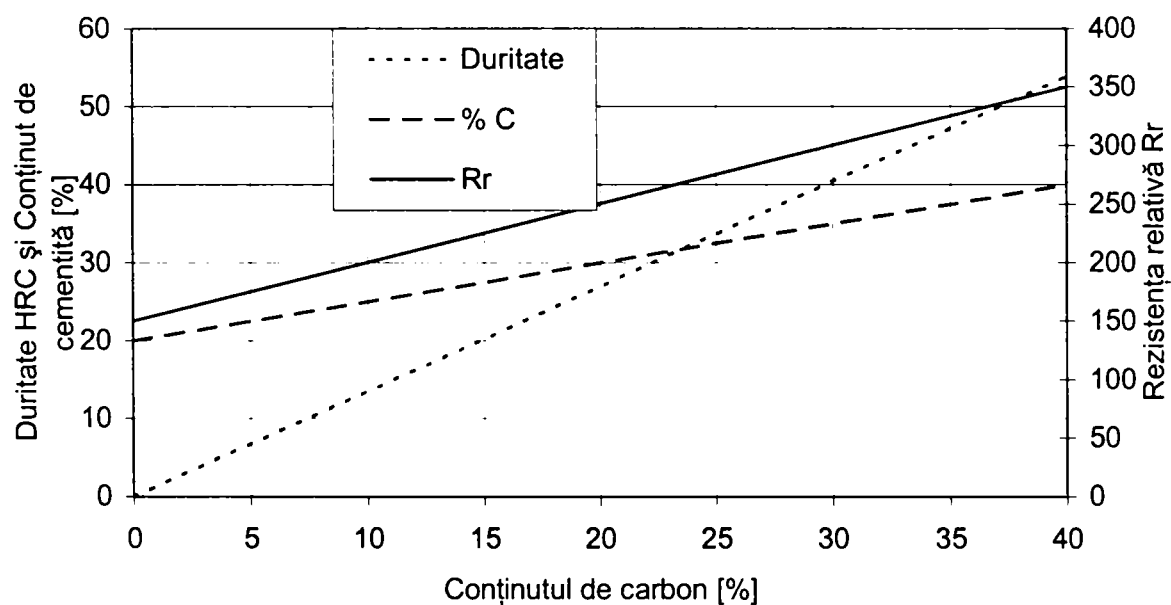


Fig. 3.15 Rezistența relativă a oțelului carbon: 1- duritatea; 2- rezistența la uzare; 3- conținutul de cementită

Pentru metale tehnic pure și oțeluri recoapte a fost stabilită relația:

$$R_u = C H \quad (3.80)$$

unde: C - coeficient pentru metale cu rețea cristalină cubică sau hexagonală;

H - duritatea metalului.

Dacă metalul a fost călit în ulei sau aer și revenit la diferite temperaturi atunci:

$$R_u = R_{u0} + C_1 (H - H_0) \quad (3.81)$$

unde:  $C_1$  - coeficient al oțelului încercat;

$R_{u0}$  - rezistența relativă la uzură a oțelului recopt;

$H_0$  - duritatea oțelului recopt

Organele de lucru ale mașinilor agricole de lucrat solul prin specificul lor sunt supuse unei uzări abrazive intense. Uzura cea mai puternică se produce pe muchia tăietoare și în apropiere de aceasta. De asemenea, uzura se manifestă și pe fața organului de lucru cu care vine în contact cu solul.

Un efect distructiv pronunțat îl au particulele abrazive cu muchii ascuțite. Partea ascuțită pătrunde în piesă și produce prin deplasare o așchie, de o anumită mărime în funcție de adâncimea de pătrundere  $h$  ( fig. 3.16 ), de unghiul vârfului ascuțit și de lungimea de așchiere. Dacă se consideră acest vârf ascuțit sub forma unui con cu raza bazei  $r$ , generatoarea  $l$ , înălțimea  $h$  și unghiul la vârf  $2\alpha$  atunci:

$$r = h \operatorname{tg} \alpha \quad (3.82)$$

iar aria conului:

$$S = \pi r l = \pi h \operatorname{tg} \alpha \frac{h}{\cos \alpha} = \pi h^2 \frac{\operatorname{tg} \alpha}{\cos \alpha} \quad (3.84)$$

Partea conului abraziv care acționează asupra metalului este apreciată la jumătate din aria acestuia. Dacă se notează cu  $\epsilon$ , rezistența aproximativă la așchiere a metalului, atunci forța necesară producerii unei așchieri este:

$$F = \frac{1}{2} \pi h^2 \epsilon \frac{\operatorname{tg} \alpha}{\cos \alpha} \quad (3.85)$$

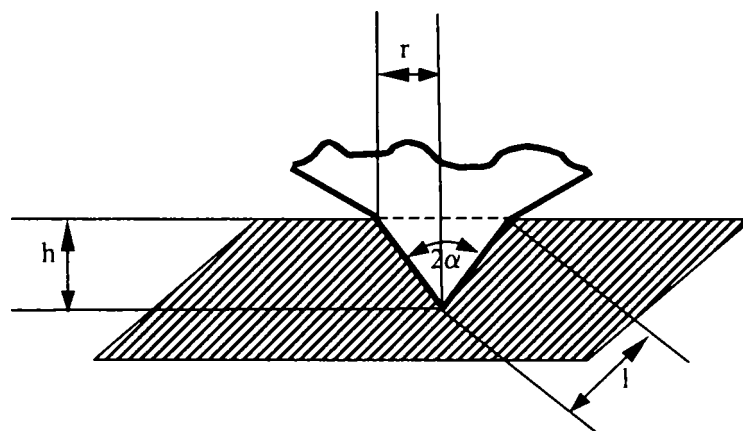


Fig. 3.16 Dimensiunea particulei abrazive

Diferiți autori printre care și P. N. Lvov, au arătat că particulele abrazive cu capacitatea cea mai mare de distrugere sunt cele care au unghiul  $\alpha = \pi/4$  rad, și că în general se poate admite că  $\epsilon = 5 \epsilon_s$ , unde  $\epsilon_s$  este rezistența la sfărâmare a particulelor abrazive cu o preponderență ridicată.

Tăișul organului activ, se prezintă sub forma unei pene. Pe măsură ce se uzează tăișul, condițiile de tăiere se înrăutățesc, iar consumul de energie crește. Astfel, în soluri mijlocii, la o grosime a tăișului de 3 - 4 mm, consumul de combustibil crește cu peste 20 %, iar în soluri grele, la o grosime a tăișului de 2,5



mm, consumul de combustibil crește, de asemenea, cu peste 20%. Grosimea muchiei tăietoare constituie caracteristica de bază care determină capacitatea de tăiere a organului de lucru.

Așezând organul activ astfel ca abscisa să fie în lungul părții dorsale a unei lame tăietoare, se obține schema de calcul din figura 3.17.

Reacțiunea solului sau a materialului agricol prelucrat  $R$  este determinată de grosimea lamei  $h$ . Când  $h = 0$ , și  $R = 0$ . Când crește  $h$ , reacțiunea solului crește la început repede, apoi mai încet. Grafic, această corelație se poate prezenta prin curba din figura 3.18.

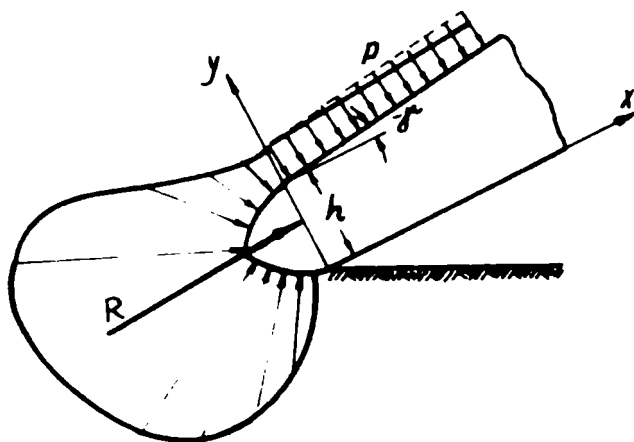


Fig. 3.17 Epura de repartiție a reacțiunii

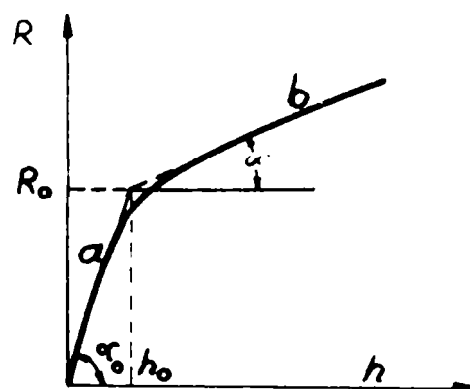


Fig. 3.18 Curba de variație a reacțiunii solului în funcție de grosimea lamei tăietoare

Curba rezultată poate fi înlocuită cu două segmente de dreaptă a și b, exprimate printr-o relație comună:

$$R = R_0 + r h \quad (3.86)$$

unde :

$r$  este reacțiunea medie a solului pe grosimea muchiei tăietoare a lamei.

Importanță practică prezintă segmentul b al curbei, deoarece lama ascuțită se tocește repede la o anumită grosime, care poate fi luată ca valoare inițială a grosimii tăișului.

În funcție de epura reacțiunilor pe muchia tăietoare, uzura acesteia se manifestă diferențiat, pe zone, corespunzător cu valoarea reacțiunilor. Ca urmare și profilul stabilizat al tăișului va prezenta forme diferite. Astfel la o repartizare uniformă a reacțiunilor pe muchia de tăiere, aceasta va căpăta în secțiune o formă rotunjită cu o rază oarecare. Dacă epura reacțiunilor este plasată asimetric față de bisectoarea unghiului de ascuțire, atunci uzura este mai pronunțată în partea reacțiunilor mai mari și în consecință profilul rezultat în urma uzării deformat corespunzător. Această abatere de la forma inițială se stabilizează după un anumit timp, pentru ca apoi profilul organului de lucru să se mențină pe toată durata de exploatare. În acest caz toate punctele profilului se deplasează cu o anumită mărime  $dx$  (fig. 3.19) în direcția de uzare pe lățimea lamei, paralel cu partea unde nu se uzează. În cazul uzurilor mici, deplasarea profilului  $dx$  și uzura determinată pe normala la profil  $du$  în fiecare punct al profilului, pot fi date de relația:

$$du = dx \sin \gamma \quad (3.87)$$

unde :

$\gamma$ - este unghiul format de tangenta la profil și direcția de înaintare a organului activ.

Împărțind ambii termeni ai relației ( 3.87 ) cu  $ds$  și ținând seama de relația generală a uzurii, rezultă expresia :

$$CP = \frac{dx}{ds} \sin \gamma \quad (3.88)$$

unde :

$\frac{dx}{ds} = i_u$  este intensitatea uzurii pe lățime, care este considerată pe toate zonele profilului.

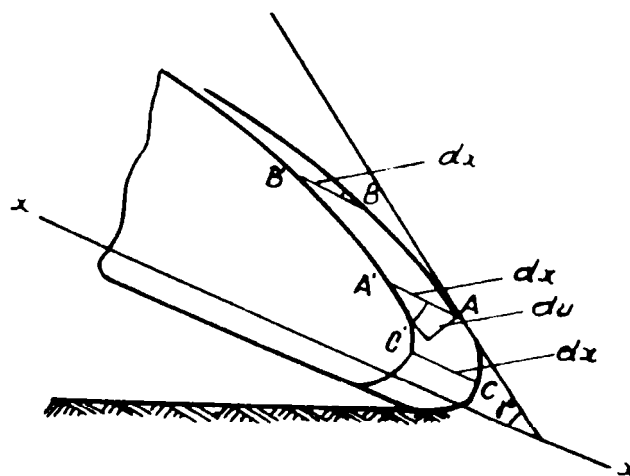


Fig.3.19 Schema uzurii unui brăzdar cu profil stabilizat

Relația ( 3.88 ) se poate scrie și sub forma :

$$i_u = \frac{pc}{\sin \gamma} \quad ( 3.89 )$$

unde :

c - este coeficientul general al uzurii, care ține seamă de condițiile de lucru ;

p - presiunea specifică a solului sau a materialului agricol ce acționează pe tăiș.

Cu ajutorul acestei relații se poate calcula intensitatea uzurii tăișului unui organ executat dintr-un material omogen, în funcție de presiunea solului sau a materialului agricol cu care vine în contact.

Pentru a diminua intensitatea uzurii tăișului unui organ activ, când presiunea și condițiile de lucru se mențin constante, s-a trecut la realizarea tăișurilor din două straturi cu proprietăți diferite, la care raporturile intensităților uzurii să fie diferite, astfel încât să se realizeze și autoascuțirea tăișului.

Pentru condițiile când lama tăietoare a organului activ este formată din două straturi ( fig. 3.20 ), intensitățile uzurii sunt:

$$i_{u1} = \frac{c_1 p_1}{\sin \gamma_1} \text{ pentru stratul inferior} \quad ( 3.90 )$$

$$i_{u2} = \frac{c_2 p_2}{\sin \gamma_2} \text{ pentru stratul superior} \quad ( 3.91 )$$

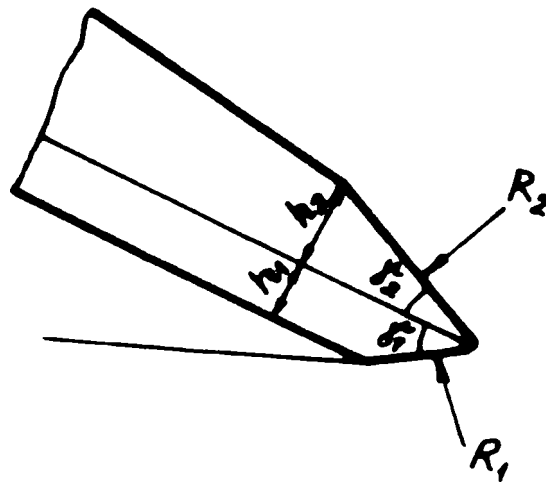


Fig.3.20 Schema de calcul a brăzdarelor alcătuite din două straturi cu proprietăți diferite

Înlocuind presiunea specifică de contact cu reacțiunile solului pe fațetele frontale ale tăișului, rezultă următoarele :

$$p_1 = \frac{R_1}{h_1} \sin \gamma_1 \quad \text{și} \quad (3.92)$$

$$p_2 = \frac{R_2}{h_2} \sin \gamma_2 \quad (3.93)$$

unde :

$R_1$  - este reacțiunea solului pe teșitura dorsală a tăișului;

$R_2$  - reacțiunea solului pe teșitura superioară a tăișului;

$h_1$  și  $h_2$  - grosimea stratului de bază și, respectiv, a stratului de aport.

Coeficientul de uzură  $c$  fiind invers proporțional cu rezistența la uzură a materialelor ce se uzează,  $c = \frac{1}{\varepsilon}$  și ținând seamă de relațiile (3.92 și 3.93),

formulele ( 3.90 și 3.91 ) se pot scrie :

$$i_{u1} = \frac{R_1}{h_1 \varepsilon_1} \quad (3.94)$$

$$i_{u2} = \frac{R_2}{h_2 \varepsilon_2} \quad (3.95)$$

unde :

$\varepsilon_1$  și  $\varepsilon_2$  sunt rezistențele la uzură ale materialului de aport și, respectiv, ale materialului de bază.

Cu ajutorul acestor formule se poate studia influența parametrilor constructivi ai organului activ privind autoascuțirea și durata de exploatare.

Din analiza intensității uzurii a stratului inferior  $i_{u1}$  rezultă că aceasta caracterizează și intensitatea de uzură a tăișului. Grosimea stratului de aport  $h_1$ , care, de asemenea, influențează intensitatea, se stabilește în funcție de caracteristicile de tăiere ce se impun organului activ, deoarece grosimea muchiei tăietoare este aproximativ egală cu grosimea stratului rezistent la uzură.

Intensitatea uzurii stratului de bază  $i_{u2}$  trebuie să aibă astfel de valori, încât să realizeze în permanență dezvelirea stratului de aport rezistent la uzură. Rezultă că, între intensitățile uzurii celor două straturi trebuie să existe un raport determinat.

Din împărțirea relațiilor 3.94 și 3.95, rezultă :

$$\frac{i_{u1}}{i_{u2}} = \frac{R_1}{R_2} = \frac{\varepsilon_2 h_2}{\varepsilon_1 h_1} \quad (3.96)$$

Notând  $W = \frac{\varepsilon_2 h_2}{\varepsilon_1 h_1}$ , parametrul ce caracterizează valoarea relativă a rezistenței la uzură a materialelor și a grosimilor straturilor, rezultă că raportul dintre

intensitățile uzurii ale celor două straturi este egal cu raportul dintre reacțiunile solului sau materialelor agricole care acționează perpendicular pe cele două teșituri frontale ale lamei tăietoare, înmulțit cu parametrul W. La începutul lucrului unui brăzdar cu tăișul cu două straturi, intensitățile uzurii celor două straturi pot să nu fie egale. Când stratul de bază se uzează prea repede, se produce o dezgolire anormală a materialului rezistent la uzură, fapt care duce la ruperea acestuia în exploatare.

Când stratul de bază are o intensitate de uzură mai mică și nu dezgolește stratul rezistent la uzură, se îngroașă muchia tăietoare. Deci, pentru

a se asigura condiția de menținere a profilului inițial, este necesar ca  $K = \frac{i_{u1}}{i_{u2}}$ .

### **INFLUENȚA UNOR CARACTERISTICI FIZICO - MECANICE ALE SOLULUI ASUPRA INTENSITĂȚII UZURII**

Pentru a se putea cunoaște influența condițiilor de lucru asupra intensității uzurii organelor active de la mașinile agricole au fost efectuate o serie de cercetări. Astfel, s-a studiat influența abrazivității solului, presiunii dintre corpurile în frecare, viteza de frecare, caracteristicile materialelor care se uzează, etc.

Rezultatele cercetărilor privind influența mărimii particulelor abrazive și a presiunii medii de contact asupra vitezei de uzare a pieselor din OLC 55 la o viteză de alunecare de 1,5 m/s sunt date în tabelul 3.1

*Tabelul 3.1*

Dimensiunile particulelor abrazive, mm	Viteza de uzare mg/ min		
	Presiunea medie pe suprafața de contact, daN/cm <sup>2</sup>		
	0,15	0,30	0,50
0,1-0,25	8	14	22
0,25-0,5	18	33	61
1,00-2,0	35	169	210
1,0-2,0	70	410	730
2,0-3,0	145	610	904

Din datele prezentate în tabelul 3.1 rezultă că viteza de uzare crește odată cu creșterea presiunii de contact dintre sol și organul de lucru. Se constată de asemenea că pe măsură ce cresc dimensiunile particulelor abrazive și creșterea vitezei de uzare a pieselor în funcție de presiune este mai mare.

Viteza de uzare crește odată cu creșterea dimensiunilor particulelor abrazive, iar această creștere este cu atât mai mare cu cât presiunea de contact este mai mare.

Un alt element care s-a apreciat că ar putea influența intensitatea uzurii a fost viteza de deplasare a organelor active în sol, valoare care este dată în tab. 3.2

Tabelul 3.2

Viteza de deplasare, m/s	Intensitatea uzurii, g/h
1,30	38,14
1,50	35,31
1,75	36,04
2,20	39,06
3,00	40,12

Aceste rezultate obținute în aceleași condiții de umiditate, abrazivitate, presiune medie și adâncime de lucru, permit a se trage concluzia că până la valori ale vitezei de 11-12 km/h, viteza de deplasare a plugului are a o influență determinantă asupra intensității uzurii brăzdarelor acestuia.

Pentru a se putea cunoaște cum influențează caracteristicile fizico-mecanice ale unor soluri din țară asupra intensității uzurii brăzdarelor de plug, s-au făcut cercetări în diferite zone ale țării.

În graficul din fig.3.21 este prezentată intensitatea medie a uzurii brăzdarelor de la pluguri în principalele tipuri de soluri de la noi din țară.

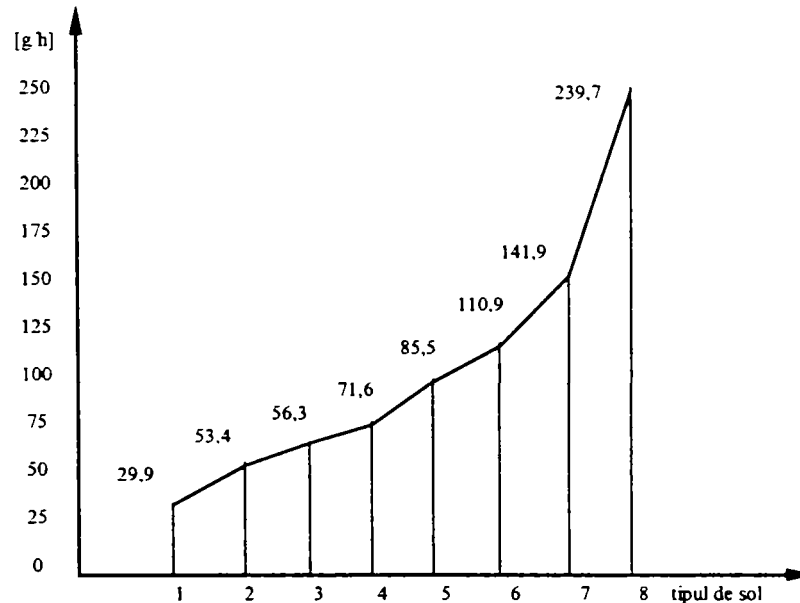


Fig. 3.21 Intensitatea medie a uzurii brăzdarelor de plug în funcție de tipul de sol. 1-ferozom castaniu; 2- brun-argilos; 3-podzol; 4-ferozom de pantă erodat; 5-lăcoviște; 6-brun roșcat de pădure; 7-luto-argilos; 8-nisipos

Se constată că intensitatea uzurii variază în limite foarte mari. Dacă pe solurile ferozomice intensitatea medie a uzurii este de 29,4 g/ha, aceasta ajunge la 239,7 g/ha în solurile nisipoase, deci cu aproape 10 ori mai mare.

În vederea reducerii intensității uzurii și respectării cerințelor agrotehnice impuse de procesul de lucru au fost efectuate studii, atât în ceea ce privește găsirea



unor materiale rezistente la uzură cât și a asigurării fenomenului de autoasculțire a organelor de tăiere în timpul lucrului.

Un rol important asupra mărimii rezistenței la uzură și în special asupra uzurii abrazive, predominantă în mecanica agricolă, o are compoziția chimică a materialelor folosite.

În tabelul 3.3 sunt date principalele materiale cu elemente de aliere folosite pentru mărirea rezistenței la uzură a organelor active de la mașinile agricole pentru lucrările solului și uzura relativă a acestora comparativ cu OLC 55

Rezistența la uzură crește cu duritatea materialelor când în compoziția acestuia nu au fost făcute modificări de aliere, ci numai modificări structurale prin aplicarea diferitelor tratamente termice. Datele din tabelul 3.3 arată că rezistența la uzură depinde foarte mult de compoziția materialelor folosite, deoarece la durități care variază în limite foarte restrânse ( 47-60 HRC ) raportul dintre intensitatea uzurii materialului luat drept bază și a celor analizate variază de la 3 la 9, deci de circa trei ori.

Din analiza influenței diferiților parametri asupra uzurii pieselor, rezultă că uzura metalelor este cauzată de mai mulți factori. Indicarea durității și chiar a compoziției chimice sunt doar puncte de reper pentru o analiză a fenomenului de uzură.

*Tabelul 3.3*

Nr. crt	Denumirea materialelor	Duritatea materialelor HRC	Valoarea relativă a raportului între intensitatea uzurii la OLC 55 și mat. experimental
1	OLC 55	20-22	1
2	Sormait	48-50	6
3	Relit	47-52	9
4	Pulberi dur-tec pe bază de Cr și Fe	58-62	5
5	Electrod C. Turzii	47-50	3
6	Electrod Buzău	49-50	7,5

Rezistența la uzură este o caracteristică complexă și depinde în principal de următoarele:

- în condiții de coroziune depinde de viteza de reacție;
- în condiții de desprindere de material ( microașchiere) depinde de forțele de coeziune ale structurii metalice;
- în condiții de reacție între materialele ce se găsesc în contact, inclusiv difuziune, depinde de energiile de suprafață, de gradientul de concentrație și de căldura absolută.

Pe baza rezultatelor experimentale, precum și a relațiilor matematice folosite în determinarea intensității uzurii organelor de lucru active, rezultă că intensitatea uzurii, în aceleași condiții de lucru, este proporțională cu:

- spațiul de frecare;
- presiunea de contact dintre suprafețele în frecare;
- mărimea particulelor abrazive și abrazivitatea solului;
- rezistența la uzură a elementelor de aliere folosite în durificarea organelor de lucru.

Intensitatea uzurii, în aceleași condiții de lucru, nu este însă influențată de viteza de frecare, când mărimea acesteia nu crează temperaturi care influențează modificări ale proprietăților fizico-mecanice ale materialelor folosite.

### 3.3.2 REDUCEREA FRECĂRII DINTRE SOL ȘI ORGANELE DE LUCRU AGRICOLE DE LUCRAT SOLUL

Forța de frecare dintre sol și organele de lucru ale mașinii agricole de lucrat solul este unul din principalii consumatori de energie în procesul de lucrări ale solului. Hendrick și Bailey (1982 [75] ) citează mai mulți cercetători care susțin că 30 până la 50% din energia consumată la lucrările solului este disipată prin frecare pe organele de lucru. În aceste condiții, reducerea acestor frecări poate mări eficiența energetică a lucrărilor solului.

Încercările de reducere a frecării au constituit o preocupare constantă a celor care construiau mașini pentru lucrat solul. Ca exemple istorice trebuie amintit primul plug cu cormana complet metalică, realizat în SUA la mijlocul secolului XIX de către un fierar al cărui nume a devenit între timp legendar în agricultură, John Deere, respectiv încercările lui Sack, din deceniul al optulea al secolului XIX, de a lubrifia cu apă suprafața de lucru a cormanei.

Una din preocupările majore legate de reducerea frecărilor este cea aferentă studierii diferitelor materiale ce pot fi utilizate ca suprafețe de contact dintre organele de lucru și sol. Butterfield și Andrawes (1972 citați de [28]) au cercetat coeficientul de frecare dintre un nisip pur și plăci realizate din diverse materiale. Rezultatele au fost 0,166 pentru sticlă, 0,210 pentru metil-metacrilat (Plexiglass) și 0,243 pentru oțel.

Koolen și Kuipers (1983 [89]) au analizat influența durității suprafeței asupra valorii coeficientului de frecare dintre sol și o suprafață metalică. Pentru cazul oțelului, ei au ajuns la o formulă prin care, în funcție de duritatea Brinell (HB) a suprafeței, se poate calcula coeficientul de frecare:

$$\mu = 0,37 - 0,00015 HB \quad (3.97)$$

Se poate observa că valoarea coeficientului de frecare este invers proporțional cu duritatea suprafeței.

Burcenko și Humarov (1971) au studiat efectul tipului de material și al rugozității suprafeței. O parte din rezultatele lor sunt sintetizate în fig. 3.22. Din diagramă se poate concluziona că acoperirea cu email reduce rezistența specifică la tracțiune. În același timp poate fi remarcat și efectul pozitiv al șlefuirii suprafeței, în sensul că suprafața cu rugozitatea mai mică are rezistența mai mică la tracțiune. În fine, este evidențiat faptul că suprafața de plastic are cea mai mică rezistență. Este demn de reținut că șlefuirea suprafeței de oțel, respectiv acoperirea ei cu email sau plastic, face ca intervalul de umiditate în care rezistența specifică la tracțiune este minimă, să se deplaseze către valori mai mari ale umidității.

Fox și Bockhop (1965 [75]) au studiat comparativ frecarea dintre sol și o suprafață de oțel, respectiv o placă de oțel acoperită cu teflon, determinând coeficientul de frecare  $\mu$  și adeziunea  $C\alpha$  în cazul a trei tipuri de sol. Concluzia lor a fost că acoperirea suprafeței de contact cu teflon poate fi deosebit de eficientă în cazul solurilor cu procent mare de argilă și la umidități ridicate. Folosind teflonul, rezistența la tracțiune a unui organ de lucru elementar s-a redus cu 6 la 38%. Pe de altă parte, autorii arată că viteza de uzură a teflonului este de 8-10 ori mai mare decât cea a oțelului.

Ca urmare a cercetărilor lui Cooper și McCreery (1961), Jori și Soos (1985) au studiat cormanele de plug realizate din plastic (denumirea comercială WORBLEX PE 7473) în comparație cu cormanele de oțel triplex de tip IH. Încercările au fost efectuate în două tipuri de sol, unul nisipos și unul lutos.

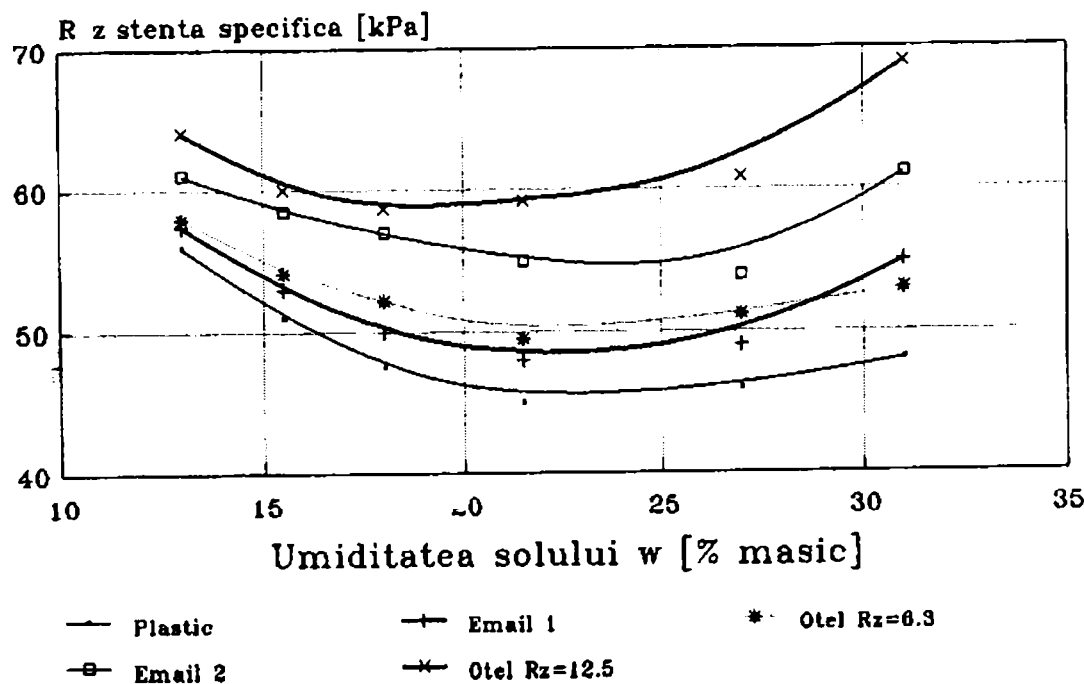


Fig.3.22 Influența materialului suprafeței de contact sol-organ de lucru a rezistenței specifice

Concluziile lor au fost că:

- în ceea ce privește calitatea lucrării realizate, nu există diferențe semnificative între cele două tipuri de suprafețe de contact;

- rezistența specifică la tracțiune a cormanei de oțel este cu 5,8-12,9% în cazul solurilor lutoase, respectiv cu 2,9-4,6% în cazul solurilor nisipoase, mai mare decât în cazul cormanei de plastic;

- în cazul solurilor lutoase (și probabil și mai mult în cazul celor argiloase), solul nu aderă la suprafața brăzdarului, astfel crescând limita superioară a umidității la care se mai poate ara;

- perioada medie de funcționare a cormanei de plastic este de cca. 100 ha, în timp ce pentru cormana de oțel este de minim 250 ha.

În fig.3.23 se prezintă variația rezistenței specifice a celor două tipuri de cormane în funcție de viteza de lucru, în cazul celor două tipuri de sol.

Schaefer, Gill și Reaves (1975 și 1977 [127]) au verificat posibilitatea organelor de lucru. Pentru început, autorii au studiat un organ de lucru elementar înclinat, lubrefiat cu un amestec de polimer acoperit cu teflon. În cazul suprafeței acoperite cu teflon, diminuarea coeficientului de frecare a fost de 47%, iar în cazul lubrefierii cu 1% - 3% polimer în apă de 51% respectiv cu 5% polimer în un amestec având 3% polimer, rezistența la tracțiune a scăzut în medie cu 16 % .

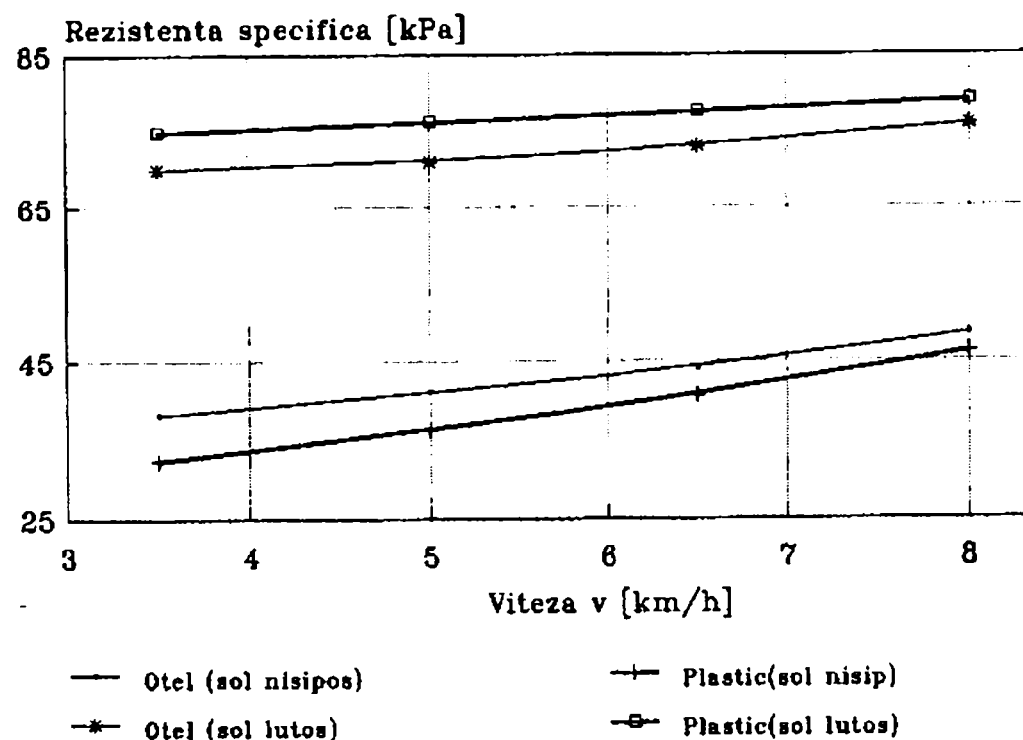


Fig. 3. 23 Influența utilizării cormanelor de plastic asupra rezistenței specifice

Aceiași cercetători au efectuat studii cu pluguri lubrefiate (1977). Ei au injectat amestec de apă cu polimer (în diverse procente) în zona de îmbinare dintre brăzdar și cormană. Prima lor concluzie a fost că în cazul lubrefierii, aratul a avut loc în condiții mult mai bune în solurile lutoase și argiloase. Aceste îmbunătățiri au fost evidențiate prin reducerea rezistenței la tracțiune, reducerea la minim a aderării unor particule de sol pe suprafața de lucru, o mai ușoară mișcare a solului pe cormană și o mai bună răsturnare a brazdei. Reducerea medie a rezistenței la

tracțiune a fost de 22% față de cazul fără lubrefiere.

Alți cercetători (Bertelescu, respectiv Bigsby citat de [61], cât și Bigsby și Bockhop respectiv Mink ) au încercat să reducă frecarea prin realizarea unei perne de aer între sol și suprafața plugului prin injectare de aer comprimat. Rezultatele au fost destul de promițătoare, dar au apărut și multe probleme de exploatare, de exemplu înfundarea unora dintre găurile de injectare. Kitani (1978) a introdus aerul comprimat la partea inferioară a unui plug cu cormană. Orificiile au fost realizate sub unghi față de normală la suprafață și autorul a remarcat o reducere a rezistenței la tracțiune cu 18% la presiunea aerului de 80 kPa (0,8 bar), respectiv de 37% la presiunea de 200 kPa (2,0 bar). O creștere în continuare a presiunii nu a mai dus la o reducere semnificativă.

Araya și Kawanishi (1984 [9]) au încercat să reducă frecările unui subsolier introducând aer comprimat la vârful daltei. În condițiile unei viteze de 1,4 cm/s, într-un sol la 16% umiditate, aerul comprimat cu presiunea la orificiu de 290 kPa (2,9 bar) a redus cu 50% rezistența la tracțiune. Puterea de tracțiune a fost redusă cu 18 W în timp ce aplicarea aerului a consumat 880 W, într-un sol cu 30% umiditate, autorii au remarcat că un impuls scurt de aer comprimat poate produce o crăpătură în sol la cca 30 cm în fața vârfului daltei. Un impuls de 2 s cu aer comprimat la 98 kPa (0,98 bar) a dus la o reducere a rezistenței la tracțiune cu 25%. Impulsurile trebuiau repetate la cca 30 s (viteza de lucru 1,13 cm/s). În aceste condiții a apărut și o economie de energie, dat fiind că energia necesară comprimării a fost de 967 J iar energia economisită prin reducerea rezistenței la tracțiune a fost de 1020 J. Ulterior, rezultatele experimentale au fost verificate și teoretic, folosind modelarea cu metoda elementului finit (Araya și Gao [7]).

O altă metodă de reducere a frecării este utilizarea efectului de electro-osmoză. În acest caz este vorba despre faptul că, dacă un amestec de lichid și solid este supus unui câmp electrostatic dintre doi electrozi sub forma unei tensiuni continue, atunci apare o migrare a coloidului către unul din electrozi. Dacă particulele solide sunt într-o structură fixă, atunci lichidul va migra către unul din electrozi, în acest caz fenomenul numindu-se electro-endosmoză. În cazul lucrărilor solului, se utilizează cel de-al doilea fenomen. Pentru prima dată, metoda a fost încercată de Weber în 1932, iar rezultatele au fost publicate de Gerlach în 1953. Organul de lucru a fost cuplat la borna unei surse de curent continuu devenind astfel un catod, iar pe post de anod se utilizează un electrod de dimensiuni mari, dispus în sol în fața organului de lucru. Dacă tensiunea este suficient de mare, datorită efectului de electro-endosmoză, o parte din apa din sol se va depune pe catod, adică pe suprafața de contact dintre organul de lucru și sol, lubrificând astfel interfața. În fig. 3.24 este reprodusă diagrama construită pe baza experiențelor lui Weber, în care s-a reprezentat modificarea coeficientului de frecare în funcție de tensiunea aplicată pe cei doi electrozi. Cu aplicarea fenomenului de electro-endosmoză la brăzdarul unui plug, Weber a reușit să reducă rezistența la tracțiune cu până la 19%, cu un curent de 1 A.



Clyma și Larson (1991) au testat efectul de electro-osmoză în cazul unui cuțit de cultivator cu aripi simetrice într-un canal de sol. Ca anod, ei au folosit două cuțite disc dispuse în fața și de o parte și alta a organului de cultivator. Au fost încercate diverse tensiuni la diverse viteze de lucru. Cea mai importantă reducere a rezistenței la tracțiune a fost de 15,9% (numai pentru organul de cultivator) și s-a realizat la o tensiune continuă de 45 V (cea mai mare valoare utilizată) și o viteză de lucru de 3,3 km/h (viteza cea mai mică cu care s-au făcut încercări). Puterea necesară acționării cuțitului de cultivator a fost de 361,2 W cu electro-osmoză, față de 429,5 W fără efectul de electro-osmoză, iar puterea electrică necesară a fost de numai 15,1 W (deci intensitatea curentului 0,33 A). Încercările au fost efectuate într-un sol argilos la umiditate de 10% masic. Rezistența la tracțiune a cuțitelor disc a fost de 265,6 W. În aceste condiții, utilizarea efectului de electro-endosmoză este eficientă energetic doar dacă cuțitele disc fac parte integrantă din sistem și nu trebuie montate special pentru a avea electrozi pozitivi.

Singura soluție care este aplicată pe scară largă în practică și este legată de reducerea frecărilor, este reprezentată de așa-numitele cormane din fâșii sau benzi. Astăzi, toți producătorii importanți de pluguri au în fabricație de serie cormane de acest tip.

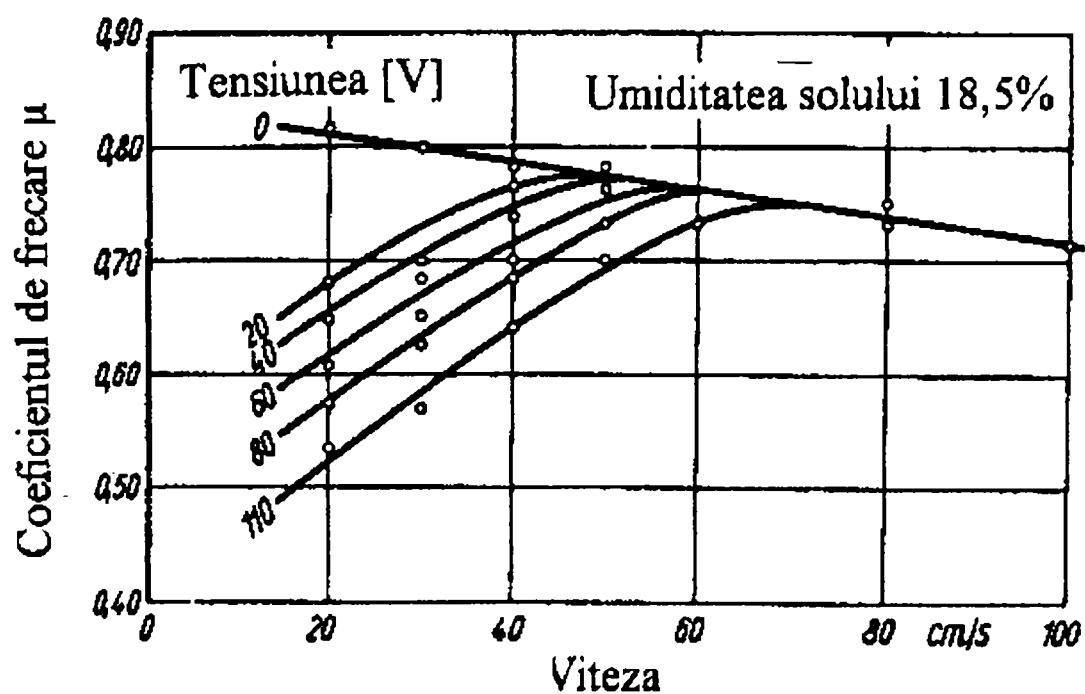


Fig. 3. 24 Efectul diverselor tensiuni de electro-osmoză asupra valorii coeficientului de frecare  $\mu$  în funcție de viteza de lucru

În principiu, producătorii oferă aceste cormane cu scopul de a fi folosite în soluri grele și umede, adică în condiții în care la cormanele normale aderă bucăți mai mici sau mai mari de sol, mărind astfel rezistența la tracțiune și înrăutățind calitatea arăturii. În plus, unii dintre producători susțin că și rezistența specifică la tracțiune a produselor lor ar fi mai mică. De exemplu, compania Rabewerk din

Germania face referire la încercări efectuate de către Institutul de Tehnică Agrară al Universității din Hohenheim, Germania, din care ar fi reieșit că tipul de cormană din benzi are rezistența specifică la tracțiune mai mică decât trupița cu cormana standard, cu 17 – 20 %, în funcție de viteza de lucru. Din păcate, autorul nu a reușit să verifice corectitudinea acestor informații pe care, ca atare, nu poate nici să le dezmințască dar nici să le accepte.

Jori și Soos (1985) au testat două cormane din fâșii în comparație cu o cormană normală, toate având geometria în mare măsură asemănătoare. Prima lor concluzie a fost că, din punct de vedere al calității arăturii, cormanele din fâșii mărunțesc mai puțin bine solul. Procentul de particule cu diametrul echivalent mai mare de 5 cm a fost, indiferent de viteza de lucru, mai mare cu 4-5 puncte procentuale decât în cazul cormanelor normale. Diferențele în ceea ce privește răsturnarea brazdei și a resturilor vegetale, au fost ne semnificative statistic.

Din punct de vedere energetic, autorii nu au găsit diferențe semnificative, deci ei susțin că nu au găsit dovezi care să întărească cele susținute de producători legat de eficiența energetică. În schimb au remarcat că, într-adevăr, în soluri argiloase și cu umiditate mare (la testări solul avea 25-26,1 % masic), utilizarea cormanelor din fâșii face posibilă realizarea unei arături bune.

### **3.3.3 REDUCEREA CONSUMURILOR ENERGETICE PRIN MODIFICAREA CARACTERULUI DEFORMAȚIEI SOLULUI**

Solul este un mediu eterogen, polifazic structurat și poros compus din fază solidă, lichidă și gazoasă. În funcție de ponderea acestora, în compunerea solului acesta evidențiază proprietăți de corp elasto-plastic, vâsco-plastic, plastic sau friabil. Astfel, solul va avea comportări diferite, în funcție de multitudinea de factori care determină modul în care interacționează cu organele de lucru ale mașinilor agricole de lucrat solul. De exemplu, solul coeziv uscat posedă o rezistență ridicată la comprimare, în schimb se destramă cu ușurință sub acțiunea organelor de lucru care acționează asupra sa sub formă de șocuri. Același sol, dar în stare de umiditate ridicată, are proprietăți plastice sau vâsco-plastice și o mare rezistență la șocuri, însă se poate destrăma mult mai ușor sub acțiunea unor eforturi de comprimare sau forfecare.

Un organ de lucru tip placă plană înclinată, mișcându-se în sol, produce o deformare permanentă a acestuia, deformare pe care o vom numi tăierea solului. Caracteristica fundamentală a acestui proces este ruperea repetată, prin forfecare, a brazdei de sol în blocuri mai mici. Suprafețele de rupere prin forfecare pleacă de la tăișul plăcii și sunt înclinate față de orizontală cu unghiul  $\rho = 45^{\circ} - \varphi / 2$ , unde  $\varphi$  este unghiul de frecare internă a solului. Același model este considerat și de Soehne (1956) cât și de Siemens și alții (1965) și observat de toți ceilalți autori. Pe de altă parte, mai mulți cercetători au artătat că solul se poate deforma și altfel Elijah și Weber (1971) au cercetat fenomenul de filmare rapidă și au identificat patru moduri de rupere a solului :



- a - prin forfecare
- b - prin curgere (rupere prin deformare plastică)
- c - prin încovoiere
- d - prin întindere (fig.3.25)

În cazul ruperii prin forfecare (fig.3.25.a), tensiunea din sol datorată deplasării tăișului crește, până când valoarea tensiunii tangențiale depășește rezistența solului și apare un plan de forfecare dispus la unghiul  $\rho = 45^{\circ} - \varphi / 2$ , (adică la unghiul  $90^{\circ} - \varphi$  față de planul tensiunilor principale în cercul lui Mohr). În acest caz rezistența solului variază ciclic în funcție de starea tensiunilor din sol și exceptând ruperea de-a lungul planului.

În cazul ruperii prin deformare plastică ("prin curgere") nu apar planuri de rupere distincte (fig. 3.25.b). În brazda de sol se pot distinge atât deformații datorate tensiunilor normale cât și datorate tensiunilor tangențiale (zonele inițial pătrate se deformează scurtându-se pe lățime, lungindu-se pe înălțime, dar sunt deformate și unghiular). Din această cauză grosimea brazdei pe placă este mai mare decât adâncimea de lucru. Olson și Weber (1966) arată că, creșterea vitezei de lucru poate duce la transformarea tăierii "prin forfecare" în tăiere "prin curgere". Cu creșterea vitezei crește numărul planurilor de forfecare pe unitatea de lungime, reducându-se deplasările relative dintre blocuri, până când la un moment dat nu se mai pot distinge planurile de forfecare.

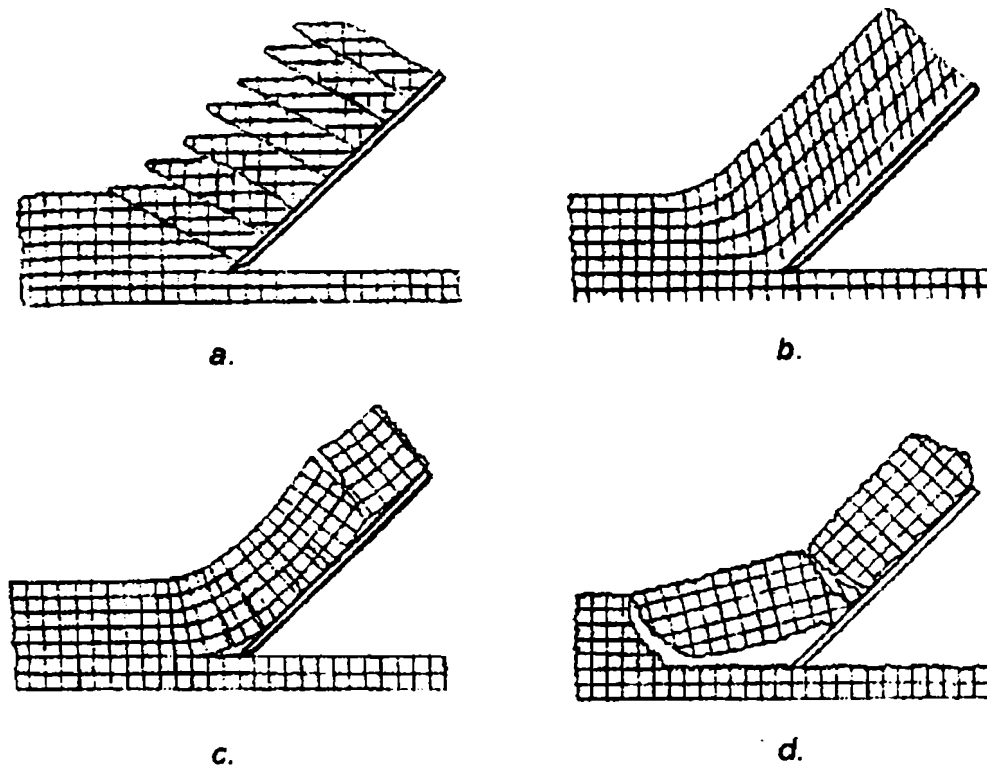


Fig. 3.25 Tipurile de rupere a solului sub efectul unor ogane de lucru tip placă

În cazul ruperii prin deformare plastică ("prin curgere") nu apar planuri de rupere distincte (fig. 3.25.b). În brazda de sol se pot distinge atât deformații datorate tensiunilor normale cât și datorate tensiunilor tangențiale (zonele inițial pătrate se deformează scurtându-se pe lățime, lungindu-se pe înălțime, dar sunt

deformate și unghiular). Din această cauză grosimea brazdei pe placă este mai mare decât adâncimea de lucru. Olson și Weber (1966) arată că, creșterea vitezei de lucru poate duce la transformarea tăierii "prin forfecare" în tăiere "prin curgere". Cu creșterea vitezei crește numărul planurilor de forfecare pe unitatea de lungime, reducându-se deplasările relative dintre blocuri, până când la un moment dat nu se mai pot distinge planurile de forfecare.

Ruperea "prin încovoiere" (fig. 3.25.c) se aseamănă cu cea "prin curgere" exceptând faptul că deformația în direcția verticală este foarte mică. Grosimea feliei de sol pe lamă este, ca atare, egală cu adâncimea de lucru. Deseori solul crapă în plan orizontal înainte de a veni în contact cu tăișul. Datorită formei convexe a brazdei, felia de sol adesea nu este în contact cu placa, rupându-se în blocuri datorită greutatei proprii.

În cazul ruperii "prin întindere" (fig. 3.25.d) solul se crapă în plan orizontal mult în fața tăișului. Din cauza rezistenței mari la forfecare solul se rupe datorită tensiunii de întindere de pe partea convexă înainte de a se putea rupe prin forfecare, dar suferă o mai mică deformare totală decât în cazul ruperii "prin încovoiere". Astfel se formează blocuri mari de sol. Și în acest caz forțele de rezistență variază ciclic ca la tăierea "prin forfecare", dar valorile medii ale forțelor sunt mult mai ridicate decât în cazul respectiv.

Autorii arată că tipul de rupere care apare într-un caz dat, este funcție de viteza de lucru  $v$  și unghiul de așezare a lamei  $\alpha$ , respectiv este necesar să se cuantifice influența unor parametri ce descriu tipul și starea solului.

Solurile, indiferent de ce tip sunt și în ce stare se află, au o rezistență mult mai mică la efortul de întindere decât la efortul de compresiune sau de forfecare. Kawamuta (1985) susține că efortul de întindere necesar ruperii unui sol friabil este de cca 8 ori mai mic decât efortul de compresiune. În cazul solurilor umede, același autor susține că diferența dintre cele două este mai mică. Kitani ș.a. (1985), prin încercări au ajuns la concluzia că ruperea prin forfecare datorată compresiunii necesită o forță de 8 până la 19 ori mai mare decât ruperea prin întindere. Același raport referitor la energia necesară ruperii are valoarea între 32 și 48.

În aceste condiții este de domeniul evidenței că poate fi deosebit de util să se realizeze procese de lucrare a solului în care ruperea solului să se producă datorită unor eforturi de întindere. Kitani ș.a. oferă câteva exemple de procese reale de lucrări ale solului în care apar tensiuni de întindere. În cazul organelor cu mișcare vibratorie, atunci când viteza relativă a acestora are sens invers decât viteza de lucru, pot să apară eforturi de întindere în sol. Același fenomen poate fi observat atunci când un organ de lucru sau o undă de șoc pneumatică își face efectul către suprafața liberă a solului. În ceea ce privește organul de lucru, efectul este limitat, întrucât acesta, pentru a putea ridica solul, trebuie prima dată să fie introdus în sol. Apariția unor zone cu tensiune de întindere în cazul utilizării aerului comprimat la mărunțirea solului, părerea autorilor amintiți este susținută și de Araya și Kawanishi (1984) și chiar demonstrată teoretic, folosind metoda elementului finit, de către Araya și Gao (1995).

### 3.4 CONTRIBUȚII LA UTILIZAREA METODELOR NUMERICE ÎN VEDEREA MODELĂRII STĂRII DE TENSIUNE ÎN CAZUL BRĂZDARELOR DE PLUG

#### 3.4.1 CONSIDERAȚII PRIVIND UTILIZAREA METODEI ELEMENTULUI FINIT ÎN CALCULUL STĂRII DE TENSIUNE

Metoda elementelor finite ca și metodă matricială de analiză a structurilor, constă în aceea că o structură reală poate fi analizată printr-un model matematic ca fiind alcătuită dintr-un ansamblu de componente structurale numite elemente [50]. Un corp continuu poate fi discretizat, prin metoda elementelor finite, într-un număr finit de elemente având un număr finit de noduri și care sunt legate între ele prin linii nodale sau plane nodale.

Rezultantele forțelor care acționează pe un element se iau în considerare sub forma unor forțe concentrate aplicate în nodurile acestuia. Utilizând metodele mecanicii mediilor continue sau metodele teoriei elasticității, se stabilesc condițiile de rigiditate care trebuie să fie satisfăcute de fiecare element.

Condițiile de echilibru și compatibilitate pentru fiecare nod încărcat, conduc la un sistem algebric de ecuații în care necunoscutele pot fi deplasările nodurilor, eforturile sau ambele în funcție de metoda utilizată.

Pe lângă condițiile de echilibru și de compatibilitate ale nodurilor, specifice analizei convenționale a structurilor, compatibilitatea trebuie să fie satisfăcută și în lungul conturului dintre elemente.

Un alt avantaj al metodei elementelor finite constă în aceea că proprietățile de material din structura reală se reproduc integral în elementele acestuia. Această particularitate specifică elementelor finite a făcut ca această metodă să aibă o largă aplicabilitate în special la structuri din materiale compozite.

Se consideră brăzdarul ce echipază plugul Lemken, de tip placă subțire cu grosime variabilă de la 2 mm la 12 mm, pe care o discretizăm folosind elemente triunghiulare ( fig. 3.26 ). Legăturile dintre elemente se fac prin noduri și linii de contur.



Fig. 3.26 Discretizarea brăzdarului de plug

Dacă se consideră un element triunghiular „e” izolat din brăzdarul prezentat mai sus ( fig. 3.27 ), deplasările nodurilor i, j, m care reprezintă necunoscutele problemei se exprimă sub forma unui vector coloană denumit vectorul deplasărilor nodale ale elementului „e”.

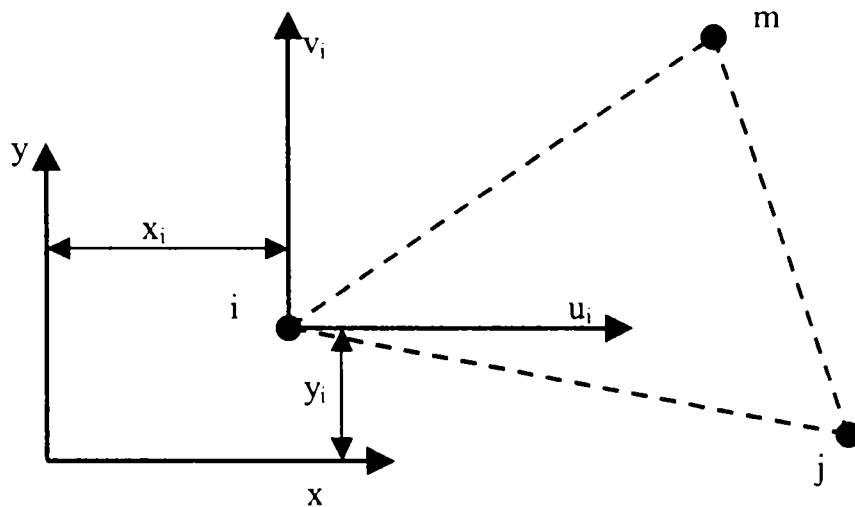


Fig. 3.27 Elementul „e” studiat

Deplasările se scriu sub forma unei matrici denumită matricea deplasărilor nodale „e”:

$$\{u\}_e = \begin{Bmatrix} u_i \\ v_i \\ u_j \\ v_j \\ u_m \\ v_m \end{Bmatrix} \quad (3.98)$$

unde :  $u_i$  - deplasarea după axa x a nodului „i”;

$v_i$  - deplasarea după axa y a nodului „i”;

Deplasările unui punct din interiorul elementului se iau în considerare prin funcția deplasărilor din interiorul elementului „e” care se notează cu  $\{f\}_e$  și este definită prin:

$$\{f\}_e = \begin{Bmatrix} u(x, y) \\ v(x, y) \end{Bmatrix} \quad (3.99)$$

și care poate fi scrisă și sub forma:

$$\{f\}_e = [N] \cdot \{u_e\} \quad (3.100)$$

unde:  $u, v$  reprezintă deplasările axelor de coordonate  $x$  și  $y$ ;

$[N]$  - matricea funcțiilor de formă care se determină pentru fiecare element în parte;

$\{u\}_e$  - vectorul deplasărilor nodale ale elementului finit.

Problema care trebuie rezolvată constă în faptul că funcția deplasare  $\{f\}_e$  să fie astfel aleasă încât câmpul de deplasări să reprezinte cât mai exact situația reală. Soluția aleasă tinde spre soluția exactă cu cât numărul elementelor este mai mic.

Relația de legătură dintre deformațiile specifice și deplasările nodale este:

$$\{\varepsilon\}_e = [B] \cdot \{u\}_e \quad (3.101)$$

sau scrisă explicitând matricea  $[B]$  de transformare a deplasărilor în deformații specifice:

$$\{\varepsilon\}_e = \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{\partial u}{\partial x} \\ \frac{\partial v}{\partial y} \\ \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \end{Bmatrix} \quad (3.102)$$

Legătura dintre tensiuni și deformațiile specifice este dată de legea lui Hooke generalizată, care se exprimă matricial pentru corpuri liniar elastice și izotrope astfel:

$$\{\sigma\}_e = [D] \cdot \{\varepsilon\}_e \quad (3.103)$$

unde :  $[D]$ - este matricea de elasticitate care conține în general proprietățile materialului;

$\{\sigma\}_e$  - vectorul tensiunilor elementului „e”;

$\{\varepsilon\}_e$  - vectorul deformațiilor specifice elementului „e”.

Explicitând matricea  $[D]$  relația 3.103 se poate scrie:

$$\{\sigma\}_e = \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix}_e = \frac{E}{1-\nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-\nu}{2} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix}_e \quad (3.104)$$

unde:  $E$ - modulul de elasticitate;

$\nu$  -coeficientul lui Poisson.

Considerăm un element finit triunghiular ( fig. 3.28 ) aparținând brăzdarului ale căror noduri au fost numerotate în sens trigonometric sau în sens antiorar.

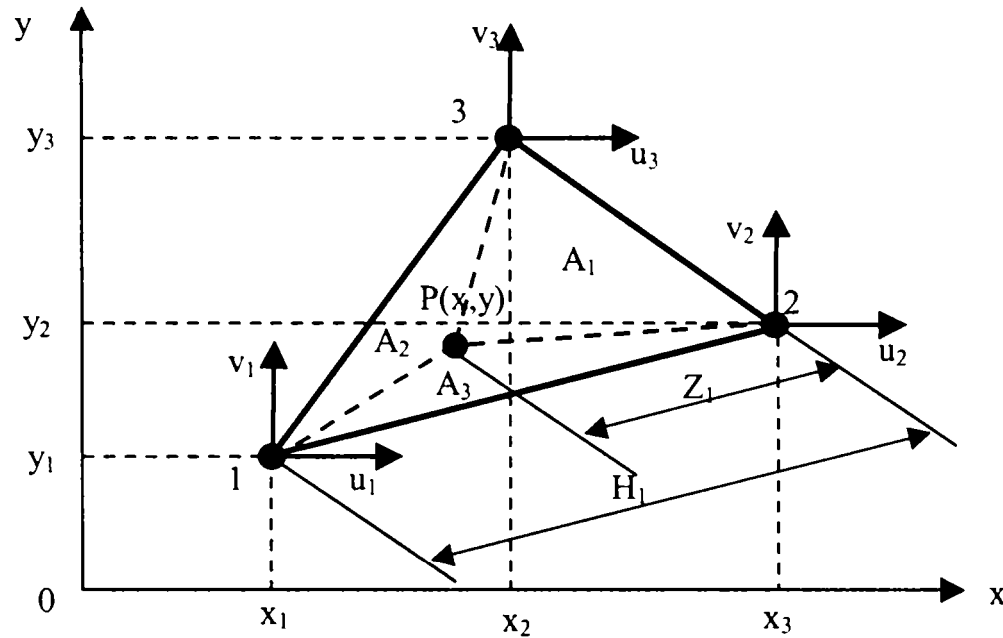


Fig. 3.28 Element finit triunghiular

Fie  $P(x,y)$  un punct din interiorul acestui element care unit cu vârfurile triunghiului determină alte trei triunghiuri având ariile  $A_1, A_2, A_3$ .

Rapoartele dintre ariile acestor triunghiuri și aria elementului triunghiular determină coordonatele arie ale punctului  $P(x,y)$ :

$$L_1 = \frac{A_1}{A}; \quad L_2 = \frac{A_2}{A}; \quad L_3 = \frac{A_3}{A} \quad (3.105)$$

unde:

$$L_1 + L_2 + L_3 = 1 \quad (3.106)$$

Conform relației 3.106, două din rapoartele expresiei 3.105 sunt suficiente pentru a defini poziția punctului în plan și reprezintă noile coordonate ale sale.

Coordonatele triangulare astfel definite reprezintă distanțele adimensionale de la punctul  $P$  la laturile elementului:

$$L_i = \frac{Z_i}{H_i} \quad (3.107)$$

Noile coordonate ale vârfurilor sunt:

- nodul 1:  $(1,0,0)$
  - nodul 2:  $(0,1,0)$
  - nodul 3:  $(0,0,1)$
- (3.108)

Ecuțiile laturilor triunghiului sunt:

- latura 1-2:  $L_3 = 0$
  - latura 2-3:  $L_1 = 0$
- (3.109)



- latura 3-1:  $L_2 = 0$

Relațiile care leagă coordonatele triangulare de coordonatele carteziane sunt de forma:

$$\begin{Bmatrix} x \\ y \\ 1 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} x & x_2 & x_3 \\ y_1 & y_2 & y_3 \\ 1 & 1 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} L_1 \\ L_2 \\ L_3 \end{Bmatrix} \quad (3.110)$$

Aria elementului triunghiular în funcție de coordonatele vârfurilor sale în raport cu un sistem de axe de referință ales se exprimă prin determinantul:

$$2A = \begin{vmatrix} 1 & x_1 & y_1 \\ 1 & x_2 & y_2 \\ 1 & x_3 & y_3 \end{vmatrix} \quad (3.111)$$

Aplicând relația de mai sus pentru ariile  $A_1, A_2, A_3$ , obținem:

$$2A_1 = \begin{vmatrix} 1 & x & y \\ 1 & x_2 & y_2 \\ 1 & x_3 & y_3 \end{vmatrix} \quad (3.112)$$

$$2A_2 = \begin{vmatrix} 1 & x & y \\ 1 & x_3 & y_3 \\ 1 & x_1 & y_1 \end{vmatrix} \quad (3.113)$$

$$2A_3 = \begin{vmatrix} 1 & x & y \\ 1 & x_1 & y_1 \\ 1 & x_2 & y_2 \end{vmatrix} \quad (3.114)$$

Prin rezolvarea acestor determinanți se obține:

$$\begin{aligned} 2A_1 &= d_{23} + x b_1 + y a_1 \\ 2A_2 &= d_{31} + x b_2 + y a_2 \\ 2A_3 &= d_{12} + x b_3 + y a_3 \end{aligned} \quad (3.115)$$

în care:

$$\begin{aligned} a_1 &= x_3 - x_2; \quad a_2 = x_1 - x_3; \quad a_3 = x_2 - x_1; \\ b_1 &= y_2 - y_3; \quad b_2 = y_3 - y_1; \quad b_3 = y_1 - y_2; \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}d_{23} &= x_2 y_3 - x_3 y_2; \\d_{31} &= x_3 y_1 - x_1 y_3; \\d_{12} &= x_1 y_2 - x_2 y_1;\end{aligned}\tag{3.116}$$

În aceste condiții coordonatele ariilor  $L_1$ ,  $L_2$ ,  $L_3$  primesc următoarea formă generală:

$$\begin{aligned}L_1 &= \frac{d_{23} + b_1 x + a_1 y}{2A} \\L_2 &= \frac{d_{13} + b_2 x + a_2 y}{2A} \\L_3 &= \frac{d_{12} + b_3 x + a_3 y}{2A}\end{aligned}\tag{3.117}$$

sau sub formă matricială:

$$\begin{Bmatrix} L_1 \\ L_2 \\ L_3 \end{Bmatrix} = \frac{1}{2A} \begin{bmatrix} d_{23} & b_1 & a_1 \\ d_{31} & b_2 & a_2 \\ d_{12} & b_3 & a_3 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} 1 \\ x \\ y \end{Bmatrix}\tag{3.118}$$

În condițiile din figura 3.28 matricea deplasărilor nodale a elementului “e” devine:

$$\{u\}_e = \begin{Bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \\ v_1 \\ v_2 \\ v_3 \end{Bmatrix}\tag{3.119}$$

Funcția de deplasare a unui punct din interiorul elementului sub formă matricială este definită prin:

$$\{f\}_e = \begin{Bmatrix} u_{(x,y)} \\ v_{(x,y)} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} u_1 & u_2 & u_3 \\ v_1 & v_2 & v_3 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} L_1 \\ L_2 \\ L_3 \end{Bmatrix} = [N]\{u\}_e\tag{3.120}$$

Din ecuația 3.120 rezultă:

$$[N] = \begin{bmatrix} L_1 & L_2 & L_3 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & L_1 & L_2 & L_3 \end{bmatrix} \quad (3.121)$$

Câmpul de deplasări mai poate fi scris sub forma:

$$\{f\}_e = \begin{Bmatrix} u_{(x,y)} \\ v_{(x,y)} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} u_1 \cdot L_1 + u_2 \cdot L_2 + u_3 \cdot L_3 \\ v_1 \cdot L_1 + v_2 \cdot L_2 + v_3 \cdot L_3 \end{Bmatrix} \quad (3.122)$$

Dacă în ecuația 3.122 se înlocuiește  $L_1, L_2, L_3$  cu valorile stabilite anterior, obținem forma generală pentru funcția de deplasare:

$$\{f\}_e = \begin{Bmatrix} u_{(x,y)} \\ v_{(x,y)} \end{Bmatrix} = \frac{1}{2A} \begin{Bmatrix} u_1(d_{23} + b_1x + a_1x) + u_2(d_{31} + b_2x + a_2y) + u_3(d_{12} + b_3x + a_3y) \\ v_1(d_{23} + b_1x + a_1y) + v_2(d_{31} + b_2x + a_2y) + v_3(d_{12} + b_3x + a_3y) \end{Bmatrix} \quad (3.123)$$

Cunoscând funcția deplasare a unui punct din interiorul elementului putem calcula deformația specifică:

$$\{\varepsilon\}_e = \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{\partial u(x,y)}{\partial x} \\ \frac{\partial v(x,y)}{\partial y} \\ \frac{\partial u(x,y)}{\partial y} + \frac{\partial v(x,y)}{\partial x} \end{Bmatrix} \quad (3.124)$$

Ținând cont de relația 3.123 relația 3.124 devine:

$$\{\varepsilon\}_e = \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \end{Bmatrix} = \frac{1}{2A} \begin{Bmatrix} b_1u_1 + b_2u_2 + b_3u_3 \\ a_1v_1 + a_2v_2 + a_3v_3 \\ a_1u_1 + a_2u_2 + a_3u_3 + v_1b_1 + v_2b_2 + v_3b_3 \end{Bmatrix} \quad (3.125)$$

sau

$$\{\varepsilon\}_e = \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \end{Bmatrix} = \frac{1}{2A} \begin{bmatrix} b_1 & b_2 & b_3 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & a_1 & a_2 & a_3 \\ a_1 & a_2 & a_3 & b_1 & b_2 & b_3 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \\ v_1 \\ v_2 \\ v_3 \end{Bmatrix} \quad (3.126)$$

Știind că matricea:

$$\{\varepsilon\}_e = [B]\{u\}_e \Rightarrow [B] = \frac{1}{2A} \begin{bmatrix} b_1 & b_2 & b_3 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & a_1 & a_2 & a_3 \\ a_1 & a_2 & a_3 & b_1 & b_2 & b_3 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \\ v_1 \\ v_2 \\ v_3 \end{Bmatrix} \quad (3.127)$$

Având în vedere matricele  $[D]$  și  $[B]$  putem calcula matricea de rigiditate a elementului aplicând ecuația stabilită anterior:

$$[K]_e = [B]^T [D] [B] t A \quad (3.128)$$

unde:  $t$  este grosimea elementului.

Matricile  $[B]^T$  și  $[D]$  se pot scrie astfel

$$[B]^T = \frac{1}{2A} \begin{bmatrix} b_1 & 0 & a_1 \\ b_2 & 0 & a_2 \\ b_3 & 0 & a_3 \\ 0 & a_1 & b_1 \\ 0 & a_2 & b_2 \\ 0 & a_3 & b_3 \end{bmatrix}$$

$$[D] = \frac{1}{1-\nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-\nu}{2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} D_{11} & D_{12} & D_{13} \\ D_{21} & D_{22} & D_{23} \\ D_{31} & D_{32} & D_{33} \end{bmatrix} \quad (3.129)$$

Pentru calculul matricei  $[K]_e$  introducem notația :

$$[D^*] = \frac{Dt}{4A} \begin{bmatrix} D_{11}^* & D_{12}^* & D_{13}^* \\ D_{21}^* & D_{22}^* & D_{23}^* \\ D_{31}^* & D_{32}^* & D_{33}^* \end{bmatrix} \quad (3.130)$$

unde  $[D]$  este matricea de elasticitate pentru starea plană de tensiune definită prin ecuația 3.104.

În aceste condiții matricea de rigiditate a elementului este:

$$[K]_e = \begin{bmatrix} b_1 & 0 & a_1 \\ b_2 & 0 & a_2 \\ b_3 & 0 & a_3 \\ 0 & a_1 & b_1 \\ 0 & a_2 & b_2 \\ 0 & a_3 & b_3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} D_{11}^* & D_{12}^* & D_{13}^* \\ D_{21}^* & D_{22}^* & D_{23}^* \\ D_{31}^* & D_{32}^* & D_{33}^* \end{bmatrix} \begin{bmatrix} b_1 & b_2 & b_3 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & a_1 & a_2 & a_3 \\ a_1 & a_2 & a_3 & b_1 & b_2 & b_3 \end{bmatrix} \quad (3.131)$$

Efectuând produsul matricelor de mai sus se obține matricea de rigiditate a elementului triunghiular care este de ordinul 6 x 6 și care se compartimentează după cum urmează:

$$[K]_e = \begin{bmatrix} K_{uu,ln} & K_{uv,ln} \\ \dots & \dots \\ K_{uv,ln} & K_{vv,ln} \end{bmatrix} \quad (l,n = 1,2,3) \quad (3.132)$$

unde submatricele indicate mai sus sunt:

$$\begin{aligned} K_{uu,ln} &= D_{11}^* b_l b_n + D_{33}^* a_l a_n + D_{13}^* (b_l a_n + b_n a_l) \\ K_{vv,ln} &= D_{33}^* b_l b_n + D_{22}^* a_l a_n + D_{23}^* (b_l a_n + b_n a_l) \\ K_{uv,ln} &= D_{13}^* b_l b_n + D_{23}^* a_l a_n + D_{12}^* b_l a_n + D_{33}^* b_n a_l \end{aligned} \quad (3.133)$$

În final se determină matricea forțelor nodale ale elementului. Dacă se iau în considerare numai sarcinile distribuite pe unitatea de volum rezultă că:

$$\{Q\}_e^z = \int_V [N]^T \{y\} dV = \int_V \begin{bmatrix} L_1 & 0 \\ L_2 & 0 \\ L_3 & 0 \\ 0 & L_1 \\ 0 & L_2 \\ 0 & L_3 \end{bmatrix} \quad (3.134)$$

Pentru un element de grosime constantă, se obține:

$$\{Q\}_e^y = \begin{Bmatrix} Q_x \\ Q_x \\ Q_x \\ Q_y \\ Q_y \\ Q_y \end{Bmatrix} = \frac{1}{3} At \begin{Bmatrix} \gamma_x \\ \gamma_x \\ \gamma_x \\ \gamma_y \\ \gamma_y \\ \gamma_y \end{Bmatrix} \quad (3.135)$$

Se observă că forțele nodale datorită greutateii elementului se distribuie în mod uniform pe cele trei noduri. Sarcinile distribuite pe suprafața elementului se iau în considerare prin rezultantele lor aplicate în nodurile elementului.

### 3.4.2. CONTRIBUȚII LA SIMULAREA STĂRII DE TENSIUNE DIN BRĂZDARUL DE PLUG TIP DALTĂ – PLUG LEMKEN ȘI SOL

Pentru studiul stării de tensiune s-a demontat ultima trupiță a plugului Lemken, care a fost adusă în laboratorul catedrei, pentru a determina coordonatele brăzdarului.

Cu ajutorul unui coordonator (fig. 3.29) s-au determinat coordonatele  $x$ ,  $y$ ,  $z$  ale punctelor situate pe conturul brăzdarului, care au fost prelucrate apoi cu ajutorul unui calculator Pentium IV, 1800 MHz, 256 Mb.

Pentru o trasare cât mai precisă a conturului brăzdarului s-au folosit 24 de puncte. Pe baza coordonatelor punctelor determinate cu ajutorul coordonatorului, folosind facilitatea grafică a programului COSMOS/M, s-a generat suprafața acestuia, obținându-se un model geometric complex, acesta reprezentând o copie fidelă a brăzdarului real. Suprafața brăzdarului a fost generată folosind facilitatea grafică de generare a unei suprafețe plane delimitată de trei curbe (SF4CR) și patru curbe (SF4CR). S-a considerat că brăzdarul este prins pe trupiță pe toată zona de contact cu aceasta.

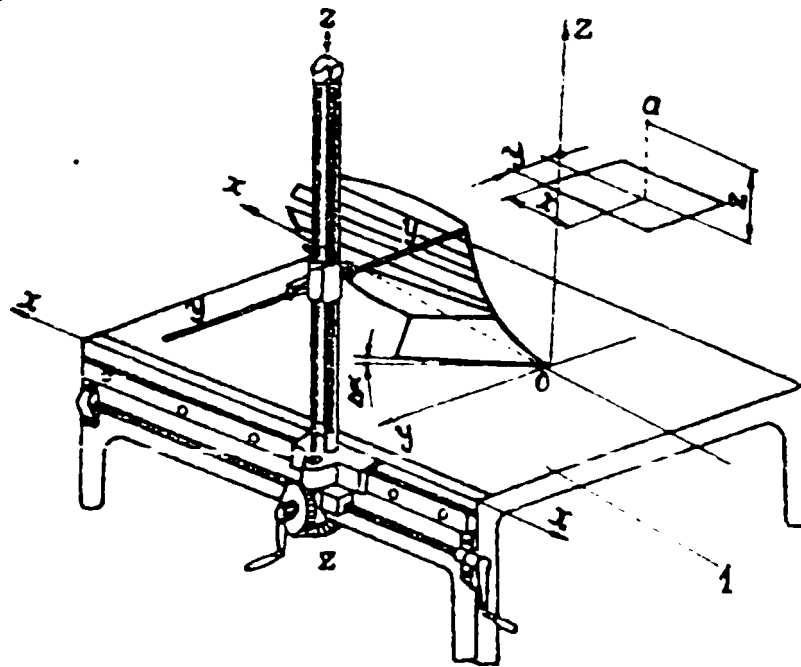


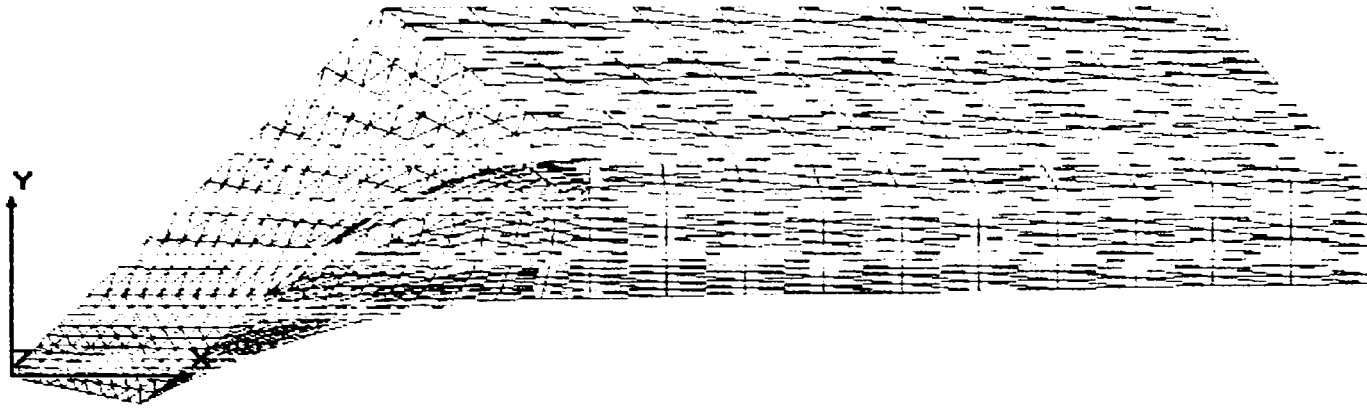
Fig. 3.29 Schema coordonatorului

S-a discretizat suprafața brăzdarului în elemente finite izoparametrice, de tip placă subțire SHELL 3, cu trei noduri pe element și cinci grade de libertate pe nod,

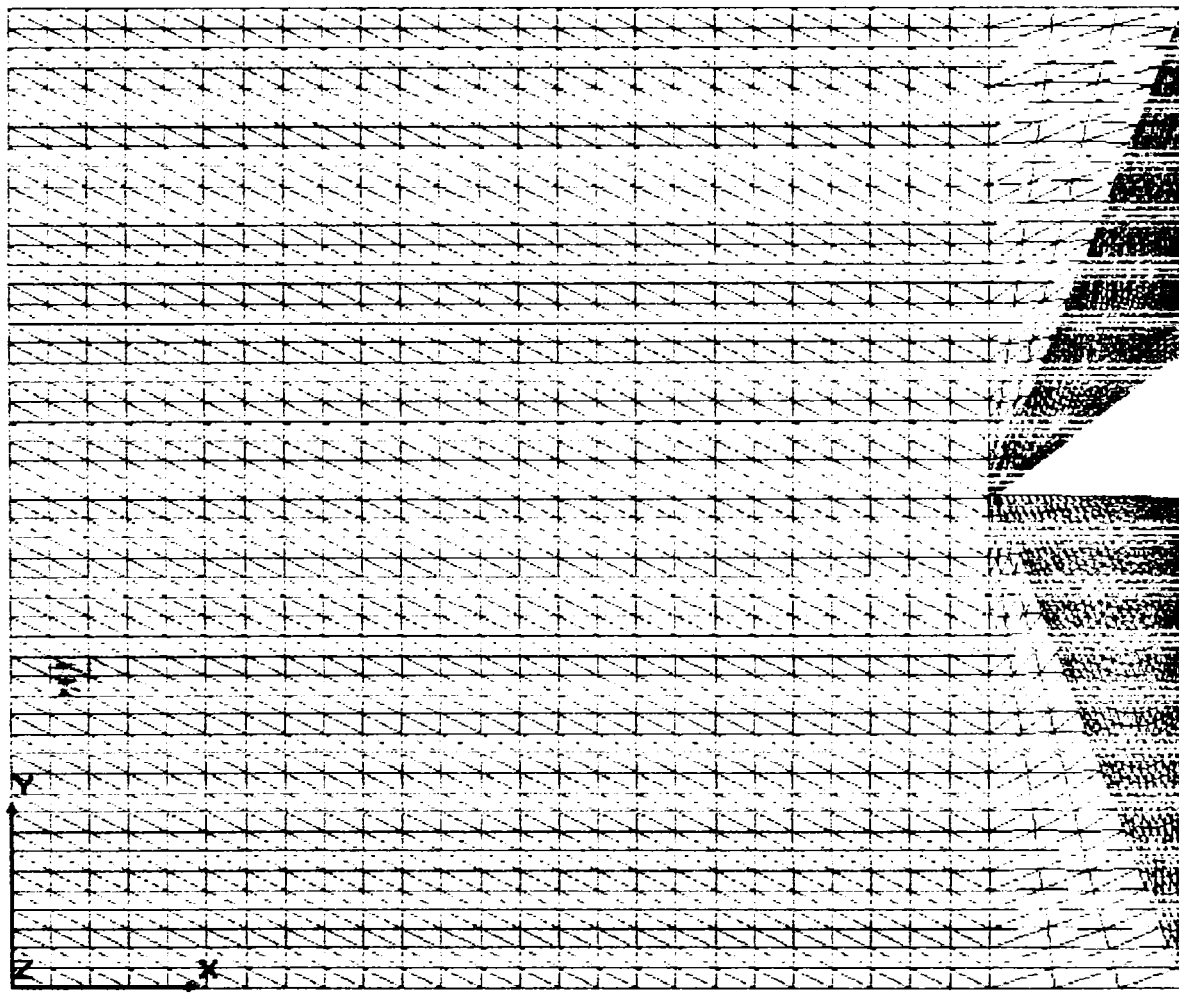


folosind comanda de discretizare automată a suprafețelor, pentru a evita erorile ulterioare care pot să apară la calculul tensiunilor.

În figurile 3.30 și 3.31, se prezintă modelul de discretizare a suprafeței brăzdarului văzută din spațiu, în secțiune longitudinală și transversală.

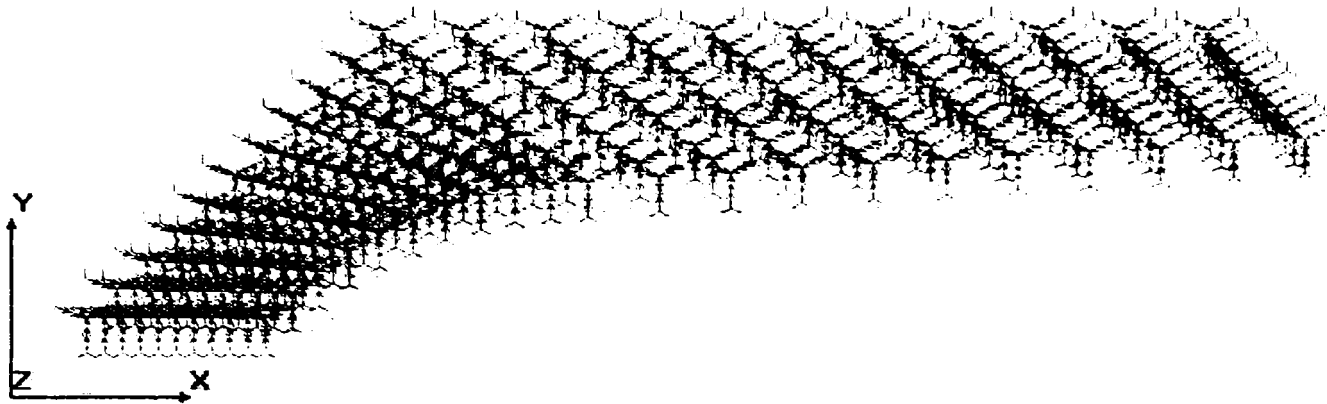


*Fig. 3.30 Discretizarea suprafeței brăzdarului în secțiune longitudinală*

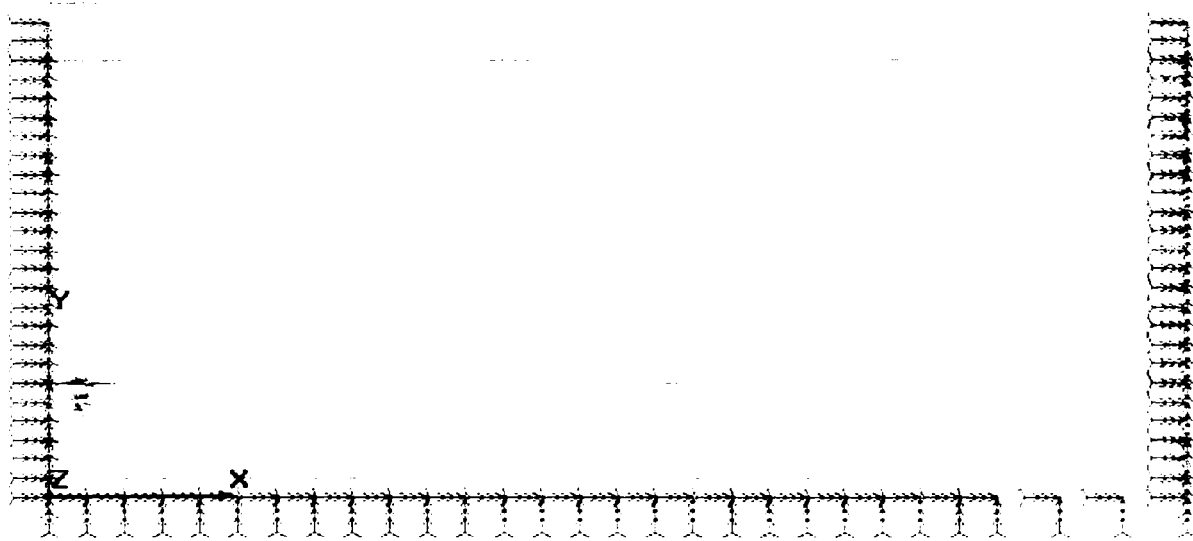


*Fig. 3.31 Discretizarea suprafeței brăzdarului în secțiune transversală*

Pe întreaga zonă de contact s-au împiedicat deplasările și rotirile în toate direcțiile (  $Ox$ ,  $Oy$ ,  $Oz$  ), considerându-l ca fiind încastrat, reprezentarea fiind făcută în figurile 3.32 și 3.33.



*Fig. 3.32 Reprezentarea brăzdarului cu suprafața de încastrare – secțiune longitudinală*



*Fig. 3.33 Reprezentarea brăzdarului cu suprafața de încastrare – secțiune transversală*

Gradele de libertate, considerate mărimi necunoscute, sunt deplasările „ $u$ ” și „ $v$ ”, și care reprezintă componentele deplasărilor în sistemul de axe ortogonal  $xOy$ .

Rețeaua de elemente finite utilizată s-a realizat cu pas variabil, cu o rețea mai densă în zona de interes și anume pe vârful brăzdarului și în lungul tăișului.

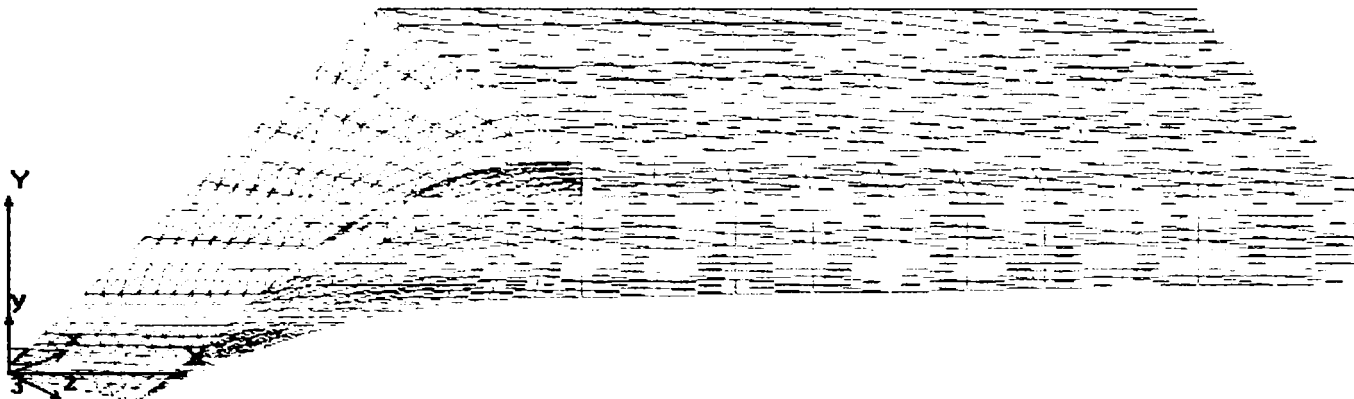
Pentru a fi cât mai aproape de modelul real, brăzdarul pe lățimea sa a fost realizat cu grosime variabilă, aceasta crescând de la 3 mm la 9 mm din trei în trei mm, pe lățimea de 60 mm, restul având secțiunea constantă de 12 mm. Ca și

constante reale au fost introduse modului de elasticitate longitudinal și transversal al oțelului.

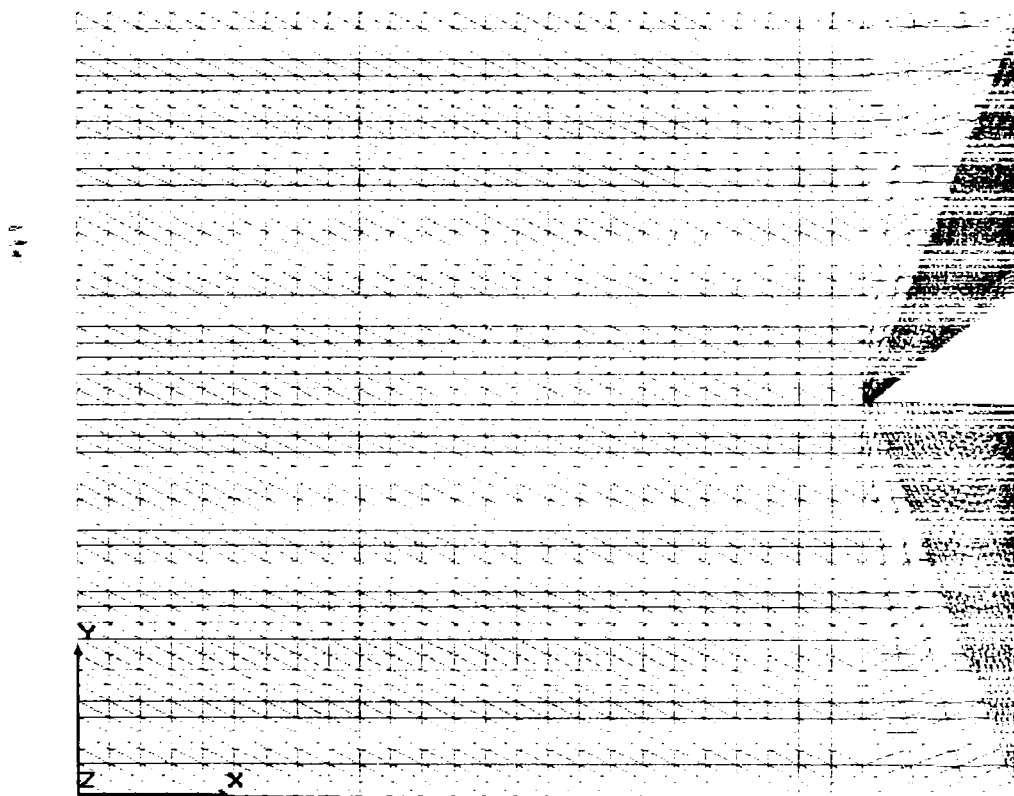
Pentru calculul tensiunilor s-a considerat situația când pe direcția de înaintare Ox acționează o forță concentrată în vârful brăzdarului iar pe tăiș o forță distribuită variabil ca valoare de la vârf spre partea posterioară a acestuia. Forțele au fost aplicate după direcțiile unghiurilor de dispunere a brăzdarului în lucru ( unghi de așezare al brăzdarului  $\theta = 28^{\circ}25'$  și unghiul de așezare față de peretele brazdei  $\gamma_0 = 40^{\circ}30'$ ).

S-a optat pentru valorile forțelor determinate experimental de către specialiștii de la I.N.M.A. București .

În figurile 3.34 și 3.35 sunt reprezentate forțele care acționează asupra brăzdarului atât în secțiune longitudinală cât și în secțiune transversală



*Fig.3.34 Modelul cu forțele care apar pe brăzdar în secțiune longitudinală*



*Fig.3.35 Modelul cu forțele care apar pe brăzdar în secțiune transversală*

Folosind un program de analiză cu elemente finite din familia programelor COSMOS/M s-au obținut toate componentele tensorului tensiune din nodurile elementelor finite, precum și în centrul fiecărui element.

Modul de distribuție al stării de tensiune pe tăișul brăzdarului în secțiune longitudinală și transversală, la interacțiunea acestuia cu solul se prezintă în cele ce urmează.

În figurile 3.36 și 3.37 se prezintă distribuția tensiunilor după teoria a cincea de rezistență (Von Mises ).



Fig. 3.36 Distribuția tensiunilor după teoria a cincea de rezistență  $\sigma_{ech(5)}$  –secțiune longitudinală



Fig. 3.37 Distribuția tensiunilor după teoria a cincea de rezistență  $\sigma_{ech(5)}$  –secțiune transversală

Variația tensiunilor normale  $\sigma_x$  și  $\sigma_y$  sunt prezentate în figurile 3.38 la 3.41.



Fig. 3.38 Distribuția tensiunii normale  $\sigma_x$  – secțiune longitudinală

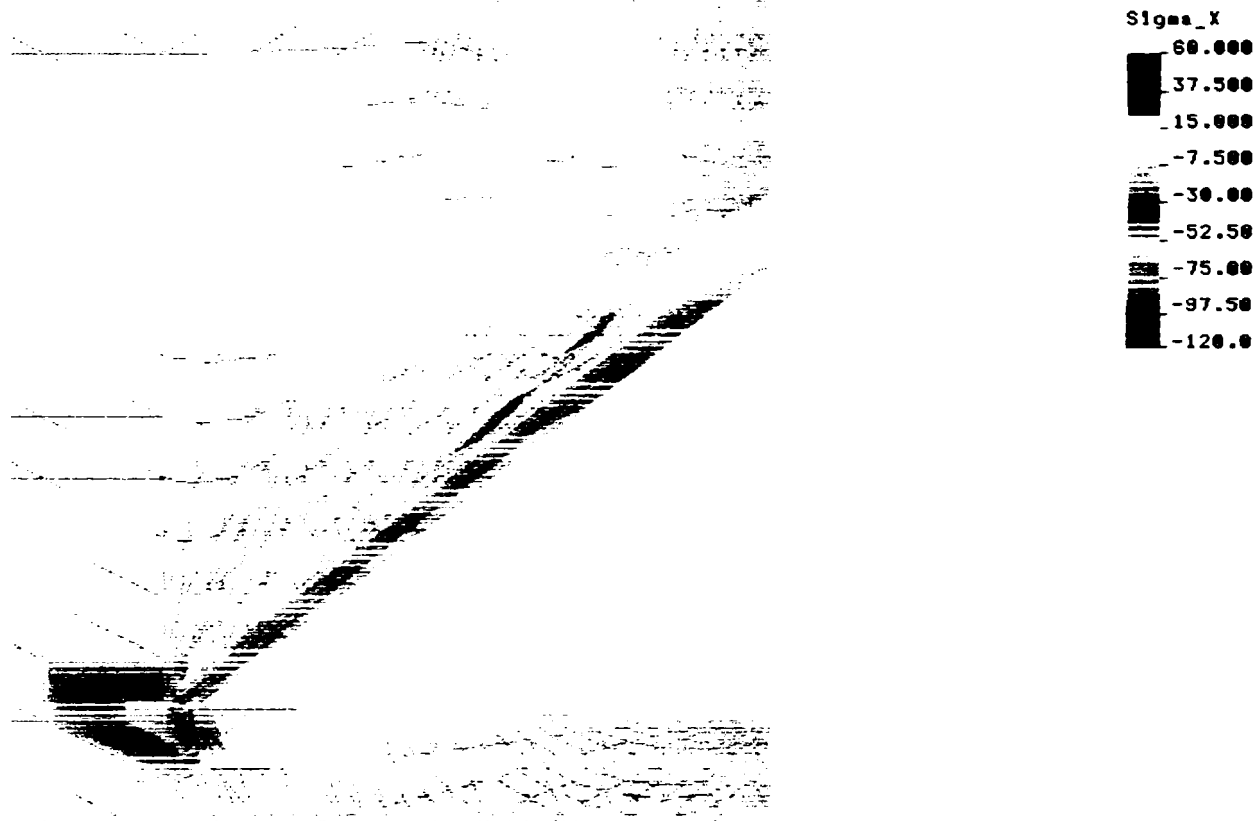


Fig. 3.39 Distribuția tensiunii normale  $\sigma_x$  – secțiune transversală

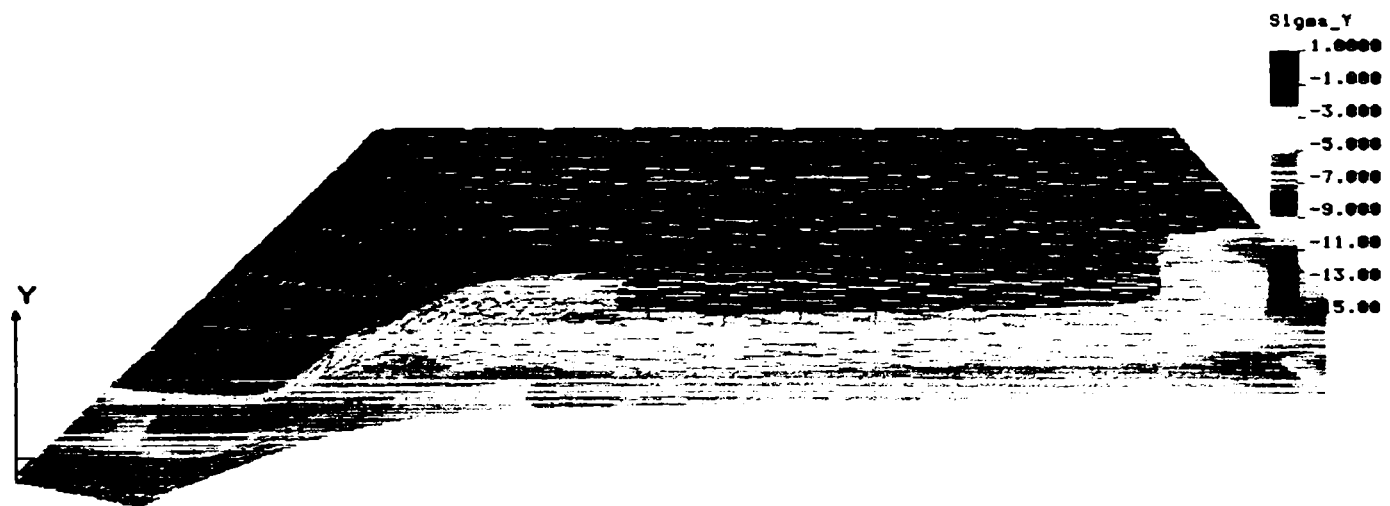


Fig. 3.40 Distribuția tensiunii normale  $\sigma_y$  - secțiune longitudinală



Fig. 3.41 Distribuția tensiunii normale  $\sigma_y$  - secțiune transversală

Distribuția tensiunilor tangențiale este prezentată în figurile 3.42 - 3.43.

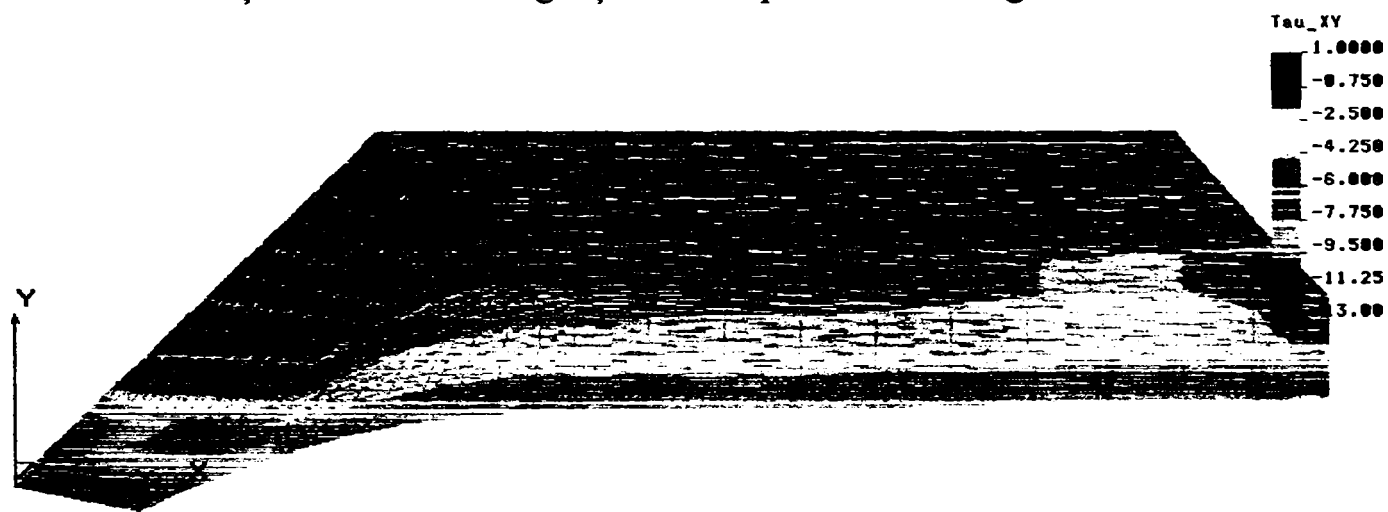


Fig. 3.42 Distribuția tensiunii tangențiale  $\tau_{xy}$  - secțiune longitudinală

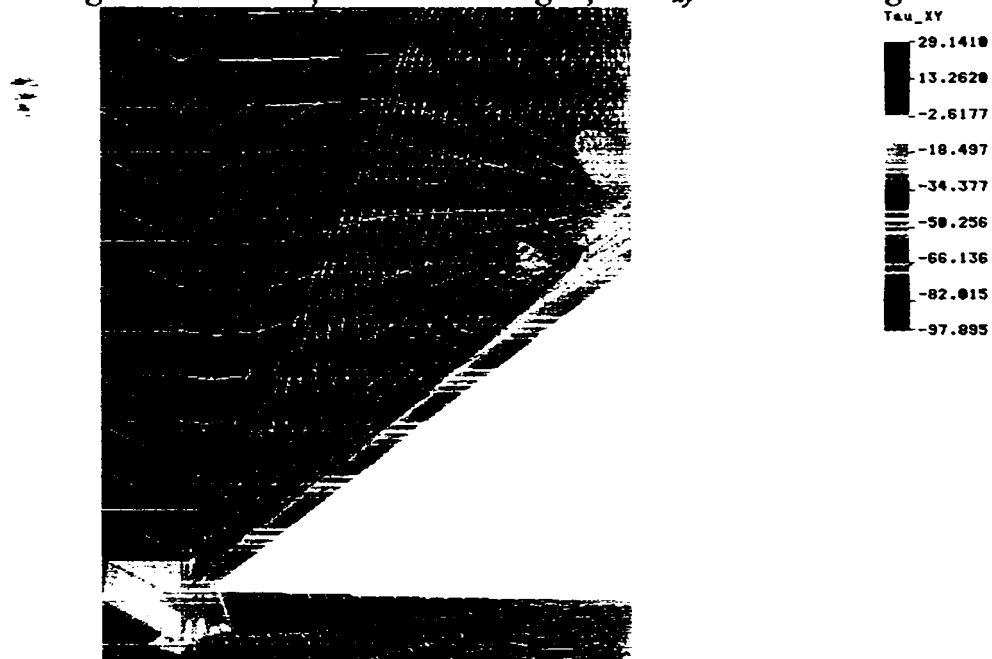


Fig. 3.43 Distribuția tensiunii tangențiale  $\tau_{xy}$  - secțiune transversală

și  $\sigma_3$ .  
Figurile 3.44 - 3.47 prezintă distribuția tensiunilor normale principale  $\sigma_1$



Fig. 3.44 Distribuția tensiunii normale principale  $\sigma_1$  - secțiune longitudinală



Fig. 3.45 Distribuția tensiunii normale principale  $\sigma_1$  - secțiune transversală





Fig. 3.46 Distribuția tensiunii normale principale  $\sigma_3$  - secțiune longitudinală

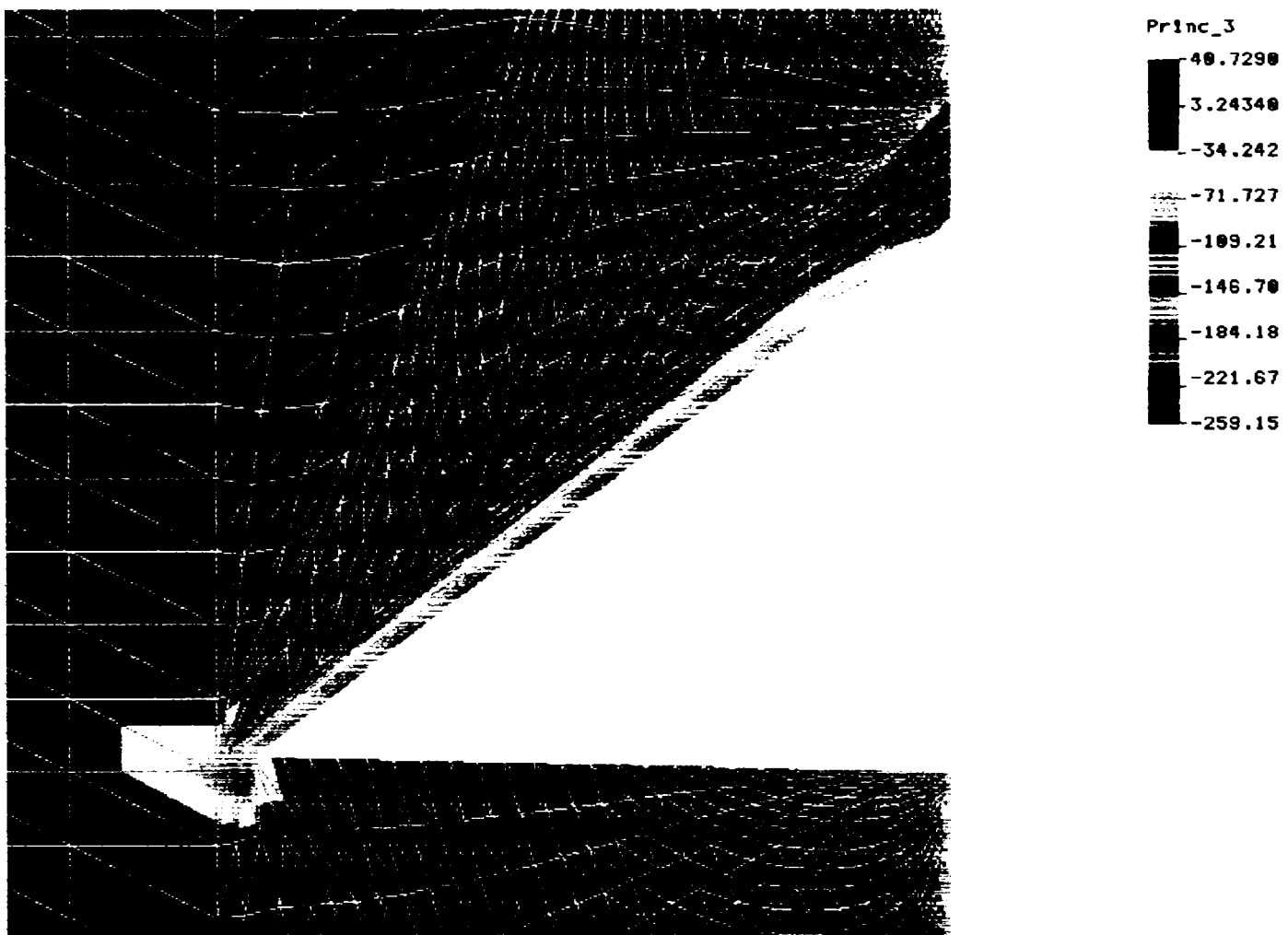


Fig. 3.47 Distribuția tensiunii normale principale  $\sigma_3$  - secțiune transversală

În mod similar s-a procedat și în cazul solului, considerându-l ca omogen, elastic și izotrop. Epurele tensiunilor sunt prezentate în figurile următoare.

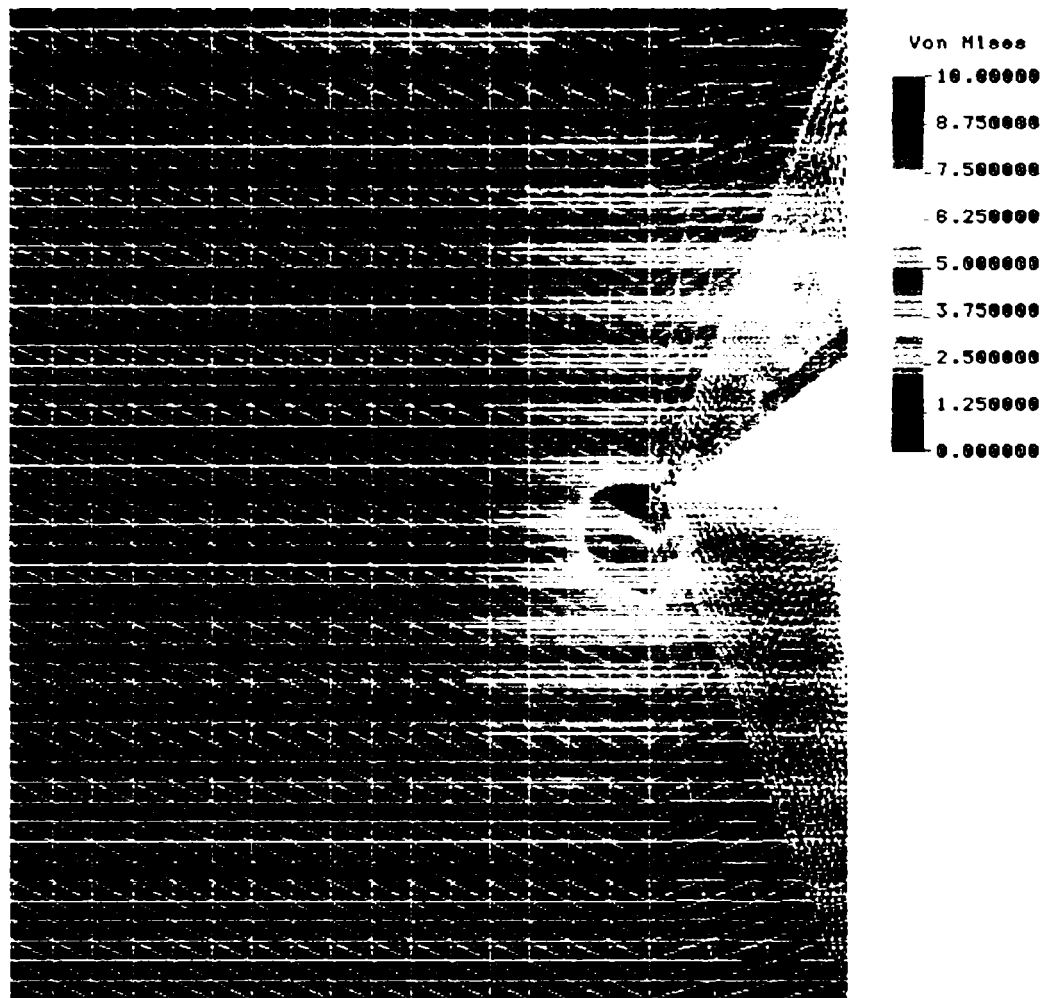


Fig. 3.48 Distribuția tensiunilor în sol după teoria a cincea de rezistență  $\sigma_{ech(5)}$

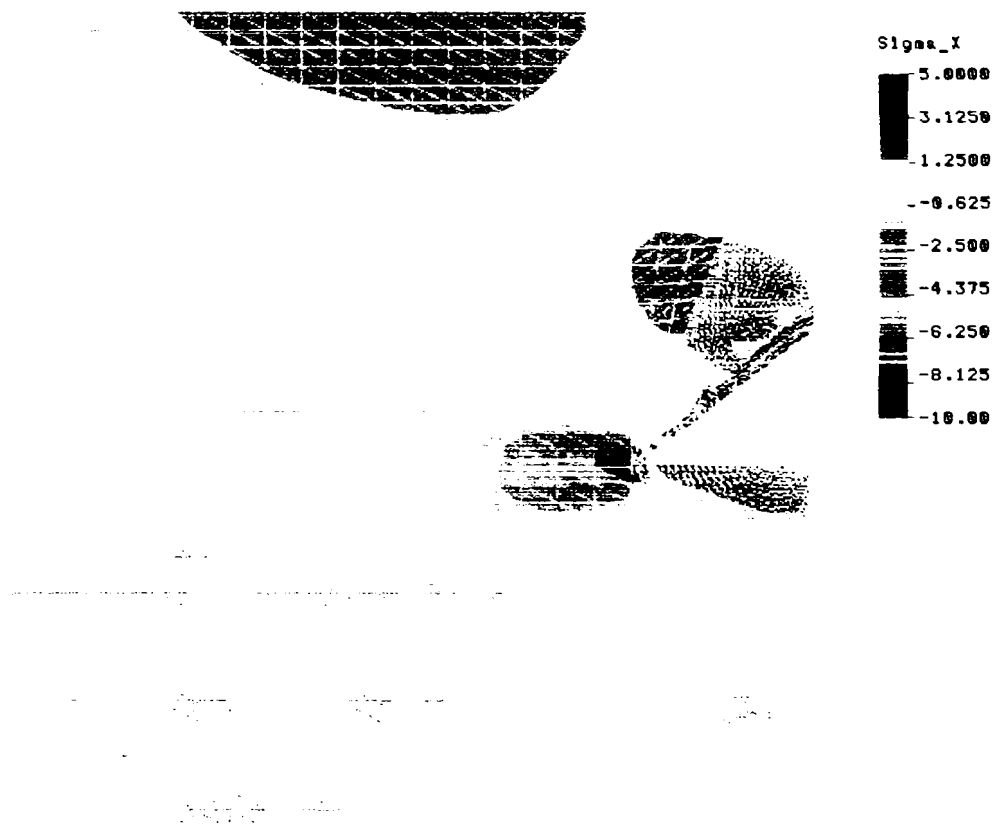
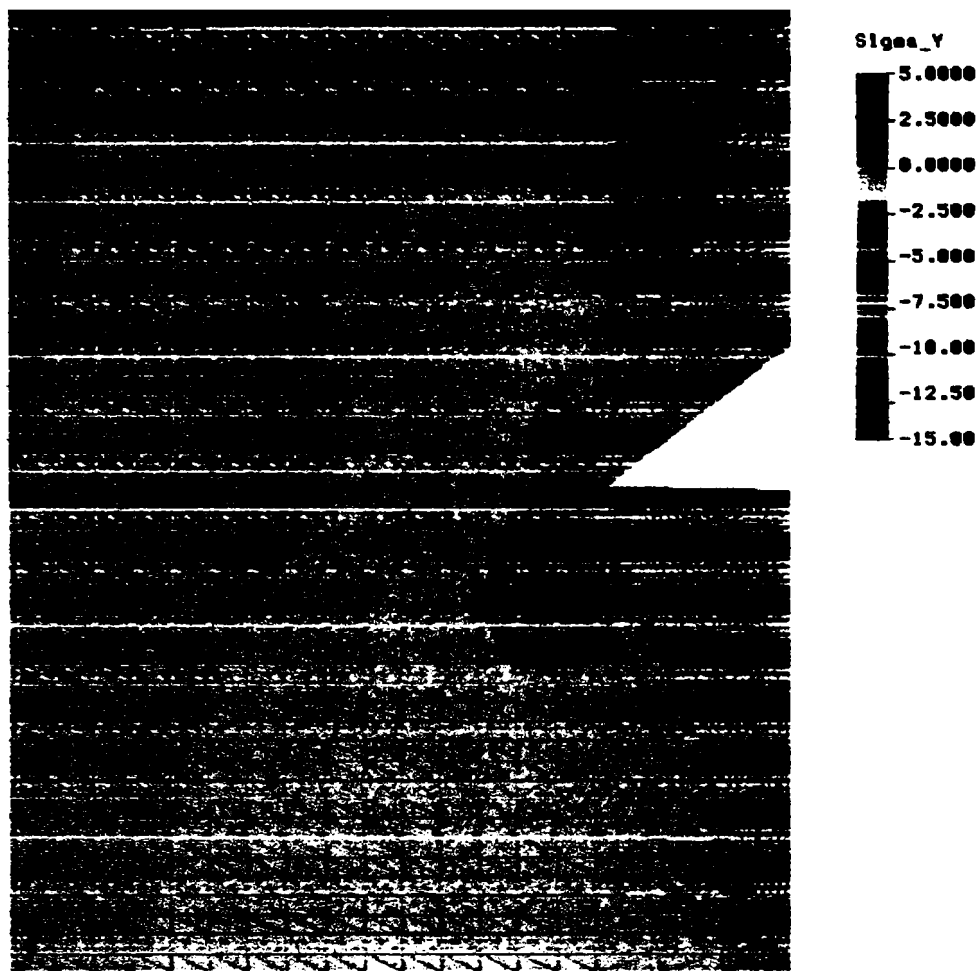
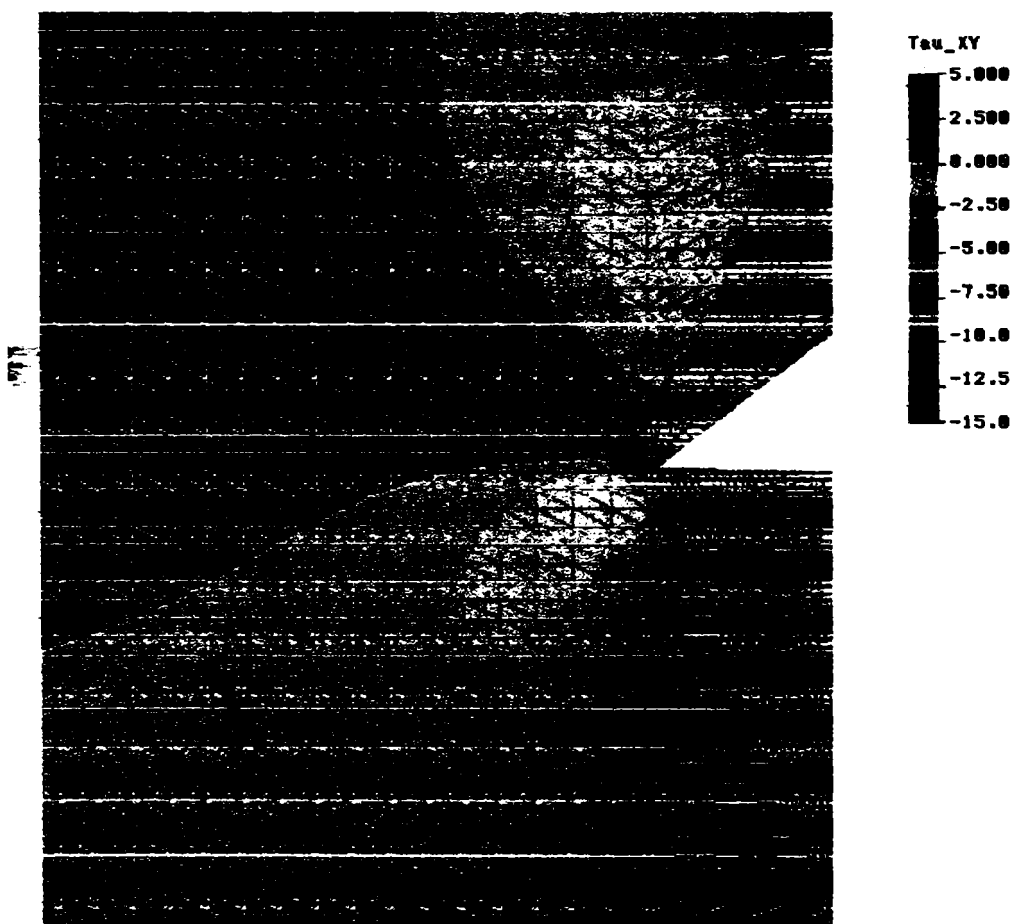


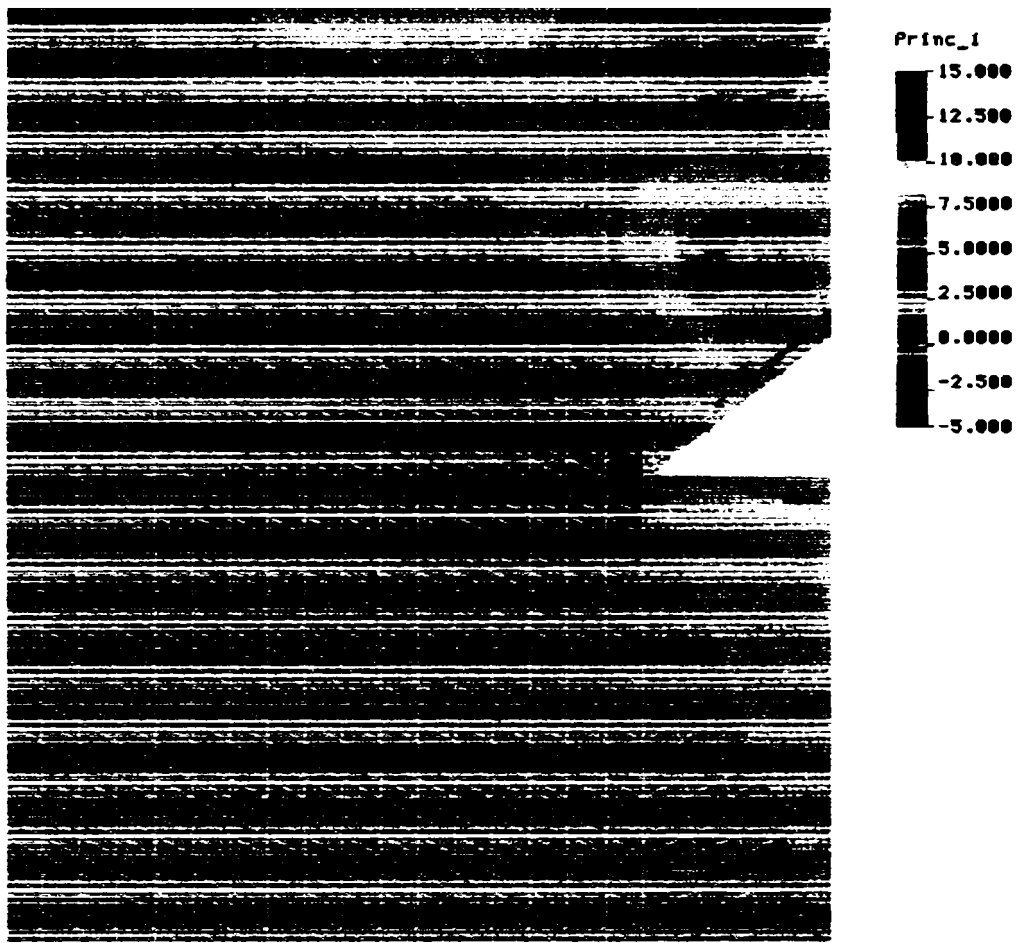
Fig. 3. 49 Distribuția tensiunii normale  $\sigma_x$  în sol



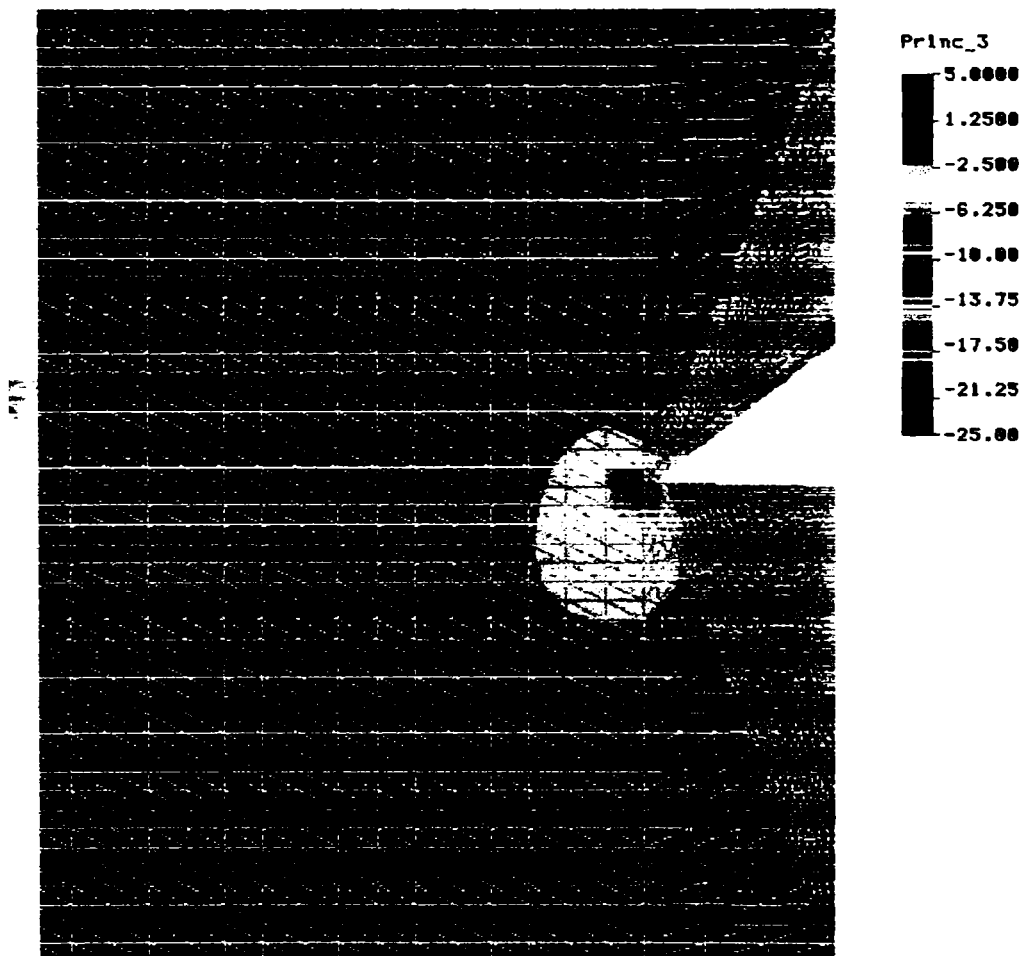
*Fig. 3.50 Distribuția tensiunii normale  $\sigma_y$  în sol*



*Fig. 3.51 Distribuția tensiunii tangențiale  $\tau_{xy}$  în sol*



*Fig. 3.52 Distribuția tensiunii normale principale  $\sigma_1$*



*Fig. 3.53 Distribuția tensiunii normale principale  $\sigma_3$*

## CAPITOLUL 4

### CERCETĂRI EXPERIMENTALE PRIVIND INFLUENȚA PROPRIETĂȚILOR FIZICO-MECANICE ASUPRA UZĂRII ORGANELOR DE LUCRU ALE MAȘINILOR AGRICOLE DE LUCRAT SOLUL

#### 4.1 GENERALITĂȚI

Validarea oricărui model teoretic se poate face, pe lângă verificarea corectitudinii pe care se bazează, prin determinări experimentale și prin compararea rezultatelor acestora cu valorile determinate prin calcul analitic. Pentru a verifica afirmațiile din partea teoretică, s-au realizat determinări experimentale pe un brăzdar tip daltă ce echipază trupele plugului Lemken, ales de autor.

În vederea realizării acestor determinări, autorul a colaborat cu S.C. Agromec Biled S.A. Determinările au fost planificate de autor sub coordonarea conducătorului său de doctorat, Prof. Dr. Doc. Șt. Ing. Aftanasie Șandru.

Teoretic, pentru cunoașterea uzurii unui organ de lucru solul, este necesar să se cunoască tensiunile care se exercită asupra acestuia.

Din punct de vedere al tehnicii de măsurare, metodele utilizate în cele mai multe cazuri constau în măsurarea tensiunilor pe suprafața de lucru a organului, nu pe lungimea tăișului. Acest lucru este greu de realizat, deoarece plasarea timbrele tensometrice nu poate fi făcută din două motive: pe de-o parte datorită grosimii mici a tăișului, iar pe de alta datorită uzurii continue a lui și smulgerii acestora.

În urma determinărilor experimentale efectuate s-a studiat modul în care proprietățile fizico-mecanice influențează uzura organului de lucru. Procesul a fost analizat și prin prisma influenței cumulate a doi parametri, dintre care unul a fost rezistența la penetrare, iar celălalt adâncimea de lucru.

Pentru proiectare cât mai exactă, cât și pentru exploatarea eficientă a mașinilor agricole de lucru solul, este necesar să se cunoască influența solului asupra organului de lucru.

#### 4.2 AGREGATUL UTILIZAT PENTRU DETERMINĂRILE EXPERIMENTALE

Pentru efectuarea determinărilor experimentale în câmp s-a folosit un agregat compus dintr-un tractor și un plug purtat reversibil.

Tractorul folosit este de producție germană marca FENDT FAVORIT 716 VARIO produs de XAVER FENDT &CO – GERMANIA ale cărui caracteristici tehnice sunt prezentate în Anexa 2, a acestei lucrări.

Plugul este reversibil cu lățime variabilă de lucru, produs de firma germană LEMKEN GmbH & Co. KG, tip OPAL 180 A 4 N 100, și are caracteristicile prezentate în Anexa 3.

#### **4.3 DETERMINĂRI EXPERIMENTALE**

Determinările experimentale au fost efectuate în două etape, astfel:

1. realizarea unor dispozitive pentru prelevarea de amprente de pe tăișului brăzdarului;
2. experimentări în câmp.

##### **4.3.1 SCOPUL DETERMINĂRILOR EXPERIMENTALE**

Scopurile principale urmărite cu ocazia determinărilor experimentale au fost:

1. studiul comparativ a brăzdarelor daltă ce echipează plugurile LEMKEN și a brăzdarelor daltă ce echipează plugurile indigene;
2. studiul influenței proprietăților fizico - mecanice ale solului asupra rezistenței la uzură a brăzdarelor de plug.

##### **4.3.2 CONDIȚIILE REALIZĂRII DETERMINĂRILOR EXPERIMENTALE**

###### ***ÎNCERCĂRI EFECTUATE ÎN LABORATOR***

Încercările care au avut drept scop determinarea structurii și durității materialelor din care sunt executate brăzdarele, s-au făcut în laboratoarele Catedrei de Știința Materialelor și Tratamente Termice din cadrul Facultății de Mecanică – Universitatea POLITEHNICA din Timișoara.

Etalonarea traductorului penetrometrului static, s-a făcut în laboratorul Catedrei de Rezistența Materialelor din cadrul Facultății de Mecanică – Universitatea POLITEHNICA din Timișoara.

Determinările care au avut drept scop proprietățile fizico-mecanice ale solului, au fost făcute în laboratoarele Departamentului de Inginerie Geotehnică și Căi de Comunicații Terestre a Facultății de Construcții, și în laboratorul disciplinei de Știința solului al Catedrei de Transporturi și Logistică a facultății noastre.

###### ***ÎNCERCĂRI EFECTUATE ÎN CÂMP***

Determinările efectuate în câmp au avut loc pe trei sole aparținătoare societății S.C. Agromec Biled S. A. astfel:

- sola 1 situată în localitatea Dudeștii Noi cu o suprafață de 105 ha, solul fiind cernoziom, necarbonatic;

- sola 2 situată în localitatea Biled cu o suprafață de 130 ha, solul lucrat fiind încadrat în categoria vertisol gleizat moderat;
- sola 3 situată în localitatea Becicherecu Mic cu suprafața de 124 ha, solul fiind de tipul lăcoviște salinizată.

Principalele caracteristici ale solului din cele trei sole sunt prezentate în tabelul 4.1 și 4.2.

Tabelul 4.1<sup>#</sup> Proprietățile fizico- chimice ale solurilor pe care s-au făcut determinările

Sola	Orizontul	Adâncimea [cm]	Frațiuni granulometrice(mm) [%]				CO <sub>3</sub> Ca [%]	Humus [%]	N [%]	pH	Aggregate stabile
			2-0,2 nisip grosier	0,2- 0,02 nisip fin	0,02- 0,002 măr sau praf	< 0,002 argilă					
Dudeștii Noi	Ap	0-20	14,2	64,6	11,8	9,4	0	3,41	0,171	6,5	46,4
	Ay	20-35	9,8	62,8	14,8	12,4	0,3	3,28	0,160	7,3	40,2
Biled	Ao	0-12	0,7	18,7	16,5	64,1	0	3,04	0,150	7,01	
	Ay	12-24	0,5	16,6	21,3	62,2	0,1	2,48	0,120	7,7	
		24-38	0,4	17,2	19,8	62,6	0,2	2,79	0,135	7,8	
Becicherecu Mic	Ap	0-20	2,85	22,66	27,08	47,41	0	-	-	6,7	
	Ay	20-35	2,2	27,28	23,94	46,58	0,2	-	-	7,2	

Tabelul 4.2<sup>#</sup> Proprietățile hidro-fizice ale solurilor pe care s-au făcut încercările

Sola	Adâncimea a [cm]	Densitatea D [g/cm <sup>3</sup> ]	Densitatea aparentă DA [g/cm <sup>3</sup> ]	Porozitatea P [%]		Coef. de ofilire CO [%]	Capacitatea de câmp CC [%]	Capacitatea utilă CU [%]	Capacitatea totală CT [%]	Grad de tasare GT [%]
				totală	aerație					
1	20-35	2,04	1,29	52	8	22,9	35,2	14,1	36,5	20
2	20-38	2,43	1,29	45	1	27,5	33,4	7,7	36,3	23
3	20-35	2,48	1,39	42	0	24,1	29	4,4	29,2	27

# Datele sunt obținute de la O.S.P.A. Timișoara

#### 4.3.3 PLANIFICAREA ETAPELOR ÎNCERCĂRILOR EXPERIMENTALE

Structura programului conform căruia au fost efectuate determinările experimentale este prezentată în fig. 4.1



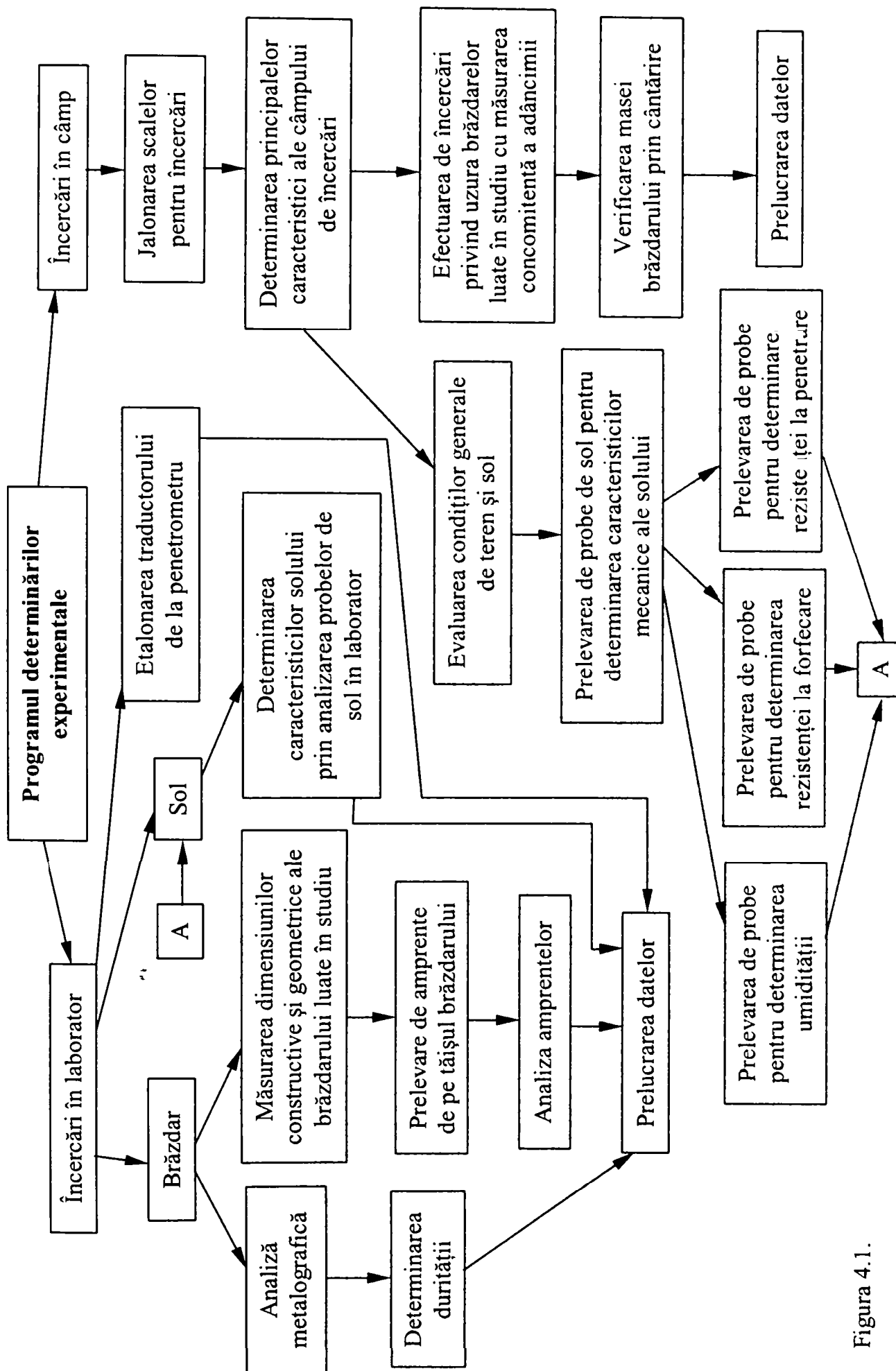


Figura 4.1.

## ***ETAPELE AFERENTE ÎNCERCĂRILOR ÎN LABORATOR***

Determinările experimentale care au fost făcute în laborator au avut loc conform următorului program:

1. analiza metalografică a probelor;
2. determinarea durtății probelor analizate;
3. etalonarea traductorului de forță;
4. prelevarea amprentelor de pe tăișul brăzdarelor;
5. prelucrarea amprentelor și trasarea epurilor;
6. determinarea caracteristicilor solului prin analizarea probelor de sol în laborator;
7. prelucrarea datelor.

## ***ETAPELE AFERENTE ÎNCERCĂRILOR ÎN CÂMP***

Determinările experimentale care au fost efectuate în câmp au avut loc conform următorului program:

1. stabilirea soarelui pentru încercări;
2. determinarea principalelor caracteristici ale câmpului de încercări:
  - evaluarea condițiilor generale de teren și sol;
  - prelevarea de probe pentru determinarea caracteristicilor mecanice ale solului;
  - determinarea rezistenței specifice a solului la penetrare în condițiile umidității din câmp;
  - prelevarea de probe de la adâncimi diferite pentru determinarea umidității solului;
  - prelevarea de probe de la adâncimi diferite pentru determinarea rezistenței la penetare în condiții de laborator.
3. efectuarea încercărilor cu brăzdarul luat în studiu; măsurarea adâncimii de lucru și a vitezei de deplasare a tractorului;
4. verificarea adâncimii de lucru și a lățimii de lucru;
5. prelucrarea datelor.

### **4.3.4 PLANIFICAREA ÎNCERCĂRILOR EXPERIMENTALE ÎN CÂMP**

În activitatea de cercetare – dezvoltare științifică, munca experimentală este cea mai costisitoare. Deci este de dorit, ca printr-o prelucrare cât mai precisă, prin extragerea tuturor informațiilor din datele experimentale, respectiv prin reducerea numărului de experimentări să se încerce o reducere a acestor cheltuieli [Adler ș. a. 1977, Kemeny și Deak 1993, Gonczi 1999].

Atunci când se studiază experimental procese complexe, care sunt influențate de un număr mare de factori, pentru a optimiza raportul dintre costul încercărilor experimentale și rezultatele acestora, este nevoie să se folosească

metodele de planificare a experiențelor. Procesul de lucru a solului este un proces deosebit de complex. Este evident că, în acest caz, este necesar a se utiliza acele metode științifice care să poată crea valabilitatea și calitatea rezultatelor, concomitent cu reducerea numărului de încercări, deci implicit și costurile.

Întrucât la ora actuală nu este descris suficient de precis cum are loc uzarea tăișului brăzdarului, care dintre proprietățile fizico-mecanice ale solului influențează major acest proces, autorul a luat hotărârea de a face un sondaj de opinie în rândul a zece specialiști de marcă în domeniu pe baza unui chestionar în care s-a luat în calcul cinci criterii și zece parametri. În urma prelucrării statistice a acestor chestionare s-a ajuns la concluzia că parametrii ce trebuie urmăriți în cadrul determinărilor experimentale sunt:

1. influența umidității solului  $w_a$  asupra procesului de uzare a tăișului brăzdarului;
2. influența rezistenței la penetrare  $R_p$  a solului asupra vitezei de uzare;
3. influența vitezei de lucru  $v$  a organului luat în studiu;
4. influența adâncimii  $a$  de lucru asupra vitezei de uzare;
5. influența tipului de sol asupra vitezei de uzare;
6. suprafața lucrată.

Ținând seama de cele de mai sus, au fost aleși următorii parametri pentru a fi variabile independente:

1. umiditatea  $w_a$ ;
2. rezistența la penetrare  $R_p$ ;
3. viteza de lucru  $v$ ;
4. adâncimea de lucru  $a$ ;
5. tipul de sol.

Metodele clasice de planificare a experiențelor impun ca la fiecare încercare, în cadrul aceluiași experiment, să se modifice doar valoarea unui singur parametru. În acest fel se realizează satisfacerea cerinței de ortogonalitate a experienței, adică să se poată studia efectul fiecărui factor independent unul de celălalt. Aceasta cere însă realizarea unui număr mare de încercări.

#### **4.3.5 ECHIPAMENTE, APARATE ȘI INSTRUMENTE FOLOSITE LA ÎNCERCĂRILE EXPERIMENTALE**

Tractorul folosit la determinări este FENDT FAVORIT 716 VARIO produs de XAVER FENDT &CO – GERMANIA cu numărul de identificare 7116214323 în agregat cu plugul reversibil LEMKEN OPAL 180 A 4 N 100 produs de firma LEMKEN cu numărul de identificare 3799 (fig. 4.2 ).



*Fig.4.2 Agregatul utilizat pentru determinările experimentale*

Aparatura și instrumentele folosite la:

1. Determinarea structurii și durității materialelor la brăzdarile luate în studiu:

-aparatură pentru determinarea structurii metalografice:

tip DRON 3

producător: C.C.C.R.

nr. identificare: 53/1980

-aparatură pentru determinarea durității Brinell tip PH-C-02/07:

producător: Balanța Sibiu

nr. identificare: 946

-aparatură pentru determinarea durității Vickers:

model: TMM-2/YXJI 42

producător: C.C.C.R.

nr. identificare: 53/1980

2. Determinare și amprentarea tăișului

-dispozitive de amprentare

proiectat: Dipl. ing. Ionel Vandici

executat: Catedra T.L. a F.M.P.T.

-analizor de profile MP 320

producător: CARL ZEISS JENA, D. D. R.

nr. fabricație 902028

3. Jalonarea solului:

țărnișe de jalonare  
ruletă de 50 m

4. Determinarea rezistenței la penetrare:

- penetrometru static fără manta tip STEIN  
nr. identificare 550/1978
- penetrometru dinamic ușor PDU 10  
producător: Catedra de Geotehnică și Fundații

5. Determinarea umidității solului:

- sondă de prelevat probe de sol  
tip Nekrasov
- etuvă tip I T M – România  
nr fabricație 867/1979
- balanță de precizie tip MB-C-12/01  
producător: Balanța Sibiu  
nr. fabricație: 1828
- balanță electronică tip BD 1201  
producător: TETTLER-TOLEDO AG.-U.S.A.  
nr. identificare SRN 10825 AC

3. Determinarea caracteristicilor mecanice a solului:

- aparat cu cutie de forfecare directă  
producător: IMEC-București  
nr. fabricație:551/1978

4. Determinarea dimensiunilor geometrice:

- micrometru de exterior 75-100 mm:  
producător: Fepa București  
nr. fabricație:0438-01-80
- micrometru de exterior 100-125 mm:  
producător: Fepa București  
nr. fabricație:16421-78
- micrometru de exterior 125-150 mm:  
producător: Fepa București  
nr. fabricație:0426-01-80
- raportor optic tip YO-2-5'

#### 8. Achiziția de date:

- calculator Pentium IV 1800Mhz, 256 Mb.
- Softuri:
  - Excel;
  - Maple 7;
  - Autocad 2000;
  - Corel Draw 10;
  - Table Curve Win 4;

### 4.4 PRELUCRAREA ȘI INTERPRETAREA DATELOR EXPERIMENTALE

#### 4.4.1 PRELUCRAREA ȘI INTERPRETAREA REZULTATELOR ÎNCERCĂRILOR DE LABORATOR

##### *ETALONAREA TRADUCTORULUI PENETROMETRULUI STATIC*

Pentru realizarea etalonării traductorului utilizat la penetrometrul static a fost necesară încărcarea cu forțe care au fost aplicate pe mânerul penetrometrului, perpendicular pe tija de penetrare. Datorită faptului că traductorul nu are caracteristica definită, deoarece penetrometrul utilizat nu este din fabricația de serie s-a efectuat etalonarea proprie a acestui traductor în laboratorul Catedrei de Rezistența Materialelor din cadrul Facultății de Mecanică.

Procesul de etalonare a avut loc folosind o presă hidraulică acționată manual, pe cadranul acesteia citindu-se valoarea forței, iar pe cadranul comparatorului, numărul de diviziuni.

Măsurătorile au fost efectuate la încărcare de la 0 la 200 N având rația de 10 N, după care forța a fost lăsată să descrească prin deschiderea robinetului de retur al pompei până la valoarea 0, menținându-se aceeași rație de 10 N. Astfel s-a realizat ciclul de încărcare – descărcare complet, în trei repetiții. S-a luat în considerare și histereza traductorului, reducându-se astfel erorile datorate acestui fenomen.

Rezultatele prezentate în tabelul 4.3 sunt valorile medii aritmetice ale repetițiilor, iar caracteristica traductorului este prezentată în fig. 4.3

După cum se poate vedea din rezultatele etalonării, caracteristica este liniară, coeficientul de corelare liniară având valoarea foarte mare  $R^2 = 0,9999$

În urma etalonării traductorului se cunoaște caracteristica acestuia, deci se poate calcula pentru fiecare determinare în parte care este rezistența opusă de sol la penetrare, pentru diferite adâncimi. Pentru ca informațiile să fie corecte, trebui ca forța să acționeze perpendicular pe tija penetrometrului.

Tabelul 4.3 Rezultatele măsurărilor aferente etalonării traductorului

Nr crt	Rezultatele la încărcare		Rezultatele la descărcare	
	Citite pe cadranul presei [N]	Citite pe cadranul comparatorului [div]	Citite pe cadranul presei [N]	Citite pe cadranul comparatorului [div]
1	0	0	200	239
2	10	12	190	227
3	20	23	180	216
4	30	35	170	203
5	40	47	160	191
6	50	58	150	179
7	60	70	140	168
8	70	83	130	151
9	80	94	120	145
10	90	105	110	132
11	100	117	100	120
12	110	129	90	104
13	120	141	80	95
14	130	153	70	82
15	140	165	60	71
16	150	178	50	56
17	160	190	40	47
18	170	202	30	37
19	180	214	20	24
20	190	226	10	12
21	200	238	0	

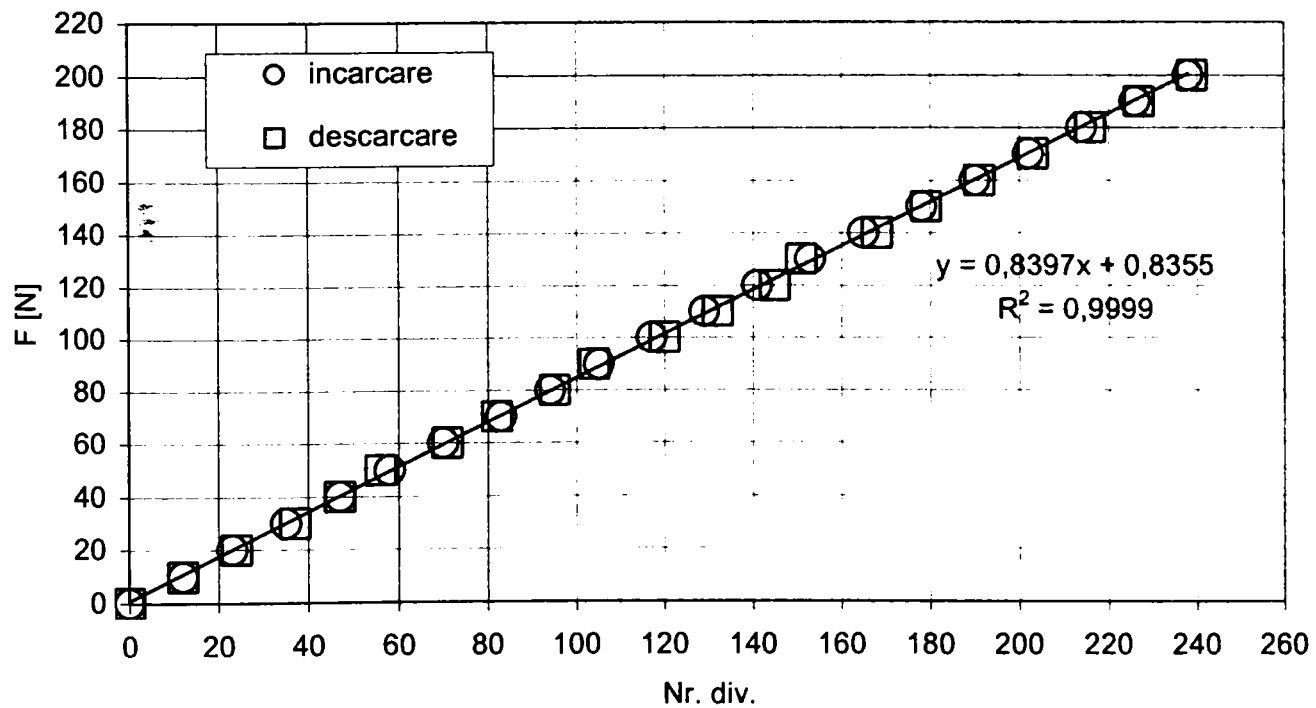


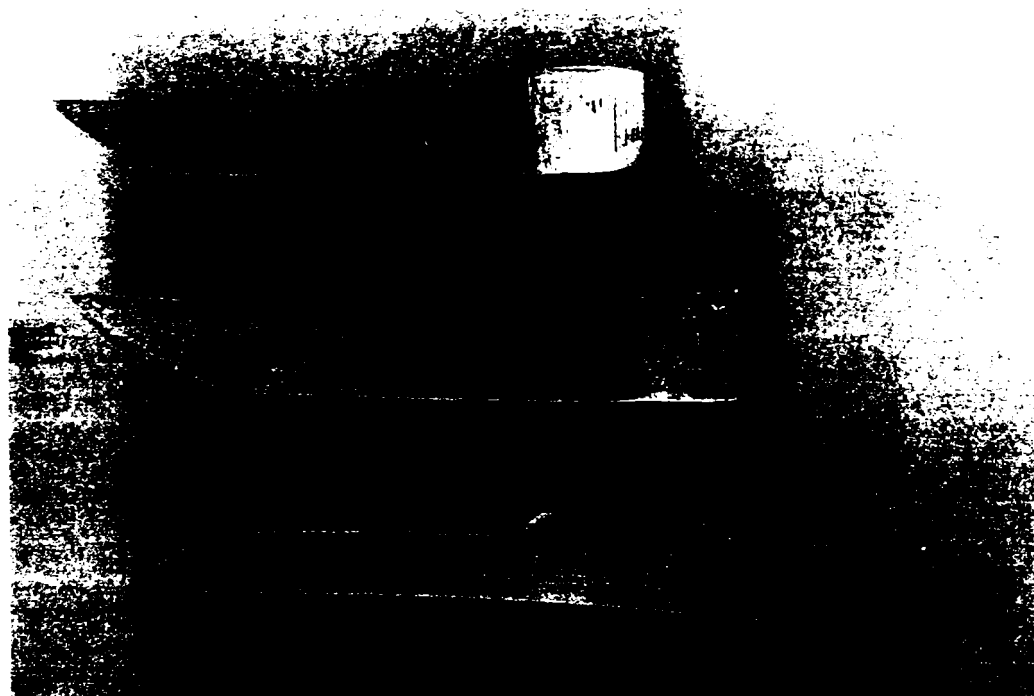
Fig. 4.3 Diagrama caracteristică a traductorului penetrometrului static



Pentru determinarea aspectelor metalografice s-au luat trei probe metalografice care au fost șlefuite cu hârtie metalografică cu granulația cuprinsă între 159 și 900. În tot timpul pregătirii probelor au fost luate măsuri ca temperatura acestora să nu difere de cea a mediului ambiant pentru a nu influența structura straturilor superficiale datorită unor încălziri locale puternice. Pentru a preveni acest lucru, răcirea a fost asigurată cu apă distilată cu curgere liberă. Lustruirea suprafețelor probelor s-a făcut cu perie din pâslă folosind soluție pentru lustruit probe metalografice iar în primă fază pastă de șlefuit pe bază de oxid de aluminiu.

După lustruire probele au fost atacate metalografic cu reactivul NITAL (amestec de acid azotic și alcool etilic 1-5 ml  $\text{NHO}_3$  la 10ml alcool). Inițial ele au fost degresate cu alcool etilic, apoi atacate și din nou spălate cu apă distilată și alcool etilic. Păstrarea probelor s-a făcut într-un exicator cu substanță hidroabsorbantă.

Astfel probele pregătite ( fig. 4.4 ), în cadrul Catedrei de Știința Materialelor și Tratamente Termice din Facultatea de Mecanică au fost analizate macro și microscopic, folosind un microscop optic cu mărire de 500x.

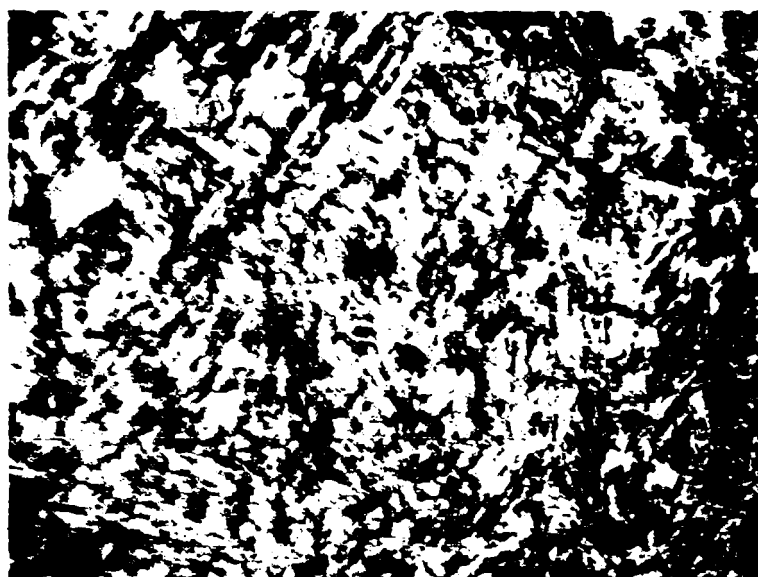


*Fig. 4.4 Probe supuse analizei metalografice:  
1 – vârf; 2 – mijloc; 3 – capătul brăzdarului.*

Din analiza macroscopică a probelor au rezultat următoarele:

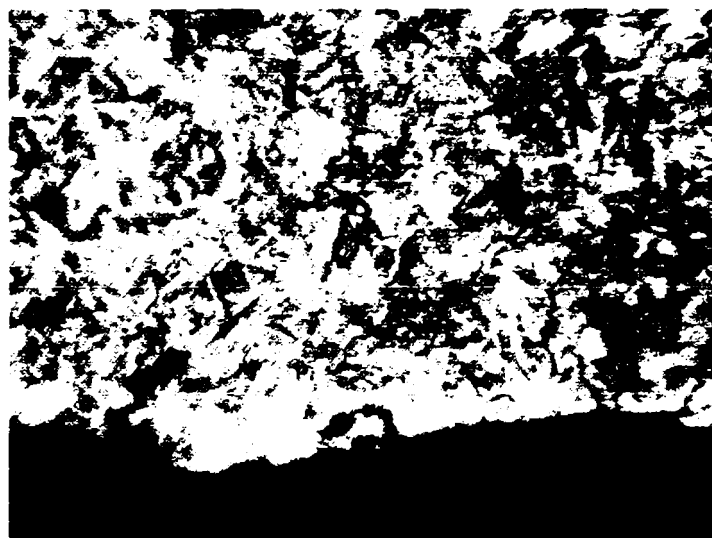
- suprafața activă plană pe toată lungimea brăzdarului prezintă o

structură martensitică aciculară ( fig. 4.5 );



*Fig. 4.5 Microstructura suprafeței active*

- suprafața dorsală (din spatele brăzdarului) prezintă aceeași structură, dar apare o alungire a grăunților tipic fenomenului de tratament mecanic de suprafață (ecruisare), iar suprafața care nu a intrat în contact cu solul prezintă urme de corodare la limitele dintre grăunți ( fig.4.6 );

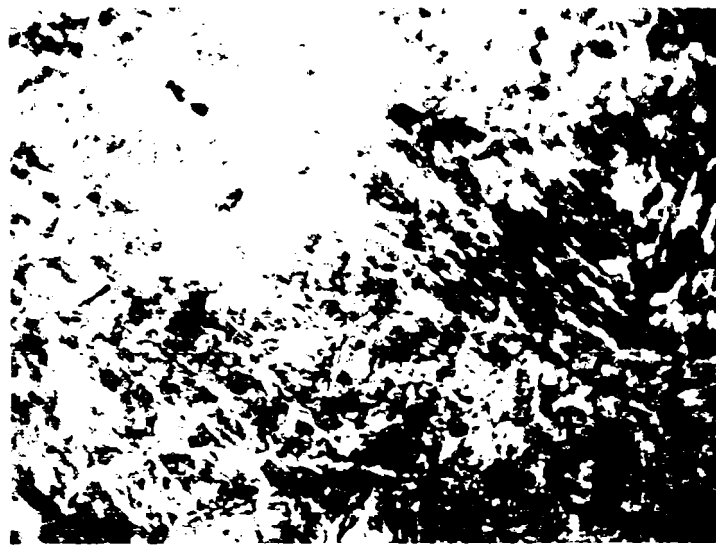


*Fig. 4.6 Microstructura suprafeței dorsale*

- miezul de asemenea prezintă o structură aciculară (fig. 4.7 ).

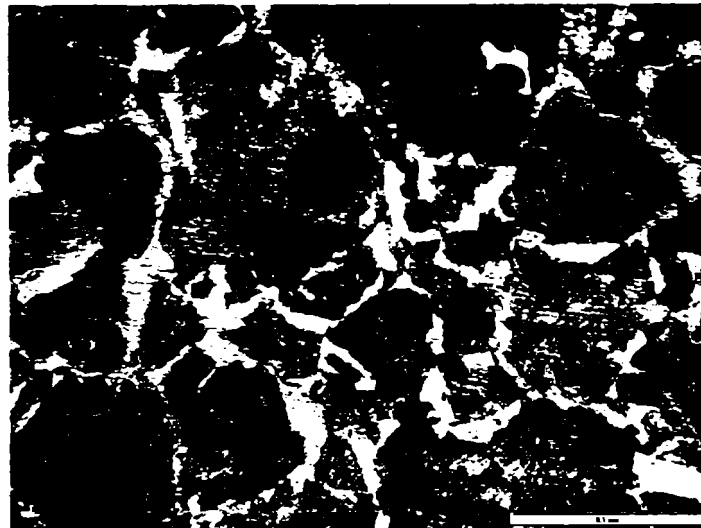
Toate cele trei probe analizate prezintă în structură și incluziuni nemetalice (punctele negre), probabil sulfură de mangan.

Se poate trage concluzia în urma analizei metalografice că materialul utilizat la construcția brăzdarului se apropie de oțelul românesc OLC 65, căruia i s-a aplicat tratament termic de volum (călire + revenire joasă).



*Fig. 4.7 Microstructura miezului*

În figura 4.8 se prezintă microstructura de echilibru a aceluiași oțel înainte de tratamentul termic și care este ferito - perlitică.



*Fig. 4.8 Microstructura oțelului înainte de tratamentul termic*

#### **DETERMINAREA DURITĂȚII BRĂZDARELOR**

În cadrul Catedrei de Știința Materialelor și Tratamente Termice din Facultatea de Mecanică a fost studiată duritatea materialului utilizat în construcția brăzdarelor de plug tip daltă de la plugul Lemken, nou și după ce acesta a lucrat 100 ha.

Etapele care au fost parcurse pentru determinarea durității au fost următoarele:

- s-a debitat mai multe probe (6) din diferite secțiuni ale brăzdarului, figura 4.9;
- aceste probe au fost șlefuite pentru a obține o suprafață netedă și lucioasă;
- s-a trecut la determinarea durității probelor pe partea din față, pe partea

dorsală (din spate), precum și în zona de mijloc a acestor probe.



*Fig. 4.9 Probe pentru încercări de duritate.*

Duritatea a fost măsurată cu durimetrul VICKERS de proveniență DDR în următoarele condiții: forța de apăsare de 5 daN, iar unghiul de la vârful a penetratorului de diamant de  $136^{\circ}$ . Pentru a nu influența valorile citite, distanța, între cele două urme vecine precum și între marginea probei și prima urmă, s-a asigurat întotdeauna egală cu de cel puțin trei ori diagonala amprenteii.

Pentru brăzdarul nou s-a determinat duritatea acestuia, atât pe partea din față, cât și pe partea din spate, în mai multe puncte ( pentru relevanța statistică). Brăzdarul a prezentat aceeași duritate pe întreaga suprafață, aceasta fiind de cca. 475 HV ( 48 HRC ).

În urma uzării, determinând duritățile probelelor prelevate de pe brăzdar s-a observat că pe partea din față nu s-au înregistrat variații semnificative ale durității cu adâncimea, lățimea, lungimea brăzdarului precum și cu valoarea determinată pe brăzdarul nou ( fig. 4.10 )

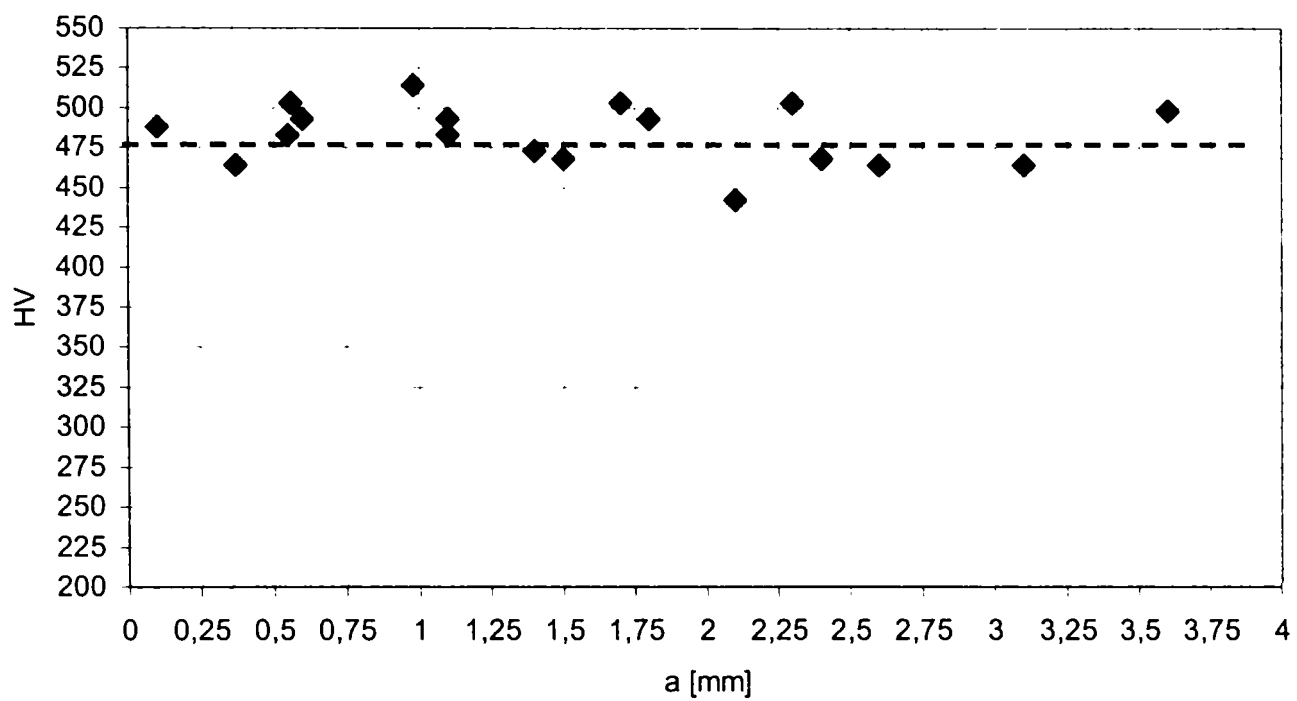


Fig. 4.10 Variația durtății cu adâncimea . Proba 4, partea din față.

Determinările făcute pe aceleași probe, dar pe partea din spate, arată că durtatea variază cu adâncimea și lungimea, pe lățimea de lucru. Variația durtății pe adâncime este prezentată în fig. 4.11, iar variația durtății medii cu adâncimea în fig. 4.12.

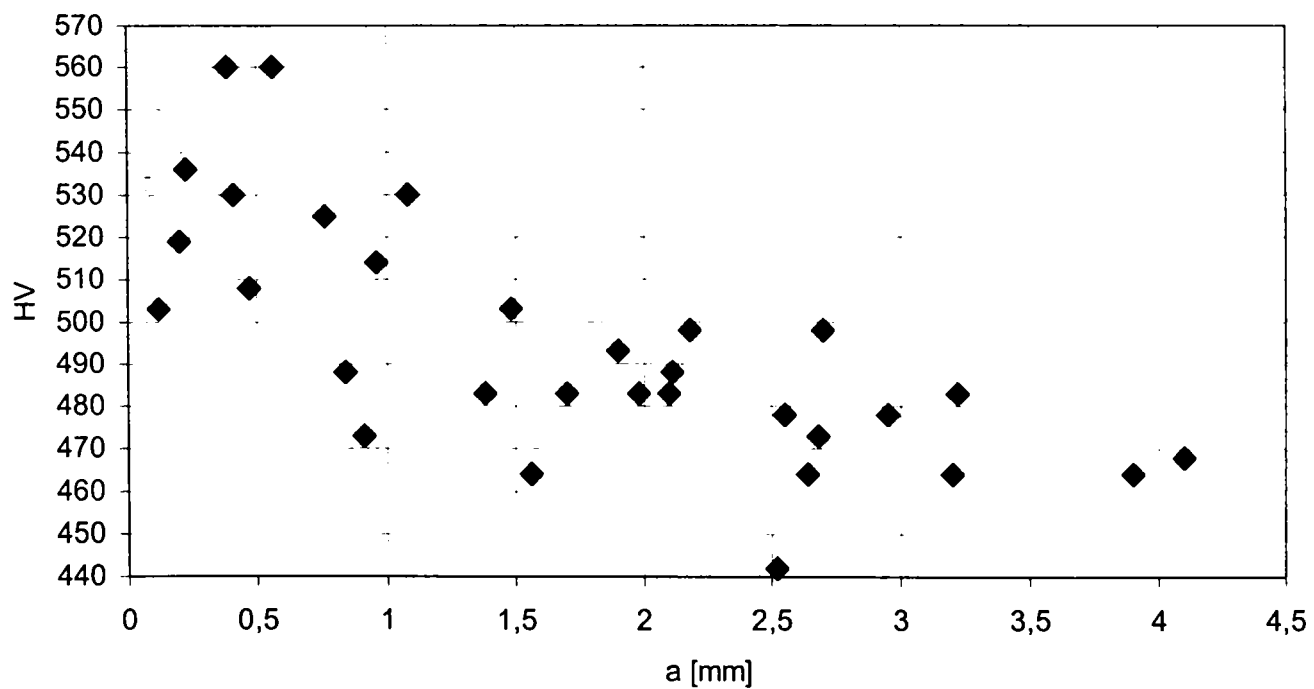


Fig. 4.11 Variația durtății cu adâncimea. Proba 2, partea din spate, măsurată

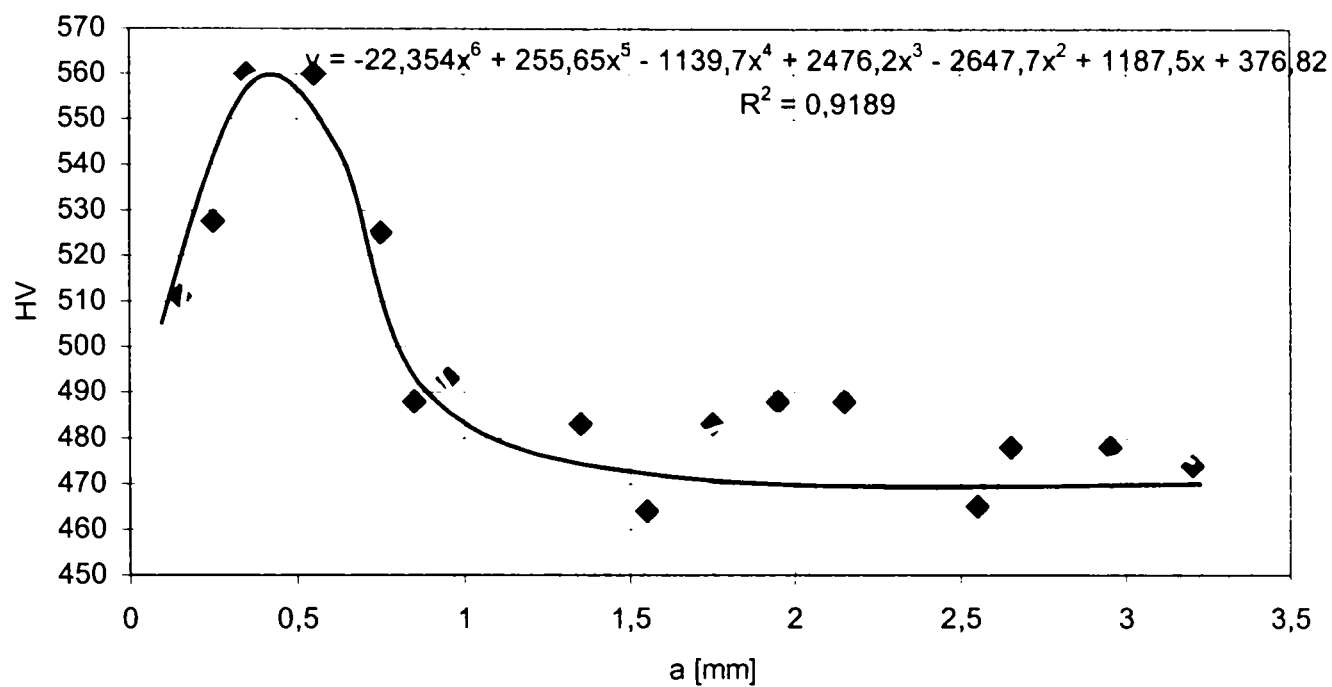


Fig. 4.12 Variația durității medii cu adâncimea. Proba 2, partea din spate.

În urma analizei variației durității cu adâncimea în cele șase secțiuni ( fig. 4.12 ) s-a considerat relevantă adâncimea de influență de 1 mm. Pe baza celor de mai sus s-a obținut o relație de corelare de tipul:

$$HV = A \cdot a^2 + B \cdot a + C \quad (4.1)$$

unde: a reprezintă adâncimea [mm];  
A,B,C- coeficienți de corelare.

O observație interesantă, a fost aceea că, coeficienții A și B au prezentat variații neseemnificative pe lungimea brăzdarului, doar coeficientul C având valori diferite, variația acestuia cu lungimea fiind prezentată în fig. 4.13

Funcția de corelare pentru relația 4.1 într-o anumită secțiune este prezentată în fig. 4.14.

Acceptând relațiile de corelare de mai sus, putem estima variația durității pe spatele brăzdarului cu adâncimea și lungimea acestuia, fig. 4.15 și 4.16.

Totodată, dacă ținem seama de dependența duritate-rezistență la rupere, [97], putem aprecia variația rezistenței mecanice cu adâncimea și lungimea brăzdarului ca urmare a uzurii acestuia, fig. 4.17.

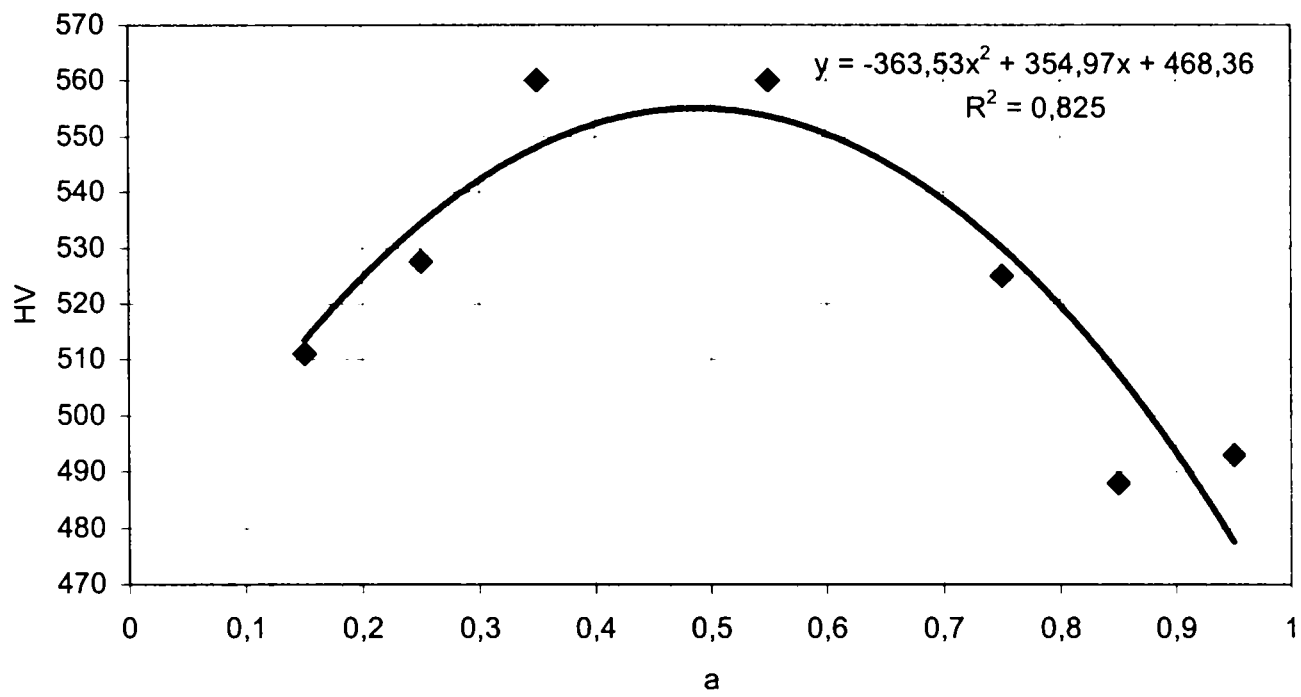


Fig. 4.13 Variația durtății pe adâncimea de 1mm. Proba 3, partea din spate.

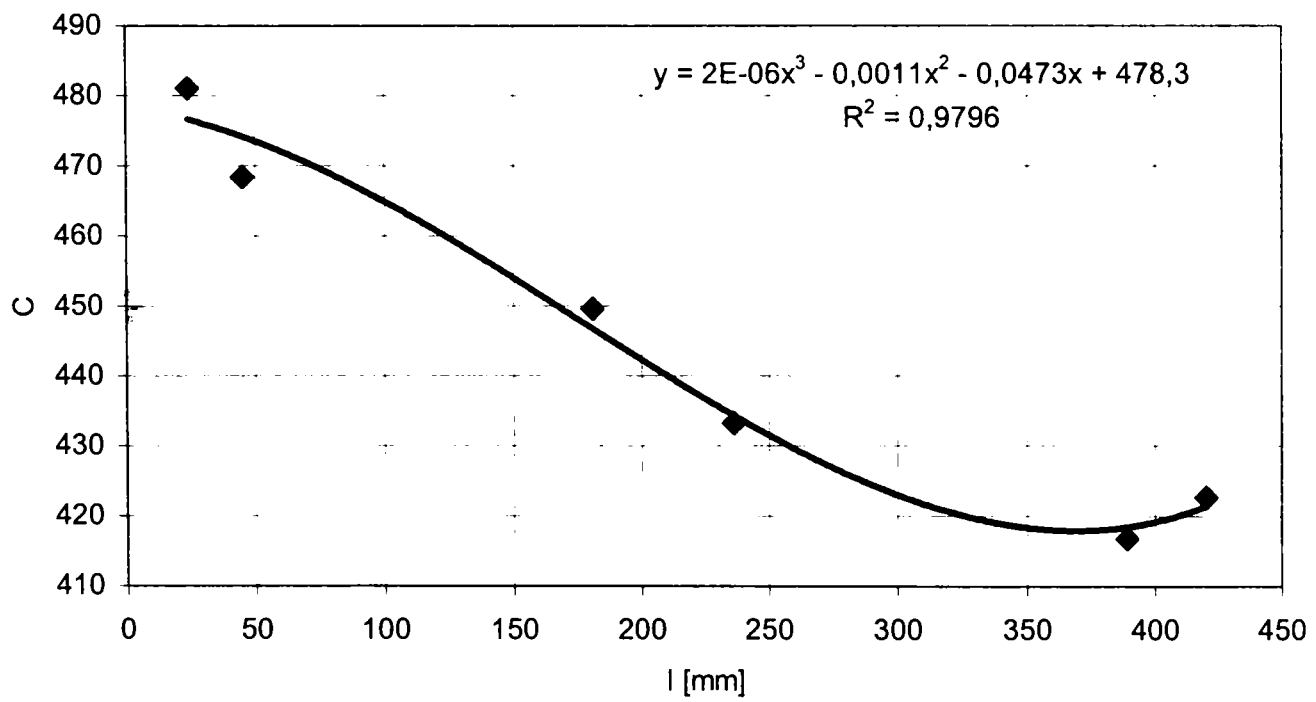


Fig. 4.14 Variația constantei C cu lungimea brăzdarului.



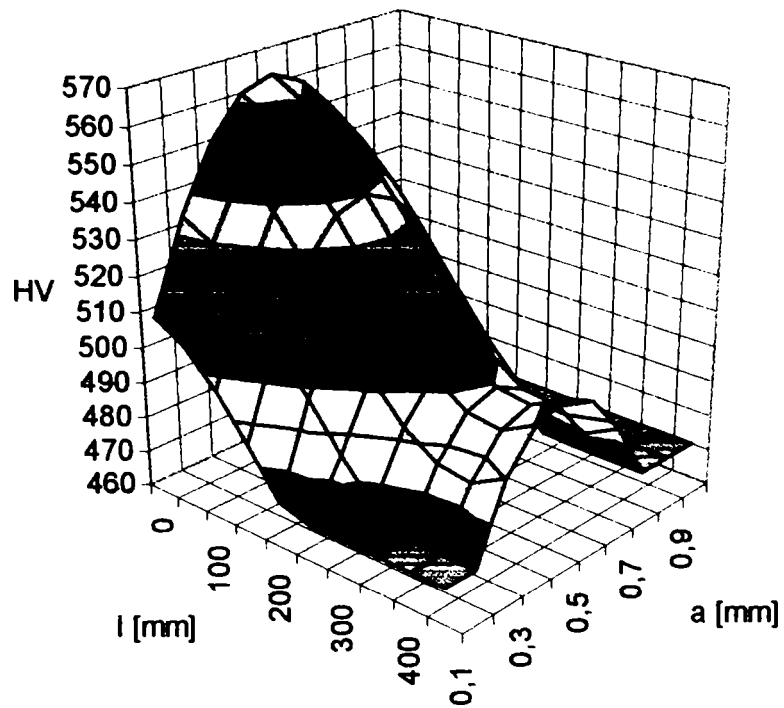


Fig. 4.15 Estimarea variației durtății cu adâncimea și lungimea brăzdarului

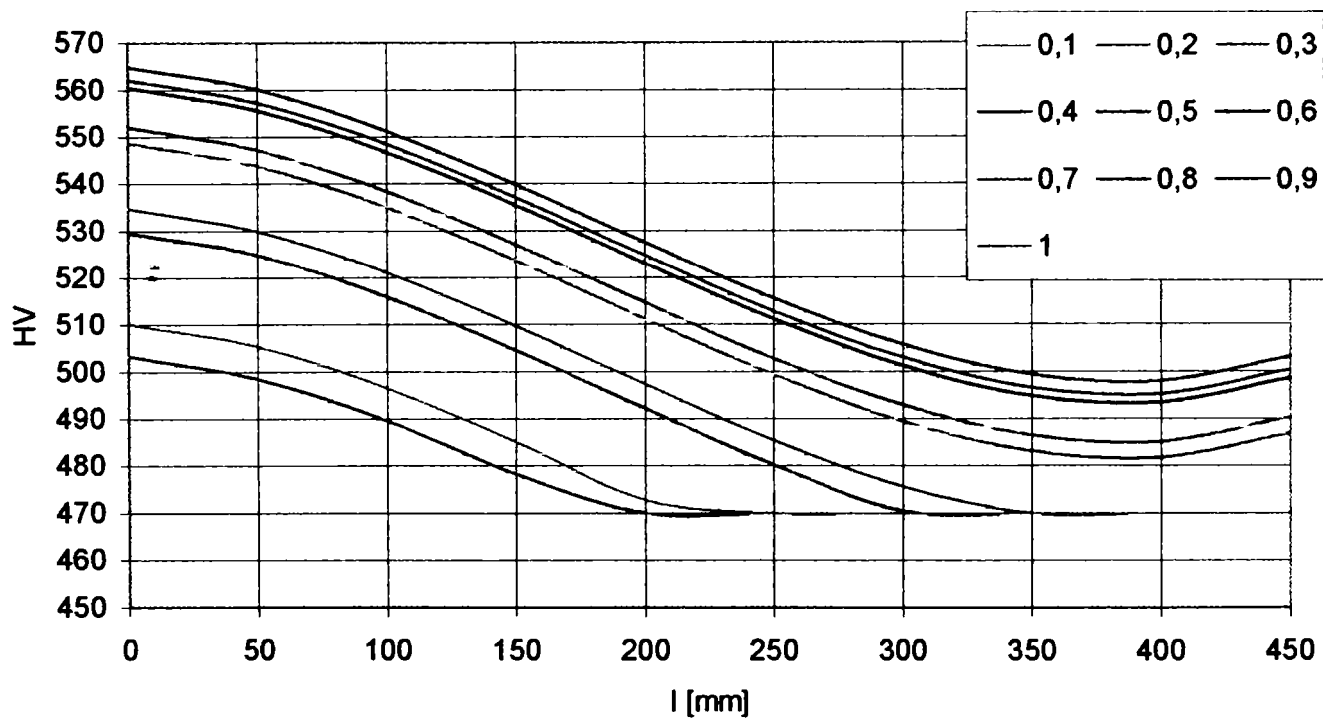


Fig. 4.16 Estimarea variației durtății cu lungimea brăzdarului pentru diferite adâncimi

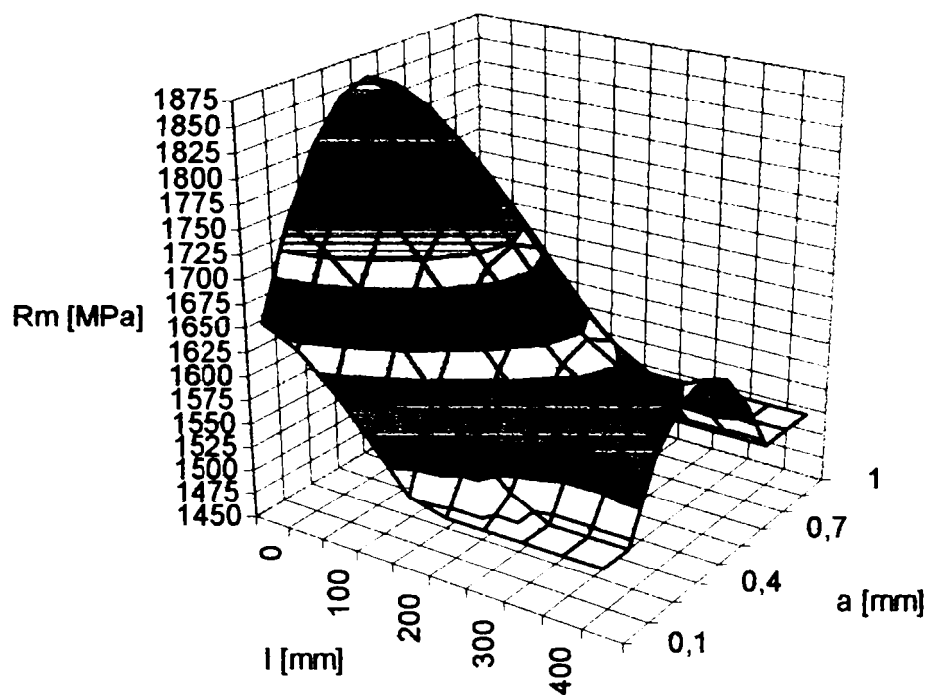


Fig. 4.17 Estimarea rezistenței mecanice cu adâncimea și lungimea brăzdarului

În urma acestor determinări, se observă că uzura abrazivă influențează materialul în mod similar unui tratament mecanic de suprafață (chiar dacă nu cu aceeași intensitate). Deci putem concluziona că uzura abrazivă realizează o ecruisare a granulelor în stratul superficial al brăzdarului.

#### PRELUCRAREA AMPRENTELOR ȘI DETERMINAREA UZURII PE TĂIȘUL BRĂZDARULUI

În vederea cunoașterii evoluției uzurii s-au luat pe tăișul brăzdarului studiat câte patru amprente cu plumb: din vârful brăzdarului, iar restul de pe contur, totdeauna din același loc ( fig. 4.18 ).

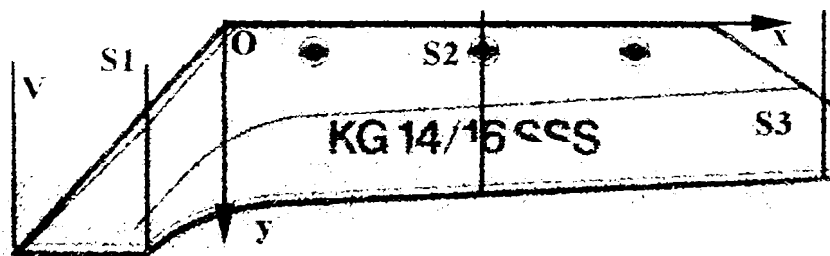
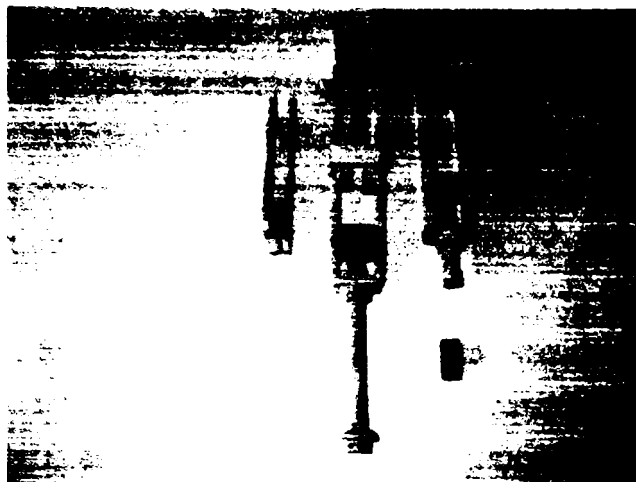


Fig. 4.18 Punctele de amprentare de pe tăișul brăzdarului

Pentru acest lucru autorul a proiectat și realizat două dispozitive de amprentare, unul pentru vârful brăzdarului și al doilea pentru contur ( fig. 4.19 ).



*Fig. 4.19 Dispozitive de amprentare - vedere generală*

Prima amprentă s-a luat în faza inițială, brăzdar nou, și a constituit prima imagine a geometriei profilului tăișului. Cu ajutorul unui proiector optic pentru profile, imaginea a fost mărită de zece ori și transpusă grafic ( fig. 4.20 ). Următoarele amprente au fost luate în câmp după ce brăzdarul a lucrat 25 ha, 35 ha și 100 ha.



*Fig. 4.20 Amprentă văzută la profilograf*

Odată cu amprentarea s-a măsurat și unghiul tăișului, măsurare care s-a făcut între cele două fețe ale brăzdarului, în cele patru puncte de amprentare.

Suprapunerea imaginilor grafice a geometriei cuțitului, luate în aceleași puncte, a permis obținerea unor date referitoare la evoluția uzurii, la dinamica schimbării profilului tăișului și la valoarea absolută a uzurii. Măsurarea uzurii a fost facilitată și de faptul că imaginile grafice care s-au obținut în urma unei proiecții optice cu mărire de zece ori a ridicat în mod corespunzător exactitatea măsurărilor.

Această metodă aplicată pentru prima dată de autor în asemenea cercetări, a

eliminat în mare măsură erorile posibile în operațiile de înregistrare și citire, inevitabile în cazul unor reprezentări la scară mică.

Din graficele obținute cu ajutorul imaginilor succesiv suprapuse, se poate stabili cu ușurință în funcție de suprafața lucrată, care este uzura pe lățime a brăzdarului și raza de tocire a tăișului. De asemenea s-a calculat și intensitatea uzurii ca raport dintre scăderea în lățime a brăzdarului și suprafața lucrată. Un element important în aprecierea gradului de uzură a tăișului brăzdarului îl constituie raza de tocire a acestuia și unghiul de ascuțire. În timpul procesului de lucru datorită uzării treptate a brăzdarului geometria profilului se modifică continuu ( fig. 4.21 ).

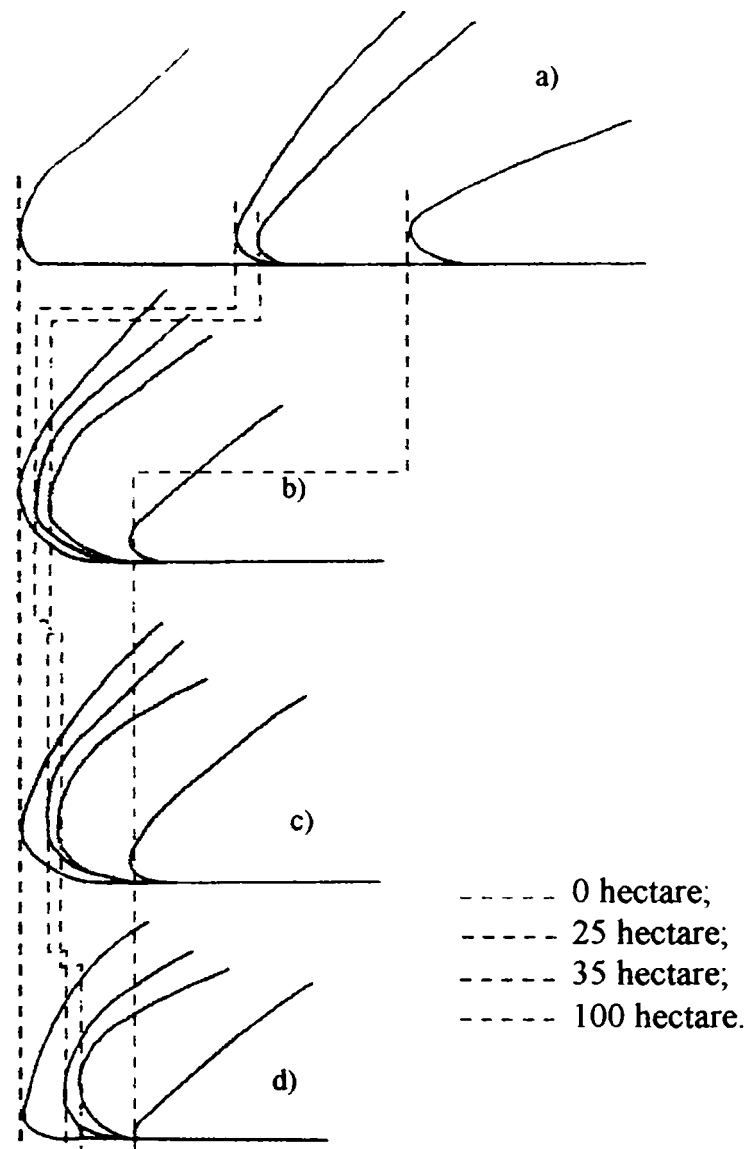


Fig.4.21 Evoluția uzurii în punctele analizate: a-vârf V; b- zona de trecere vârf-tăiș S1; c- mijlocul tăișului S2; d- capătul tăișului S3

După cum se poate vedea din fig. 4.21 a, vârful brăzdarului s-a uzat foarte mult după primele 25 ha arate, față de tăișul acestuia unde această uzură este mai mică fig. 4.21 a și b. Raza de tocire se modifică și ea pe vârf, aceasta micșorându-se, ceea ce arată că tăișul brăzdarului manifestă tendință de autoascuțire. Acest

lucru se observă și din fig. 4.25 care arată evoluția unghiului tăișului funcție de suprafața lucrată pentru secțiunile considerate.

Pentru zona de trecere vârf-tăiș (S1) și mijlocul tăișului (S2) viteza de uzare este aproape egală, ambele zone prezentând tendința de micșorare a razei de tocire, dar mult mai redusă față de vârf.

Zona de capăt a tăișului (S3) prezintă o creștere a uzurii față de mijloc dar mult mai mică față de vârf, aceeași tendință de reducere a razei de tocire și micșorare a unghiului de ascuțire.

Pentru celelalte cazuri fenomenele se manifestă în mod similar, dar se poate spune că fenomenul de autoascuțire este mai accentuat pe vârf și capătul tăișului și mai redus pe tăiș.

Cunoscând evoluția uzurii funcție de suprafața lucrată în cele patru secțiuni analizate și folosind facilitățile programului Autocad 2000, s-au determinat suprafețele uzate funcție de suprafața lucrată în secțiunile considerate, variația acestor suprafețe fiind prezentată în fig. 4.22.

Pe baza acestor date s-a determinat și funcția de corelare pentru cele patru secțiuni, coeficienții de corelare având valori foarte mari, cuprinse între 0,947 și 0,986.

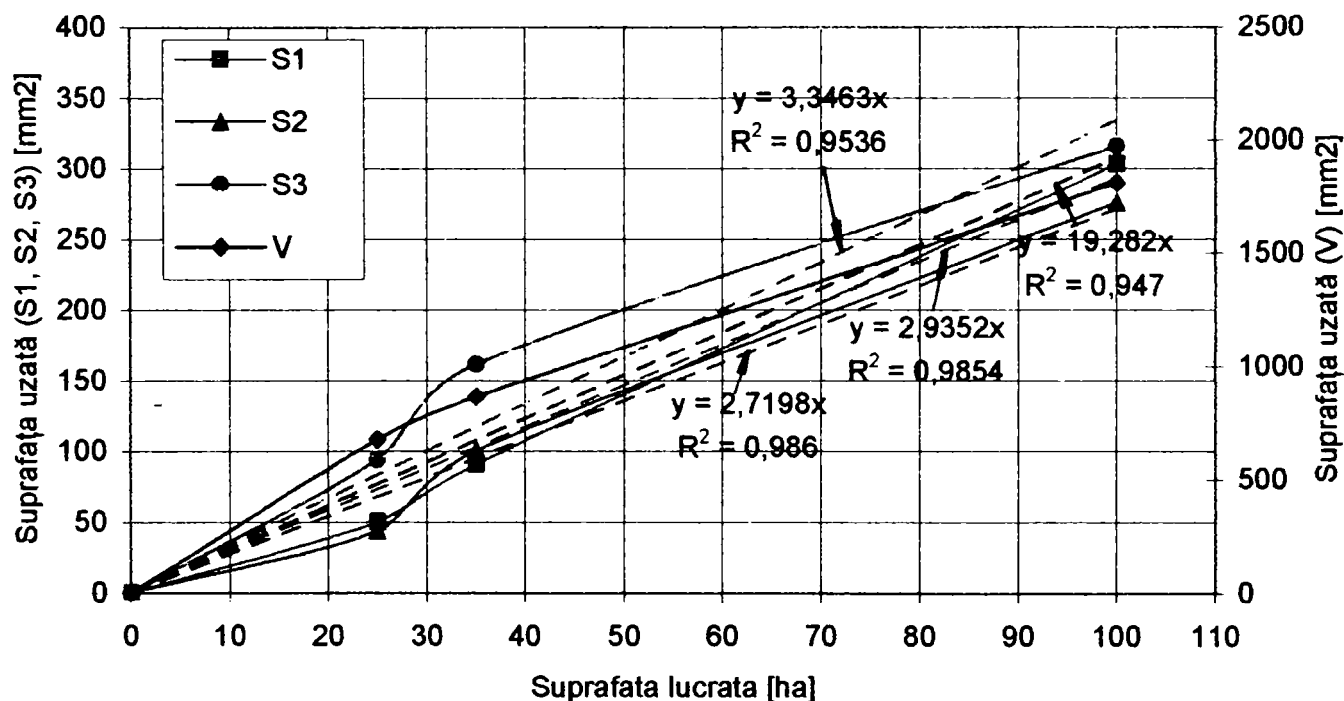


Fig. 4.22 Variația suprafeței uzate în cele patru secțiuni cu suprafața lucrată

Cunoscând suprafețele uzate în cele patru secțiuni funcție de suprafața lucrată s-a putut trasa curbele de variație a vitezei de uzare pentru cele patru secțiuni funcție de suprafața lucrată, curbe care sunt prezentate în fig. 4. 22.

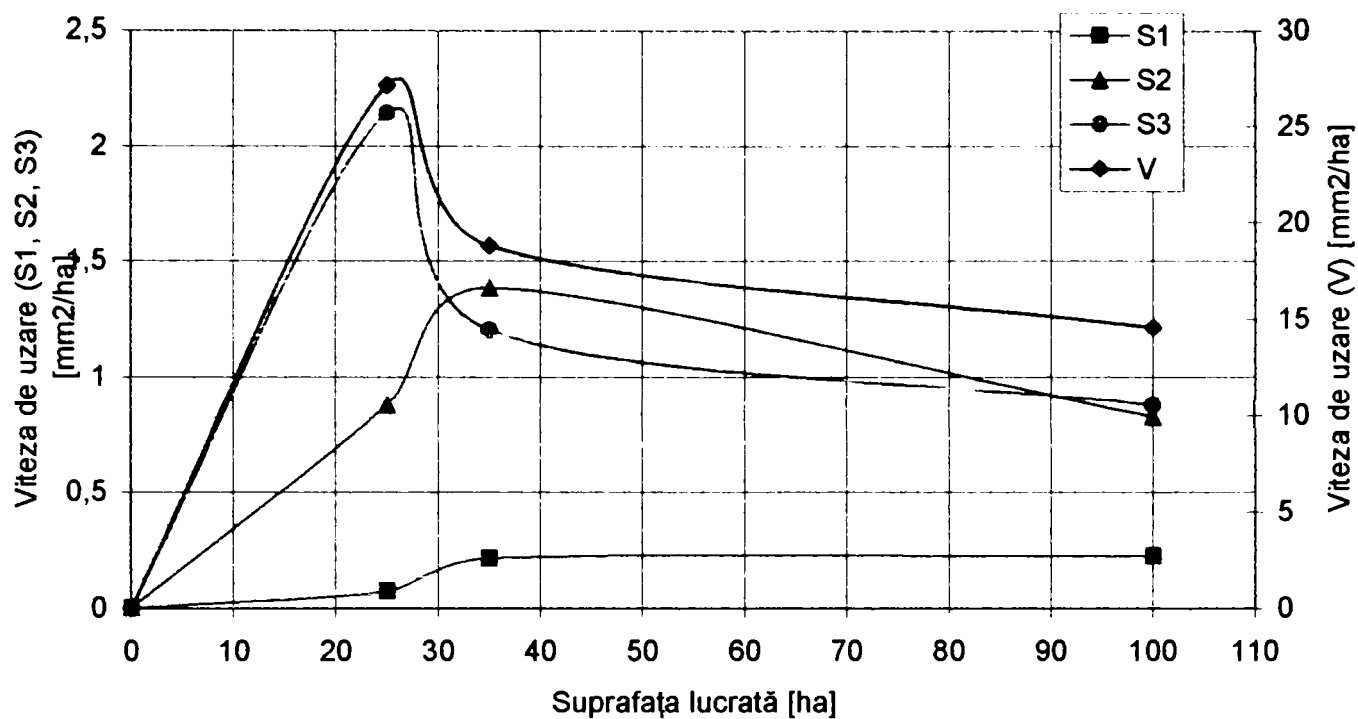


Fig. 4.22 Variația vitezei de uzare în cele patru secțiuni cu suprafața lucrată

Din grafic se observă că viteza de uzare pe vârful este foarte mare când brăzdarul este nou cu tendință de menținere a acesteia după care începe să scadă, aceasta fiind aproape liniară. Același lucru se poate spune și despre capătul tășului, alura celor două curbe fiind aceeași, valoarea vitezei de uzare fiind însă mult mai mică.

În ceea ce privește zona de trecere vârful – tăș viteza de uzare crește foarte mult în faza inițială, față de mijlocul tășului unde creșterea este lentă, dar manifestă tendință de scădere față de mijloc unde viteza de uzare se menține aproape constantă.

Pentru a determina viteza de uzare și intensitatea uzării în acest caz s-a folosit metoda gravimetrică, astfel atunci când s-au luat amprentele s-a cântărit și brăzdarul cu o balanță a cărei precizie a fost de 0,001 kg. Pe baza acestor măsurători s-a trasat grafic pierderea masică funcție de suprafața lucrată fig. 4.23.

Folosind programul Table Curve Win 4 s-a putut determina o funcție de corelare care ne permite să calculăm pierderea masică funcție de suprafața lucrată, funcție care are forma:

$$P_m = 0,16115742 \cdot (Ha)^{0,57240214} \quad (4.2)$$

unde :  $P_m$ - reprezintă pierderea masică [kg];  
 $Ha$ - suprafața lucrată [ha].

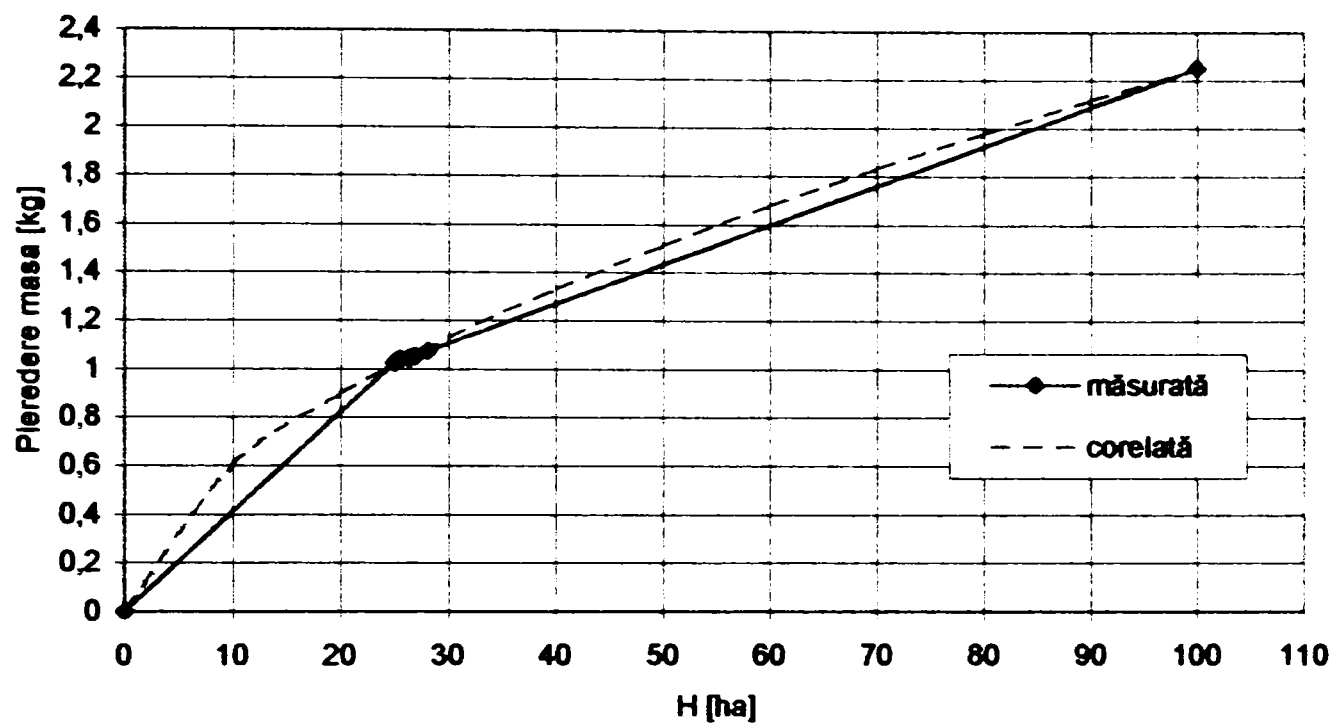


Fig. 4.23 Variația pierderii masice a brăzdarului

Coeficientul de corelare pentru funcția găsită are o valoare foarte mare  $R^2 = 0,99996071$ .

Derivând pierderea masică în raport cu suprafața lucrată se obține intensitatea uzării, a cărei funcții de corelare este dată de relația:

$$I = \frac{dP_m}{dH_s} = 0,0922468 \cdot (Ha)^{-0,4275979} \quad [\text{kg/ha}] \quad (4.3)$$

Variația intensității de uzare a brăzdarului funcție de suprafața uzată este prezentată în fig. 4.24.

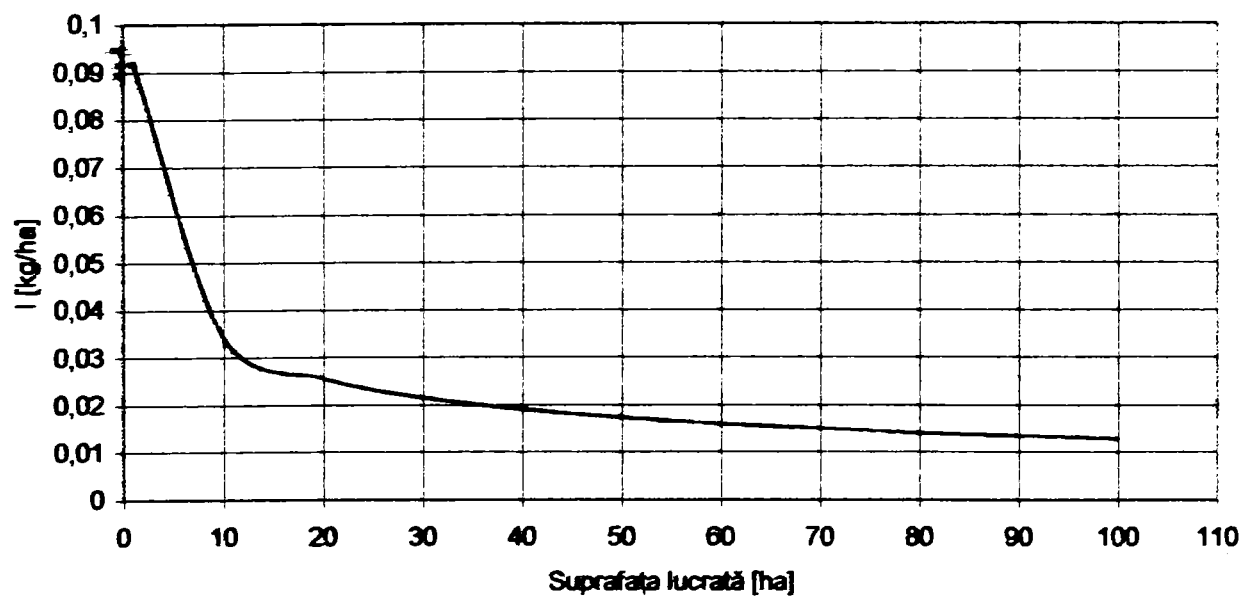


Fig. 4.24 Intensitatea de uzare a brăzdarului.



Se observă din grafic că brăzdarul la începutul perioadei de exploatare prezintă o intensitate a uzării pronunțată, cu tendință de menținere a acestui nivel după care începe să scadă. Scăderea intensității uzurii se manifestă odată cu stabilizarea profilului.

Pentru a vedea care este evoluția punctelor corespunzătoare secțiunilor s-a ales un sistem de coordonate a cărui punct de aplicație se află situat în partea opusă tăișului pe zona de îmbinare cu cormana în partea din față fig. 4.18.

Evoluția coordonatelor punctelor corespunzătoare secțiunilor în care s-a făcut amprentarea este prezentată în fig. 4.25. Se poate observa că, coordonatele vârfului se modifică ( a se vedea săgeata din figură ) după cele două direcții ( y-lățimea brăzdarului și x-lungimea acestuia) față de celelalte punte în care se modifică doar o coordonată și anume lățimea.

Acceptând corelarea din fig. 4.22 pentru tăiș, ( suprafață uzată = „a” x suprafață lucrată) și faptul că respectivele secțiuni nu-și modifică abscisa (fig. 4.25) s-a trasat curba de corelare ( fig. 4.26 ) a parametrului „a” cu abscisa în vederea determinării volumului de material uzat pe tăiș:

$$V = \int_0^{\text{lungime tăiș}(365)} S dx = 1466,58 \cdot Ha \quad (4.4)$$

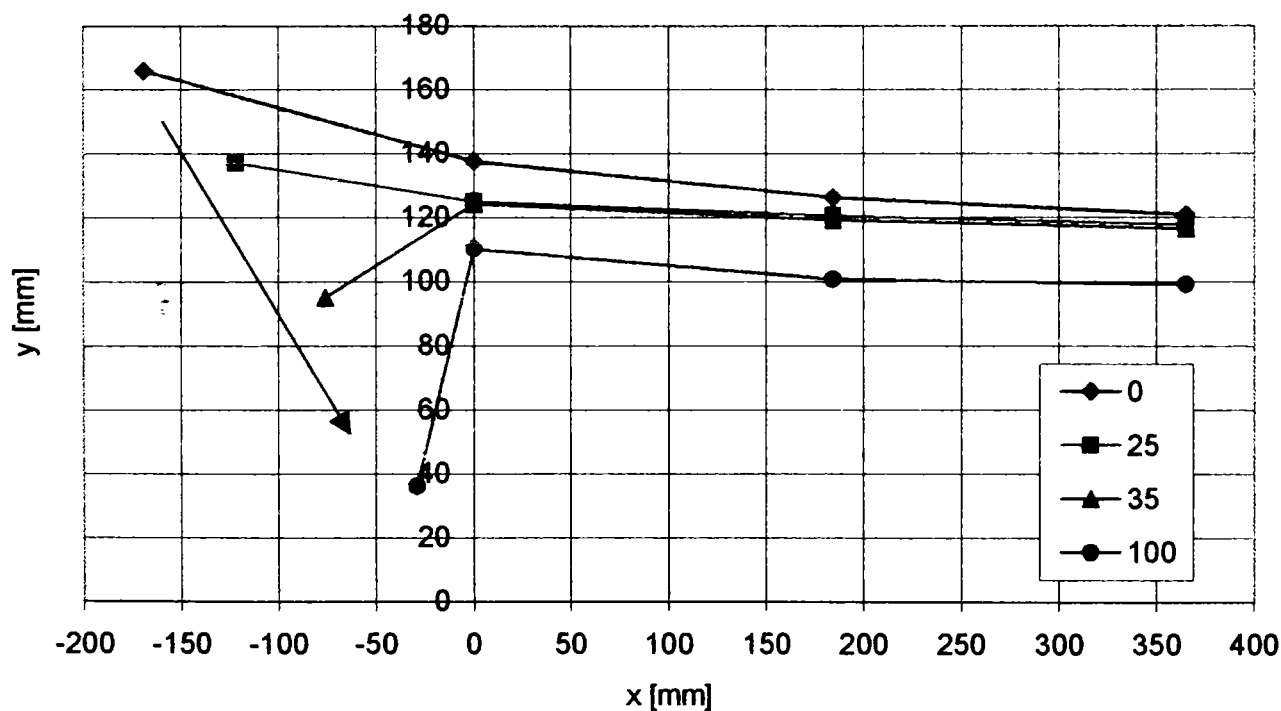


Fig. 4.25 Evoluția coordonatelor punctelor corespunzătoare secțiunilor, de pe tăișul brăzdarului.

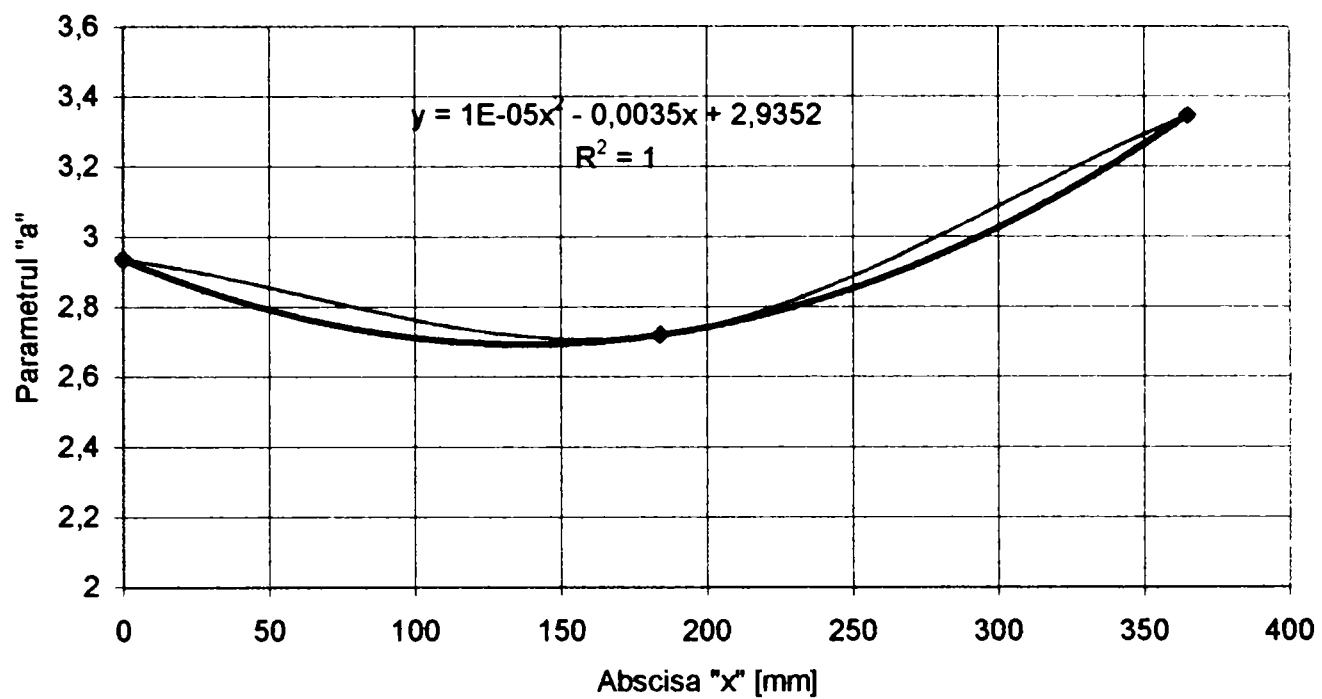


Fig. 4.26 Corelarea parametrului "a".

Cunoscând pierderea masică totală (fig. 4.23 ), precum și variația pierderii masice pe tăiș (relația 4.4 ) se poate stabili diferențiat care este evoluția uzurii pe vârș și pe tăiș.

În fig. 4.27 se prezintă pierderea masică pe cele două sectoare, iar în fig. 4.28 variația intensității uzurii corespunzătoare celor două sectoare.

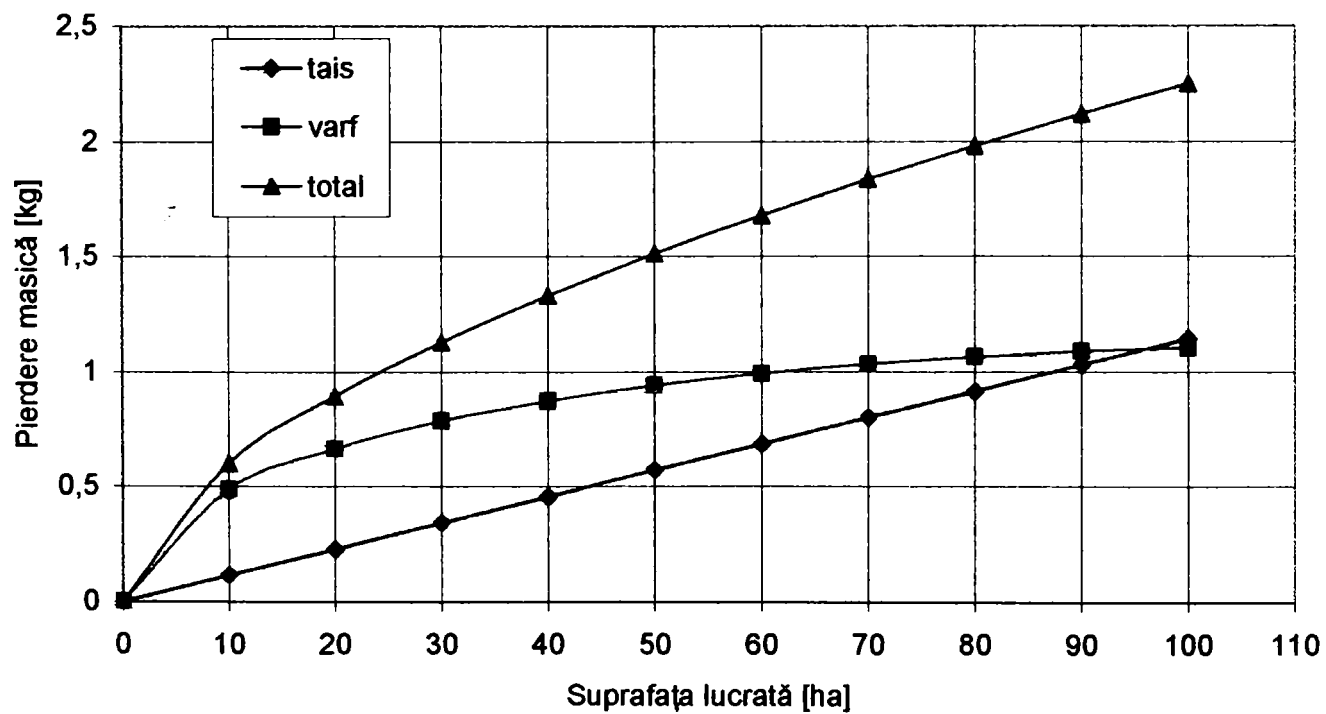


Fig. 4.27 Pierdere masică pe vârș și tăiș.

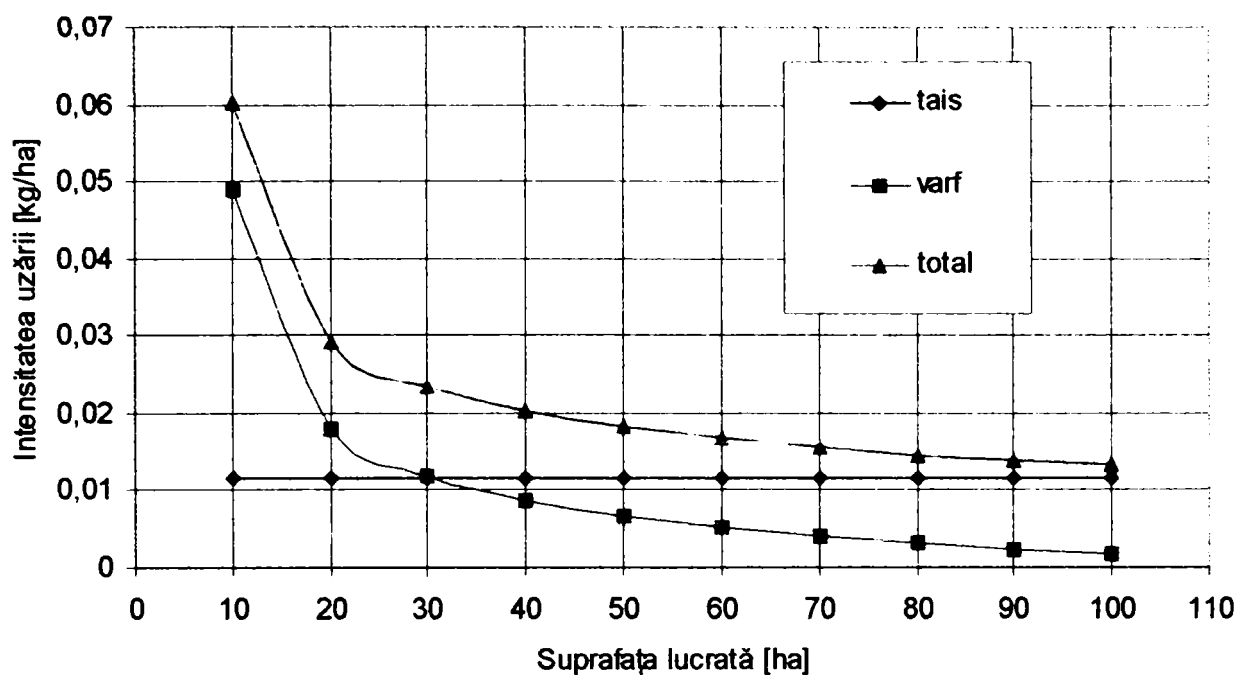


Fig. 4.28 Intensitatea uzării pe vârful și tăișul brăzdarului.

Se observă că tăișul prezintă o pierdere masică liniară, respectiv o intensitate a uzării constantă, ceea ce determină ca vârful să stabilească alura curbei de intensitate a uzării pentru întregul brăzdar.

În fig. 4.29 se prezintă evoluția unghiurilor de ascuțire în cele patru secțiuni (fenomenul de autoascuțire) și unde se observă că acest fenomen se manifestă la fel în secțiuni dar mai accentuat în vârful și capătul tăișului datorită frecărilor mari dintre sol și brăzdar și mai lent pe tăiș, atunci când suprafața lucrată de brăzdarul nou este relativ mică (până la 30-35 ha). După această perioadă fenomenul de autoascuțire se manifestă dar mult mai lent, pe vârful brăzdarului unghiul de ascuțire fiind aproape constant. O creștere mai mare prezintă zona de trecere vârful – tăiș datorită faptului că vârful se uzează mai repede și dispare (după aproximativ 70 ha se poate spune că brăzdarul nu mai are vârful).

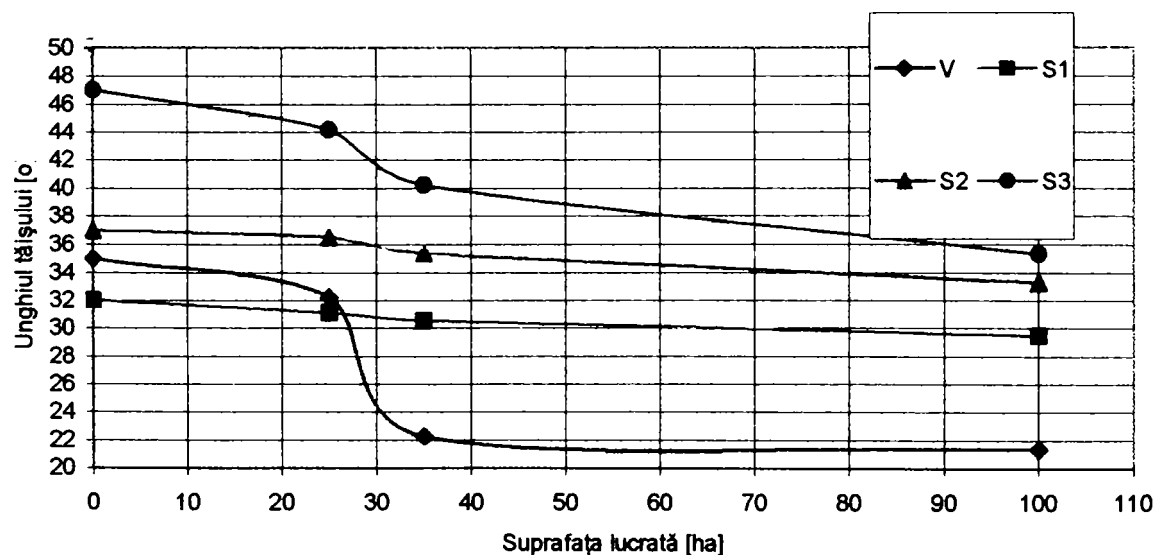


Fig. 4.29 Evoluția unghiurilor de ascuțire corespunzător secțiunilor, de pe tăișul brăzdarului.

#### 4.4.2 PRELUCRAREA ȘI INTERPRETAREA REZULTATELOR ÎNCERCĂRILOR EFECTUATE ÎN CÂMP

##### DETERMINAREA UMIDITĂȚII SOLULUI

Întrucât în întocmirea planului de experimentări, printre scopurile urmărite figurează și studiul efectului umidității solului asupra procesului de uzare a brăzdarelor, s-a prelevat probe de sol din zece puncte diferite ale solelor, alese aleatoriu. În fiecare punct, folosindu-se o sondă pentru prelevare de la adâncimi diferite, s-au luat probe din 5 în 5 cm începând cu adâncimea de 15 cm, până la adâncimea de 30 cm.

Probele de sol prelevate din sole au fost introduse în cutii metalice cu capac și, pentru a nu compromite determinările, au fost introduse încă în câte două pungi de plastic, fiecare închisă etanș. Între momentul prelevării probelor și cântărirea lor au trecut circa două ore. După cântărire probele au fost introduse în etuvă și au fost uscate timp de 8 ore la temperatura de  $105^{\circ}\text{C}$  ( fig. 4.30 ).

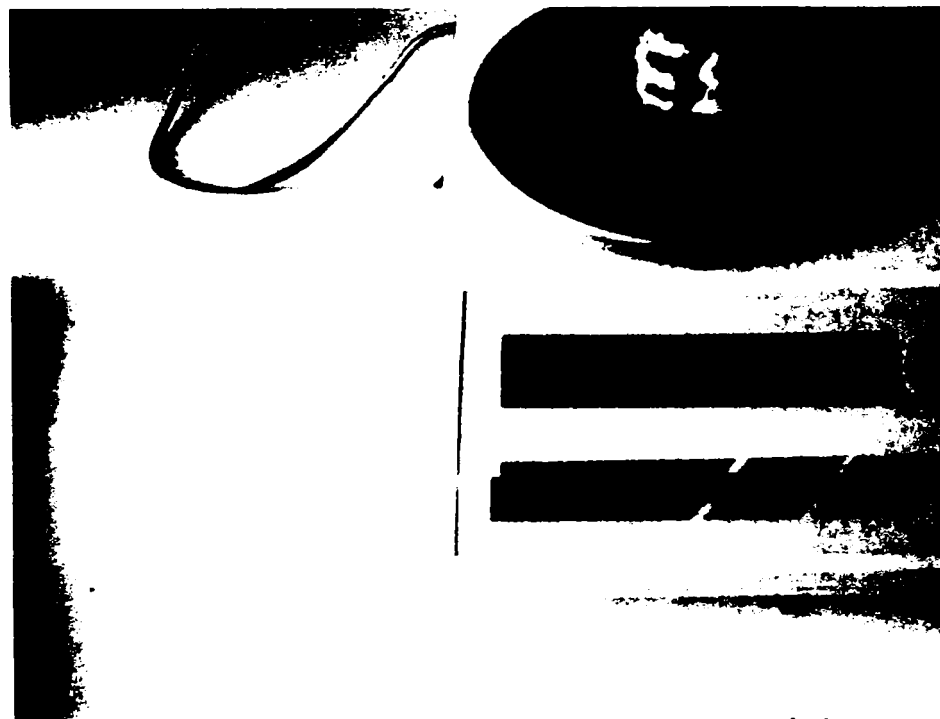


Fig. 4.30 Balanța pentru cântărirea probelor

Probele astfel uscate au fost cântărite din nou, iar umiditatea absolută a probelor a fost determinată cu ajutorul relației:

$$w_a = \frac{m_2 - m_3}{m_3 - m_1} 100 \text{ [%]} \quad (4.5)$$

unde:  $-m_1$ - masa cutie goale;

$-m_2$ - masa cutiei cu proba de sol în stare uscată;

-m<sub>3</sub>- masa cutiei cu sol după uscare.

Pe baza valorilor determinate experimental s-a calculat umiditatea medie absolută și umiditatea relativă a solului pe care s-au realizat încercările experimentale. Distribuția valorilor rezultate din determinări este una cu varianță medie, abaterea medie pătratică fiind de 0,862 la o valoare medie a umidității pe sola 1 de 20,085 %, pe sola 2 de 24,805% iar pe sola 3 de 27,496 %

Centralizatorul datelor cu privire la umiditatea solului este prezentat în tabelul 4.4

În fig.4.31 este reprezentată variația umidității solului funcție de adâncimea de măsurare, pentru cele trei sole în care s-a efectuat determinările experimentale.

Tabelul 4.4 Valorile parametrilor necesari determinării umidității solului

Nr crt	Sola	Tara cutiei	Masa cutiei cu proba de sol în stare naturală	Masa cutiei cu proba de sol în stare uscată	Adâncimea de la care s-a prelevat proba a	Umiditatea absolută a probei de sol	Umiditatea medie pe adâncime	Umiditatea medie	Umiditatea relativă
		m <sub>1</sub> [g]	m <sub>2</sub> [g]	m <sub>3</sub> [g]	[cm]	w <sub>a</sub> [%]	w <sub>a</sub> [%]	w <sub>s</sub> [%]	w <sub>r</sub> [%]
0	1	2	3	4	5	6	7	8	9
1	Dudești Noi	17,250	52,65	47,36	5	17,56	17,686	20,085	59,92
2		17,216	54,16	48,55		17,87			
3		17,340	58,30	52,16		17,63			
4		17,840	56,17	50,19	10	18,46	18,450		
5		18,320	58,45	52,17		18,52			
6		19,150	56,21	50,45		18,37			
7		17,200	58,92	52,21	15	19,18	19,468		
8		17,400	61,63	54,38		19,50			
9		17,360	63,84	56,17		19,78			
10		17,540	87,85	75,6	20	21,10	21,167		
11		17,620	83,45	72,12		20,80			
12		17,800	91,91	78,75		21,60			
13		17,400	66,94	58,14	25	21,62	21,673		
14		16,900	69,68	60,26		21,74			
15		16,500	69,12	59,75		21,68			
16		19,250	69,14	60,18	30	21,90	22,053		
17		18,500	79,52	68,45		22,18			
18		18,320	81,04	69,7		22,08			

0	1	2	3	4	5	6	7	8	9
1	Biled	17,512	47,56	42,07	5	22,32	22,410	24,805	76,72
2		17,620	44,32	39,36		22,76			
3		16,950	46,51	41,14		22,15			
4		17,635	43,27	38,40	10	23,41	23,602		
5		17,540	46,19	40,67		23,83			
6		17,612	48,32	42,46		23,56			
7		17,640	43,00	38,26	15	22,98	23,66		
8		17,490	42,23	37,42		24,13			
9		17,550	43,40	38,42		23,87			
10		17,660	46,49	40,73	20	24,97	25,063		
11		17,600	47,94	41,86		25,08			
12		17,530	47,61	41,57		25,14			
13		17,620	49,42	42,55	25	27,75	26,566		
14		17,660	48,27	41,80		26,70			
15		17,630	48,18	42,02		25,25			
16		18,400	51,02	44,38	30	25,55	27,530		
17		17,670	50,05	43,47		25,50			
18		17,510	47,58	41,41		31,54			
1	Becicherecu Mic	17,300	56,12	48,24	5	25,15	25,456	27,496	82,91
2		16,370	60,48	51,48		25,60			
3		16,520	68,32	57,85		25,32			
4		16,320	54,15	46,42	10	25,67	26,090		
5		16,560	58,47	49,78		26,15			
6		16,840	57,95	49,35		26,45			
7		17,630	54,61	46,80	15	26,80	27,106		
8		17,470	56,60	48,200		27,34			
9		17,530	58,18	49,50		27,18			
10		17,620	68,38	57,30	20	27,98	28,033		
11		17,670	54,74	48,10		28,10			
12		17,380	63,72	53,600		28,07			
13		17,400	78,20	64,70	25	28,64	28,690		
14		17,200	78,81	65,10		28,64			
15		16,900	75,40	62,30		28,87			
16		16,500	58,92	49,30	30	29,35	29,603		
17		16,700	62,42	52,10		29,16			
18		17,320	57,42	48,10		30,30			

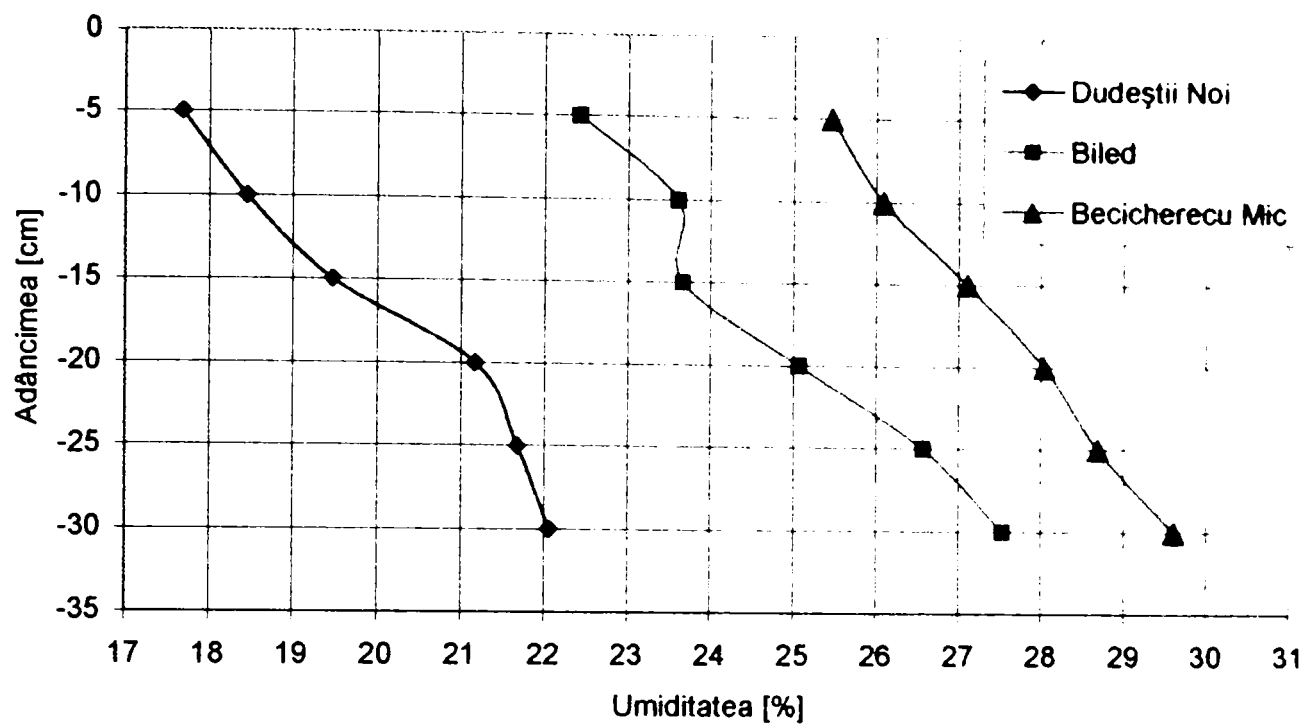


Fig.4.31 Variația umidității solului pe adâncime pentru cele trei sole

#### DETERMINAREA REZISTENȚEI SOLULUI LA PENETRARE

Rezistența solului la penetrare a fost determinată în condiții de câmp folosind două penetrometre, unul static și altul dinamic, precum și în condiții de laborator folosind un penetrometru dinamic, dar cu o tijă mai scurtă. Autorul a luat această decizie întucât cele două penetrografe nu sunt standardizate. Penetrometrul static este dotat cu un con a cărei secțiune este de  $1,862 \text{ cm}^2$ , iar cel dinamic are secțiunea conului de  $0,785 \text{ cm}^2$ .

Penetrometrul dinamic folosit( fig.4. 32 )este alcătuit dintr-o tijă prevăzută la extremitatea inferioară cu vârful conic având secțiunea de  $0,785 \text{ cm}^2$ . Pe tija penetrometrului culisează o greutate de  $0,300 \text{ kg}$ , care lovește în cădere nicovala, cursa greutății pentru solurile în care s-au făcut determinările fiind de  $25 \text{ cm}$ . Această cursă este limitată printr-un limitator.

Pentru determinarea rezistenței la penetrare se ridică piesa mobilă până la limitatorul de cursă și i se dă drumul numărând loviturile pentru ca vârful conic să pătrundă cei  $5 \text{ cm}$  de sol .

Formula de calcul pentru determinarea rezistenței la penetrare este:

$$R_p = n \frac{G}{S} \frac{h}{a} \quad [\text{N/cm}^2] \quad (4.6)$$

unde:

- n-numărul de lovituri;
- G- masa piesei mobile [N];
- S- secțiunea maximă a vârfului de penetrare [ $\text{cm}^2$ ];
- h- cursa piesei mobile [cm];

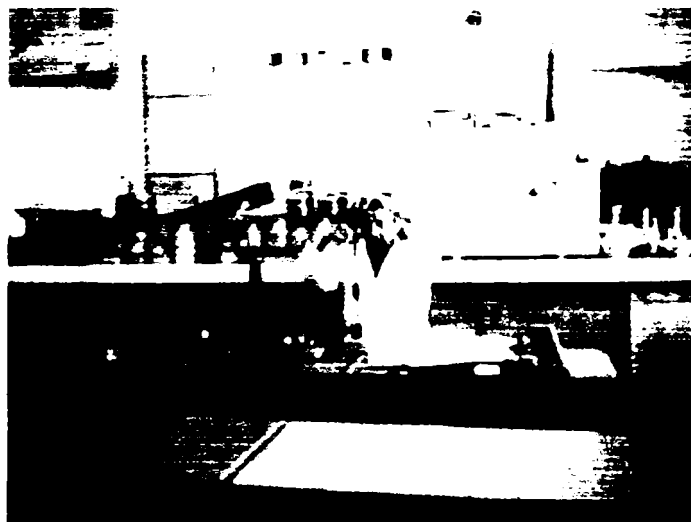


a- adâncimea la care se face determinarea [cm]



*Fig. 4.32 Măsurarea rezistenței solului la penetrare cu penetrograful dinamic efectuată în câmp*

Determinarea rezistenței solului la penetrare în laborator ( fig. 4.33 ) se face pe probe de sol în stare naturală, sol care a fost prelevat din câmp cu ajutorul unor cilindri metalici de la adâncimi diferite. Probele au fost introduse în etuvă la temperatura de  $150^{\circ}\text{C}$  timp de 24 ore, după care s-au cântărit și s-a notat greutatea cilindrilor cu sol uscat. Apoi cilindrii s-au pus într-o tavă cu apă pentru a se umezi complet după care s-au cântărit din nou. Cele două greutăți ale solului, uscat și umezit, s-au adunat iar suma a fost împărțită la doi, valoarea obținută reprezintă greutatea pe care trebuie să o aibă cilindrul în momentul determinării rezistenței solului la penetrare, solul în acest moment având umiditatea standard, adică 50 % din capacitatea de apă. Se admite o abatere de  $\pm 1$  g a greutății cilindrilor.



*Fig. 4.33 Determinarea rezistenței solului la penetrare în laborator*

Cele două determinări, în câmp, respectiv în laborator au fost efectuate pentru a vedea care este influența umidității asupra rezistenței la penetrare, deoarece în câmp umiditatea variază pe adâncime.

Determinarea rezistenței solului la penetrare cu penetrometrul static ( fig.4.34 ) se face prin măsurarea forței necesare împingerii în sol a conului printr-un traductor elastic supus la sarcina de compresiune. Realizarea forței de apăsare se face prin intermediul unor greutatea.



*Fig. 4.34 Pregătirea pentru determinarea rezistenței solului la penetrare cu penetrometrul static, în câmp.*

Deformația traductorului elastic este preluată de tija comparatorului, care arată numărul de diviziuni.

Rezistența specifică la penetrare se calculează cu relația:

$$R_p = \frac{F_p}{S} \text{ [daN/cm}^2\text{]} \quad (4.7)$$

unde:  $F_p$ -forța rezistentă la penetrare [daN];

S- secțiunea maximă a vârfului de penetrare [cm<sup>2</sup>]

Pentru a determina forța rezistentă la penetrare, din curba de etalonare a traductorului elastic se citește valoarea acesteia funcție de numărul de diviziuni ale comparatorului.

Determinările au fost făcute în trei zone alese aleator, în cele trei sole experimentale, în fiecare dintre acestea realizându-se măsurători din 5 în 5 cm până la adâncimea de 35 cm, în câte cinci puncte aflate pe o dreaptă normală la direcția de deplasare în lucru, la distanța de 200 mm între ele.

În fig. 4.35 se prezintă o fotografie în care autorul efectuează determinarea rezistenței la penetrare într-unul din punctele în care s-au efectuat măsurătorile experimentale.



Fig. 4.35 Măsurarea rezistenței solului la penetrare cu penetrograful dinamic într-o solă experimentală

Media rezultatele determinărilor experimentale a rezistenței la penetrare în sol nearat și arat sunt prezentate centralizat în tabelul 4.5.

Tabelul 4.5 Valorile parametrilor necesari pentru determinarea rezistenței solului la penetrare

SOLA	Adâncimea [cm]	Sol în stare naturală		Sol arat		Determinări în laborator		Determinarea rezistenței la penetrare cu penetrometrul static			
		Nr. Lovituri	Rezistența la penetrare [kPa]	Nr. Lovituri	Rezistența la penetrare [kPa]	Nr. Lovituri	Rezistența la penetrare [kPa]	Nr. Diviziuni	Rezistența la penetrare - sol nearat [kPa]	Nr. Diviziuni	Rezistența la penetrare - sol arat [kPa]
0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
Dudeștii Noi	5	4	76,432	3	57,324	3	57	31	79,844	22	56,933
	10	28	267,512	19	181,526	6	114	103	263,131	71	181,67
	15	47	299,358	33	210,188	7	133	128	326,772	83	212,218
	20	67	320,059	50	238,85	9	171	126	321,681	93	237,675
	25	85	324,835	74	282,798	10	190	131	334,409	111	283,496
	30	184	585,978	149	474,515	11	209	235	599,157	186	474,42
	35	226	616,915	182	496,808	14	266	234	596,611	195	497,331
Biled	5	15	286,62	11	210,188	6	114	115	293,679	82	209,672
	10	102	974,508	70	668,78	7	133	407	1037,009	262	667,889
	15	199	1267,515	129	821,665	14	266	498	1268,663	323	823,174
	20	284	1356,686	213	1017,515	19	361	551	1403,58	399	1016,63
	25	356	1360,514	267	1020,386	21	399	454	1156,654	401	1021,75
	30	419	1334,394	340	1082,802	24	456	521	1327,213	424	1080,08
	35	571	1558,689	460	1255,687	29	551	620	1579,232	481	1225,38

0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
Becicherecu Mic	5	3	57,324	2	38,216	1	19	21	54,388	15	39,114
	10	14	133,756	9	85,986	6	114	51	130,757	34	87,481
	15	23	146,494	15	95,54	7	133	58	148,577	37	95,118
	20	51	243,627	39	186,303	9	171	101	258,04	73	186,762
	25	91	347,765	77	294,263	11	209	132	336,955	117	298,77
	30	130	414,006	108	343,944	13	247	150	382,777	128	326,772
	35	272	742,482	213	581,429	17	323	280	713,711	228	581,337

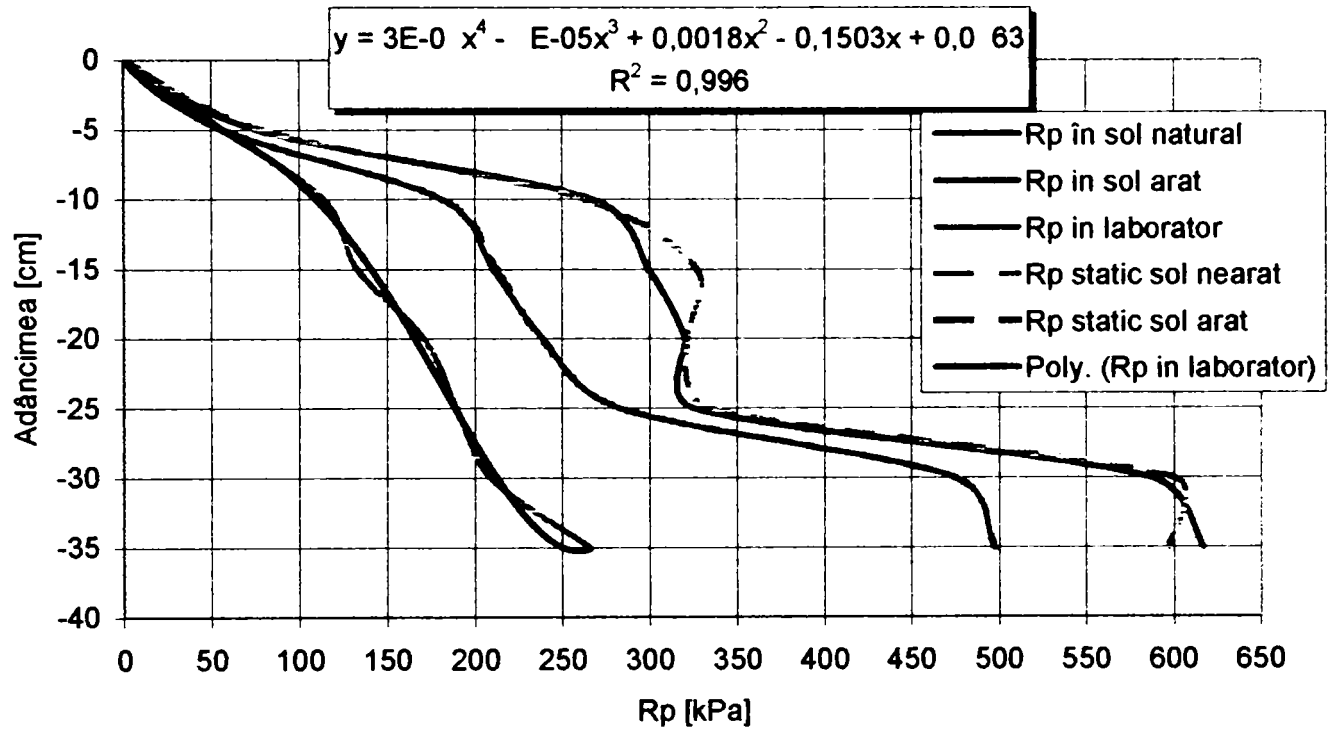


Fig. 4.36 Variația rezistenței medii la penetrare cu adâncimea de măsurare pentru sola 1

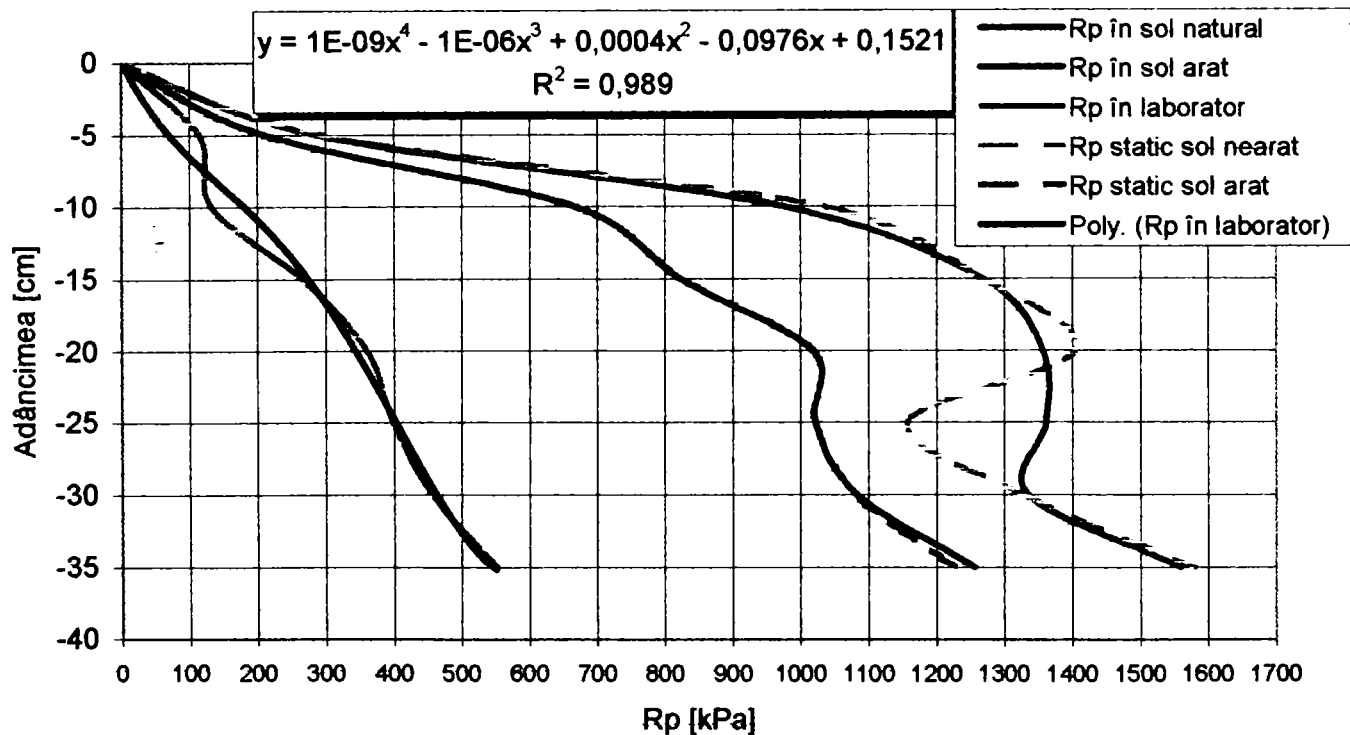


Fig. 4.37 Variația rezistenței medii la penetrare cu adâncimea de măsurare pentru sola 2

În figurile 4.36 - 4.38 sunt prezentate comparativ curbele rezistenței la penetrare pentru solul în stare naturală ( înainte de realizarea experimentărilor), și a solului după ce a fost arat.

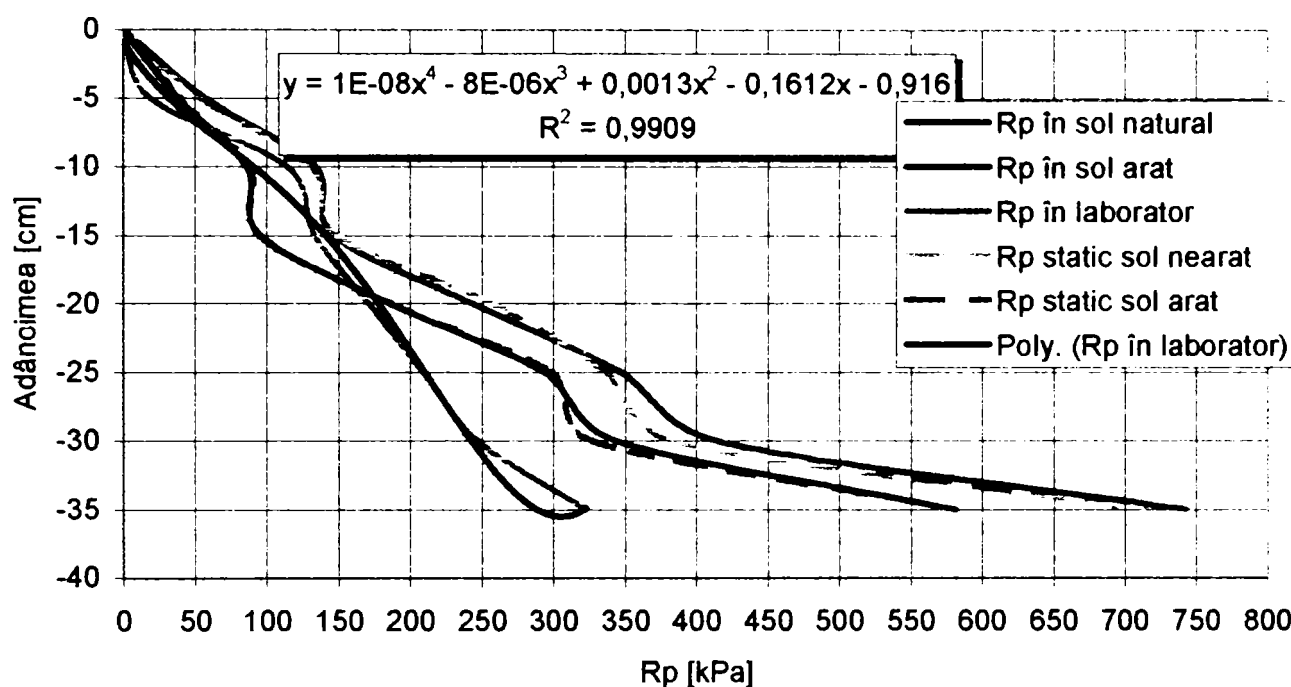


Fig. 4.38 Variația rezistenței medii la penetrare cu adâncimea de măsurare pentru sola 3

#### DETERMINAREA CARACTERISTICILOR MECANICE ALE SOLULUI

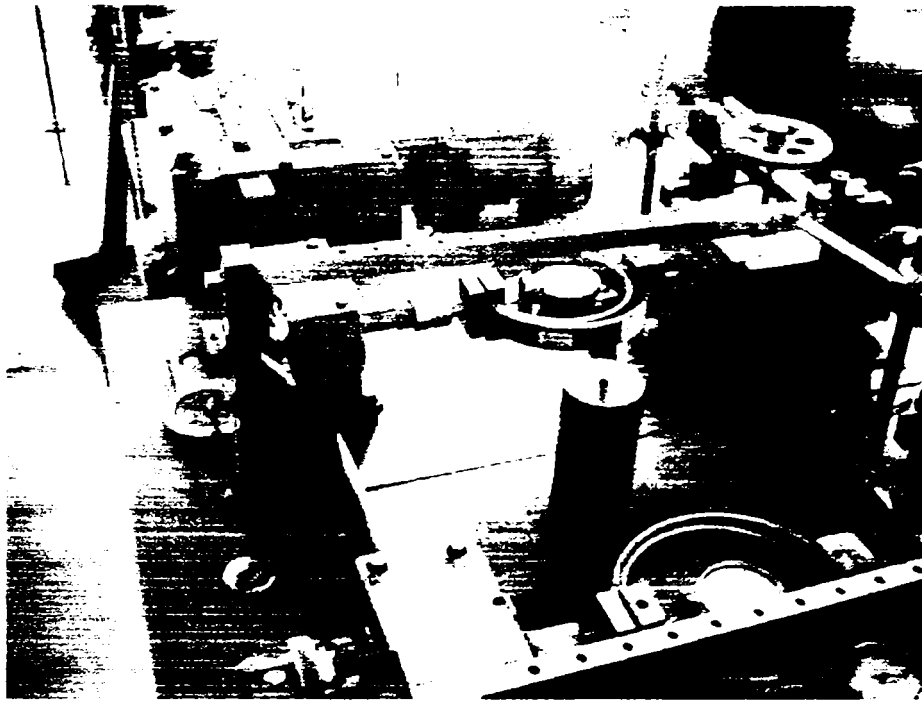
Pentru a face comparația între rezultatele experimentale ale măsurătorilor și rezistența la penetrare, este necesară determinarea celor mai importante caracteristici mecanice ale solului, în speță: coeziunea, coeficientul de frecare internă și coeficientul de frecare externă.

În vederea determinării acestor coeficienți, neavând la dispoziție aparatură care să permită măsurarea lor *in situ*, s-a luat decizia utilizării unui aparat cu cutie de forfecare directă a unor probe de sol în stare naturală, dar în condiții de laborator. Probele au fost prelevate din solele experimentale ( fig. 4.39 ), folosind o metodologie de prelevare aleatoare din șase locuri diferite, și din orizonturi diferite, ca în cazul determinării umidității (vezi 4.4.2.1)

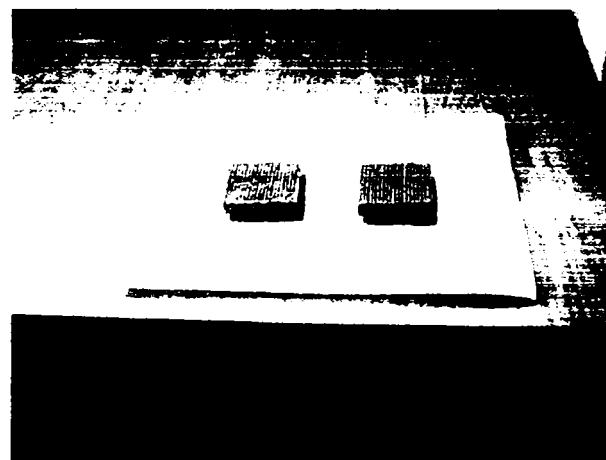
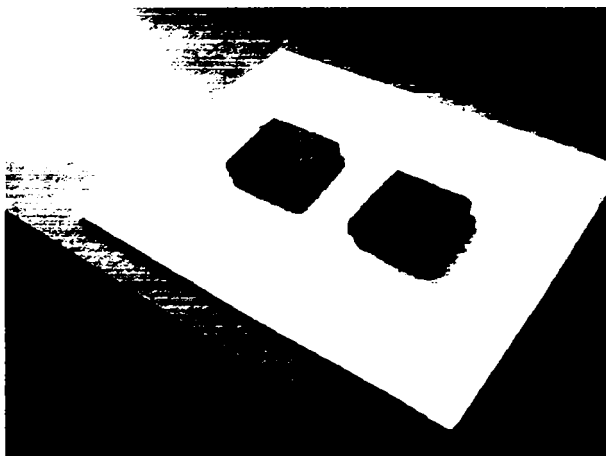
Metodologia fiind bine cunoscută în lucrare se prezintă numai două fotografii realizate în timpul determinărilor experimentale din laboratorul de încercări al Departamentului de Inginerie Geotehnică și Căi de Comunicații Terestre a Facultății de Construcții, fig.4.40 și fig. 4.41.



*Fig. 4.39 Prelevare de probe pentru determinarea caracteristicilor dinamice ale solului*



*Fig. 4.40 Aparatul de determinare a caracteristicilor dinamice ale solului, cu cutie de forfecare directă, în timpul măsurărilor.*



*Fig. 4.41 Probe a căror caracteristici dinamice au fost determinate.*

Rezultatele determinărilor experimentale sunt centralizate în diagramele din fig. 4.42 - 4.47

Pentru cazul unghiului de frecare externă a solului, neavând aparatura necesară efectuării determinărilor experimentale, s-a acceptat valoarea propusă de Sitkei (1967[133] și 1981[134]) ca acest unghi pentru solurile de tip asemănător celor din solele experimentale, să se determine conform formulei de mai jos:

$$\delta = \frac{4}{5} \varphi \quad (4.8)$$

În urma determinărilor și calculelor de estimare neliniară și de regresie liniară, a rezultat că solul din cele trei sole luate în studiu are următoarele caracteristici, astfel:

- sola de la Dudeștii Noi: -coeziunea  $c=0,60 \text{ daN/cm}^2$ ;
- unghiul de frecare internă  $\varphi=11^{\circ}20'$
- unghiul de frecare externă  $\delta = 9^{\circ} 04'$
- sola de la Becicherecu Mic: -coeziunea  $c=0,65 \text{ daN/cm}^2$ ;
- unghiul de frecare internă  $\varphi=20^{\circ}35'$
- unghiul de frecare externă  $\delta = 16^{\circ} 46'$
- sola de la Biled: -coeziunea  $c=0,76 \text{ daN/cm}^2$ ;
- unghiul de frecare internă  $\varphi=21^{\circ}48'$
- unghiul de frecare externă  $\delta = 17^{\circ} 44'$

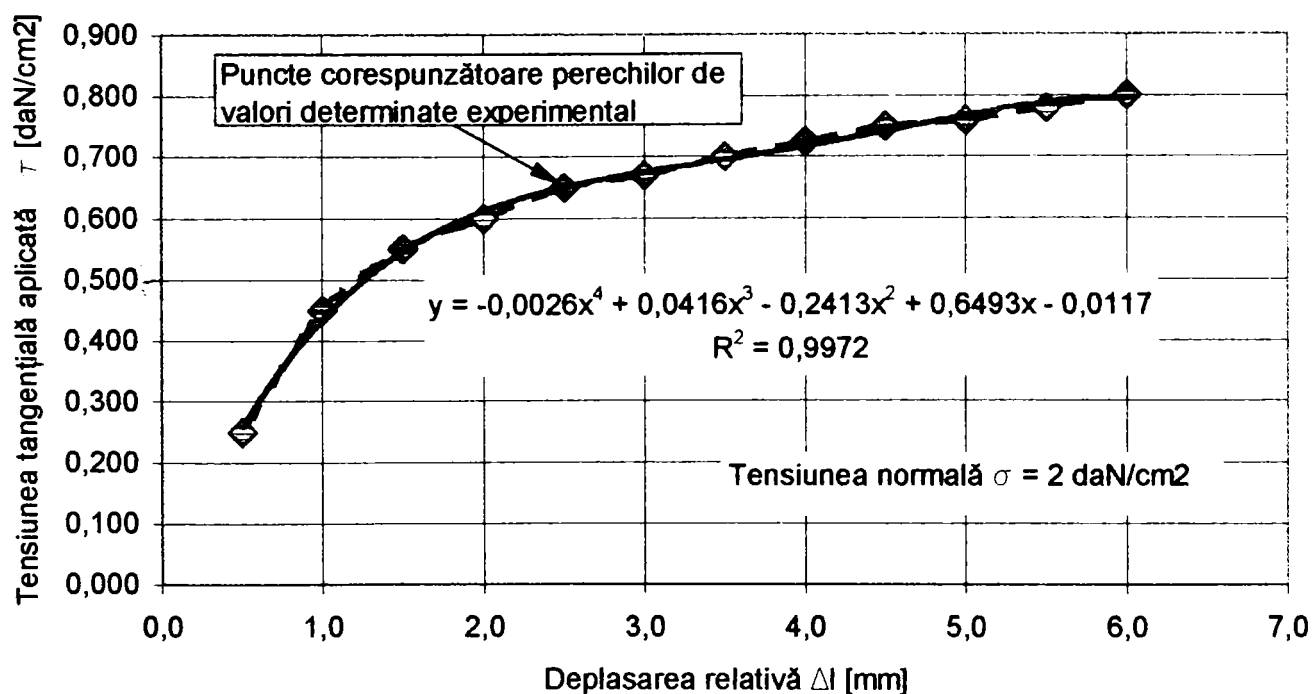


Fig. 4.42 Corelația dintre tensiunea tangențială aplicată și deplasarea relativă a cutiei de forfecare care îi corespunde, respectiv funcția de estimare neliniară pentru sola 1



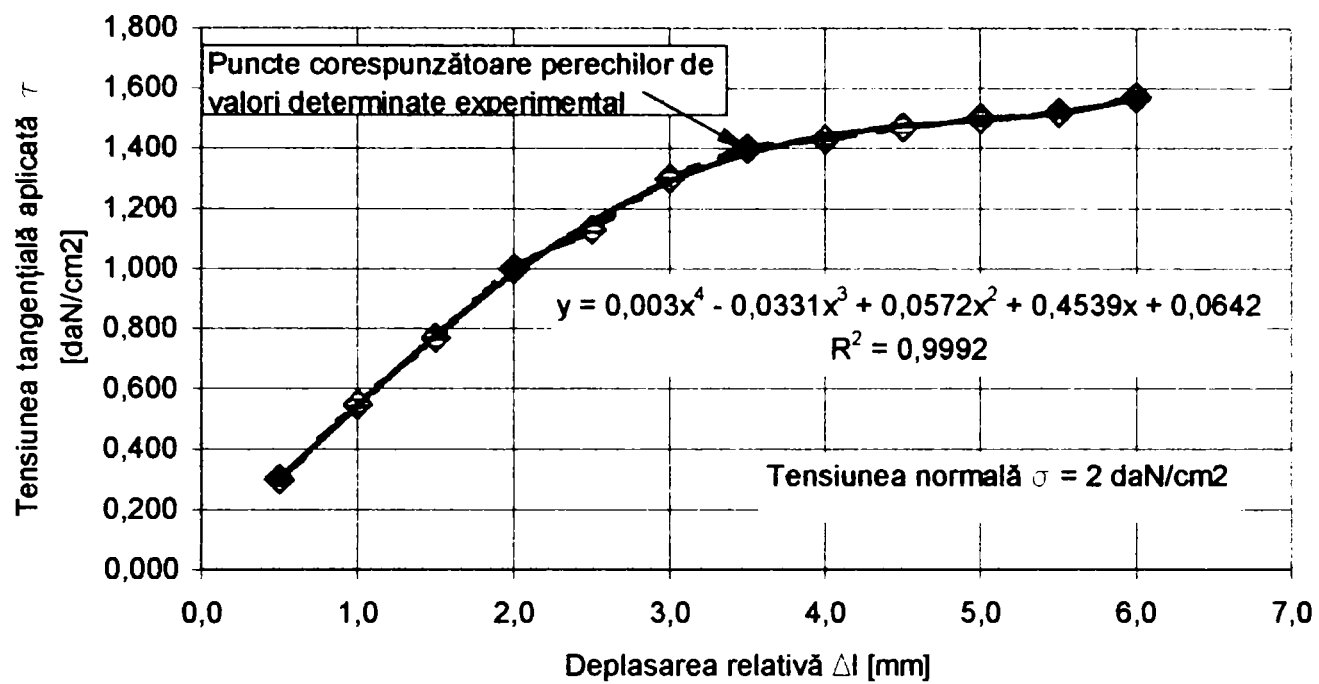


Fig. 4.43 Corelația dintre tensiunea tangențială aplicată și deplasarea relativă a cutiei de forfecare care îi corespunde, respectiv funcția de estimare neliniară pentru sola 2

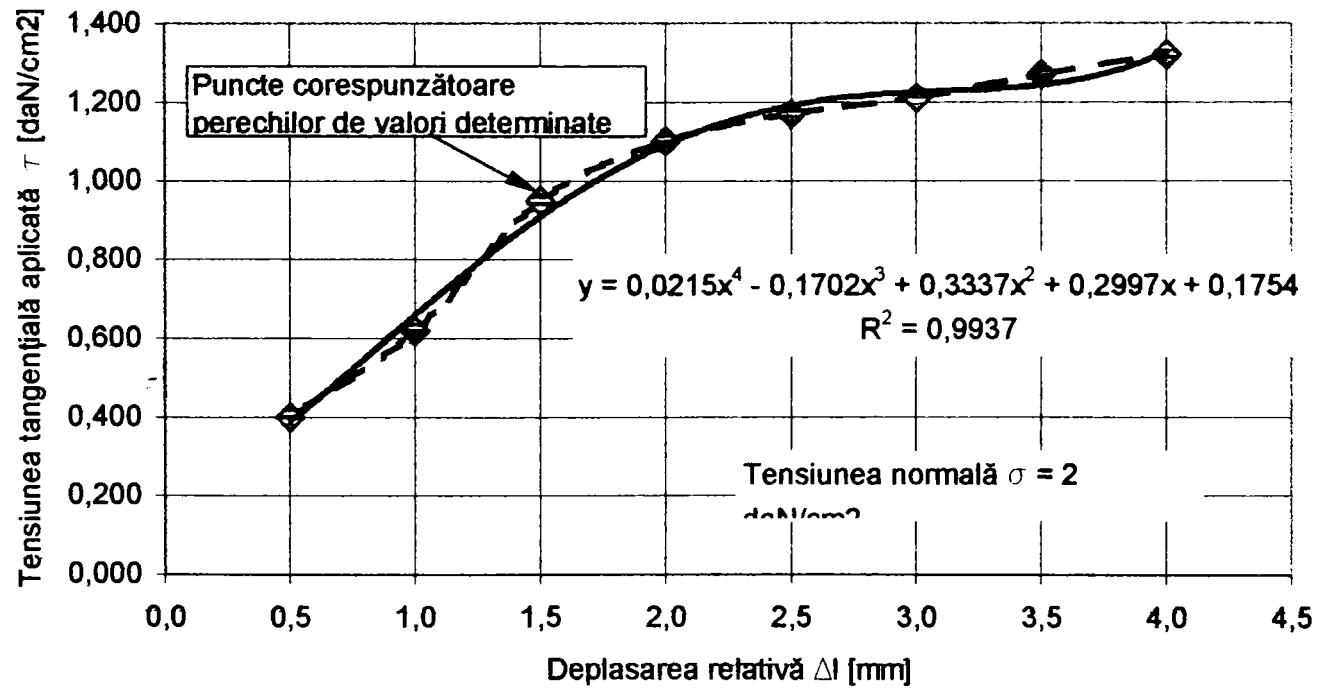


Fig. 4.44 Corelația dintre tensiunea tangențială aplicată și deplasarea relativă a cutiei de forfecare care îi corespunde, respectiv funcția de estimare neliniară pentru sola 3

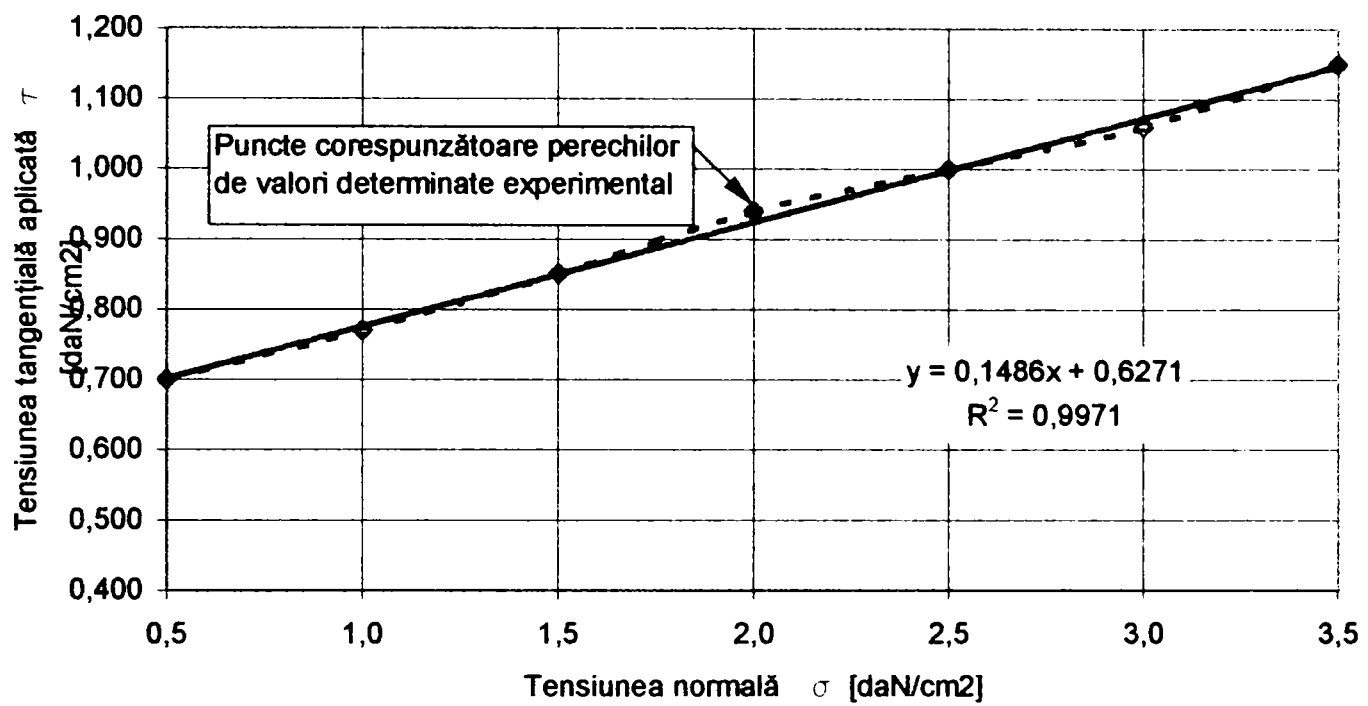


Fig. 4.45 Corelația dintre tensiunea normală și tensiunea tangențială de rupere pentru criteriul Mohr-Coulumb în cazul solului din sola 1

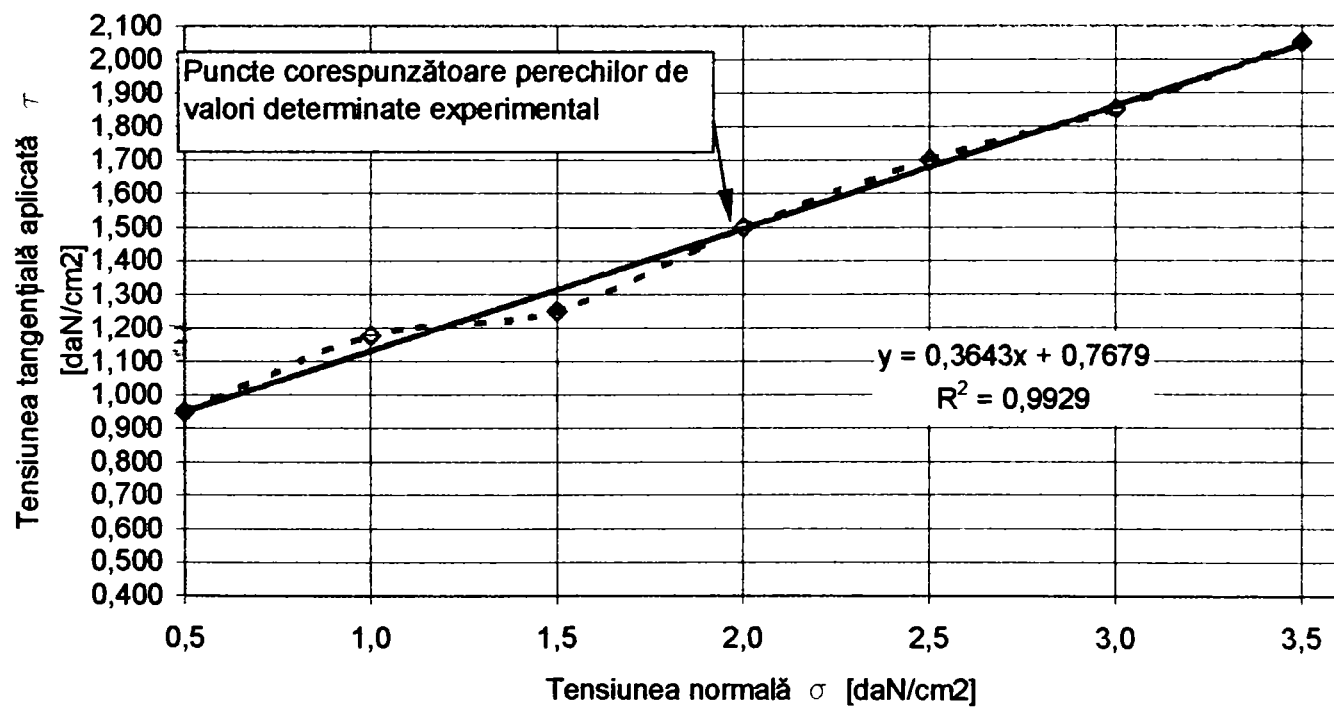


Fig. 4.46 Corelația dintre tensiunea normală și tensiunea tangențială de rupere pentru criteriul Mohr-Coulumb în cazul solului din sola 2

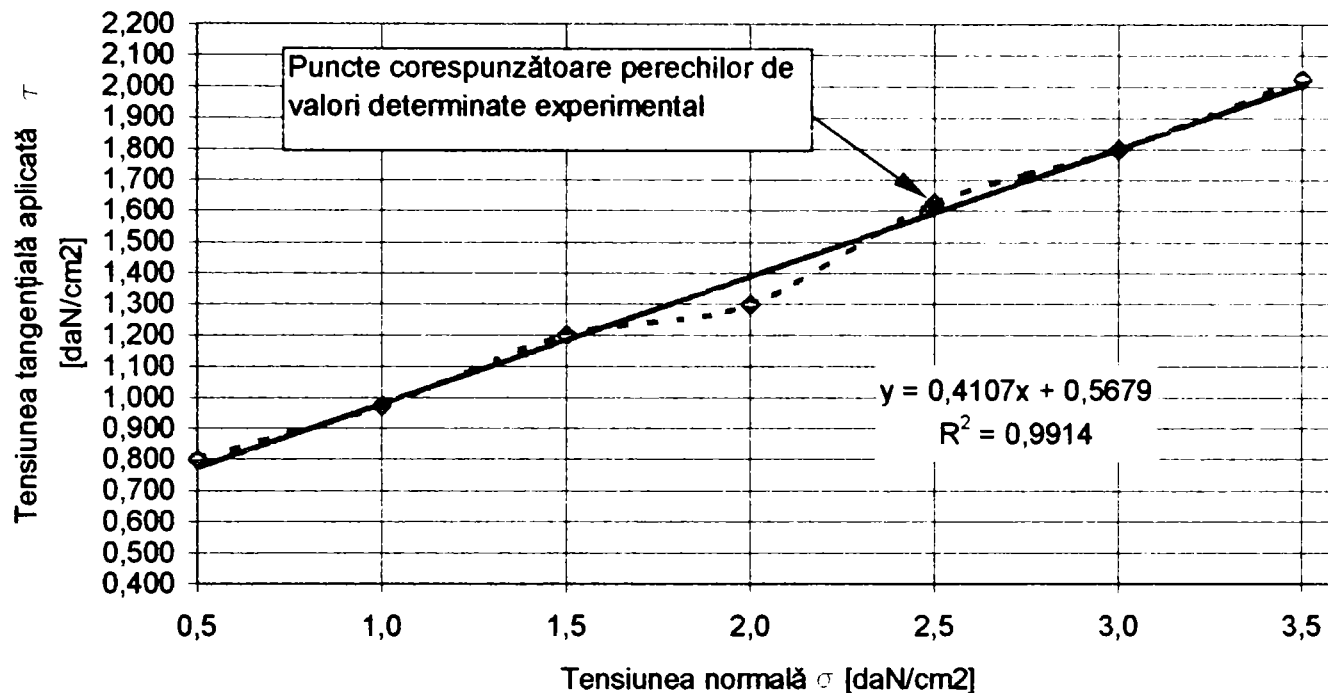


Fig. 4.47 Corelația dintre tensiunea normală și tensiunea tangențială de rupere pentru criteriul Mohr-Coulumb în cazul solului din sola 3

#### DETERMINAREA VITEZEI DE LUCRU

Viteza de lucru se determină pe baza măsurării timpului parcurs pentru o porțiune jalonată, având lungimea determinată.

Timulul  $t_i$  necesar parcurgerii spațiului  $S_i$  este cronometrat și înregistrat, iar viteza medie corespunzătoare se determină cu relația:

$$v_i = 3,6 \frac{S_i}{t_i} \text{ [km/h]} \quad (4.9)$$

Întrucât tractorul dispune de un calculator de bord, iar acesta permite setarea vitezei de lucru cu precizie la valoarea dorită (fig. 4.48) s-a ales această ultimă posibilitate.

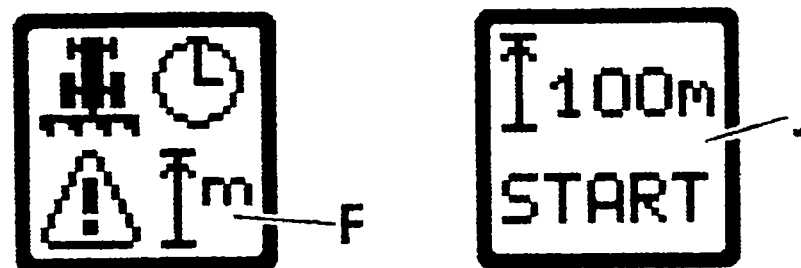


Fig. 4.48 Afișarea la bord a vitezei de deplasare și distanța de măsurare. F, J -display pentru viteză și distanța măsurată.

Această viteză reglată nu se poate modifica semnificativ, deoarece poziția clapetei de accelerație este variabilă și care determină turația motorului tractorului chiar dacă anumite abateri în ceea ce privește caracteristicile dinamice ale solului pot să apară din cauza neomogenității.

Totodată calculatorul permite efectuarea măsurării distanței și suprafeței lucrate ( fig. 4.49 ).

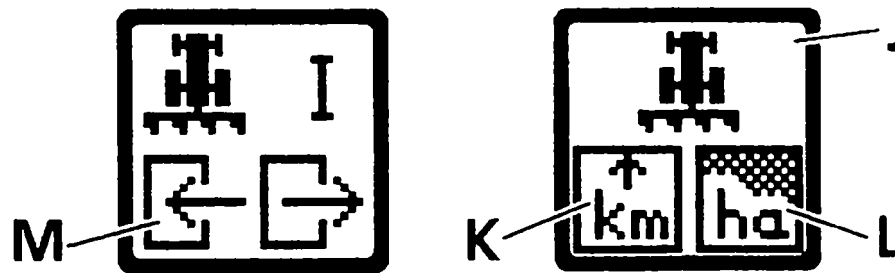


Fig. 4.49 Afișare la bord a distanței și suprafeței lucrate. K-distanța măsurată;L- suprafața măsurată

Aceste măsurători pot fi scoase automat în funcțiune în următoarele condiții:

- sistemul de ridicare spate este în poziție de lucru;
- priza de putere este cuplată și sistemul de ridicare spate este în poziție de lucru;
- priza de putere este cuplată.

#### **MĂSURAREA ADÂNCIMII DE LUCRU**

Întrucât în planul de experimentări printre scopurile urmărite a figurat și determinarea adâncimii de lucru, aceasta a fost determinată după o metodologie bine cunoscută( brazdometru).

Adâncimea medie a arăturii s-a determinat cu relația:

$$a_m = \frac{\sum_{i=1}^{i=n} a_i}{n} \text{ [cm]} \quad (4.10)$$

în care:

- a- reprezintă valorile adâncimilor de lucru măsurate cu brazdometru cu precizia de 1 cm;
- n- numărul de măsurători efectuate; (20 măsurători pe distanța de 100 m parcursă de agregatul de arat, corect reglat și la viteza de lucru stabilită).

#### **DETERMINAREA UZURII BRĂZDARULUI**

Înainte ca brăzdarul să fie montat pe plug, acesta a fost supus unor determinări gravimetrice și măsurători dimensionale în scopul comparării cu valorile obținute în urma executării arăturii pe o anumită suprafață. Pentru determinarea dimensiunilor brăzdarului s-a folosit în premieră de către autor

metoda epurelor. Astfel, brăzdarului nou dar și după ce a lucrat suprafața de 25, 28 și 100 ha i s-a trasat epurele uzurii acestuia și apoi acestea au fost suprapuse una peste alta ( fig. 4. 50 ).

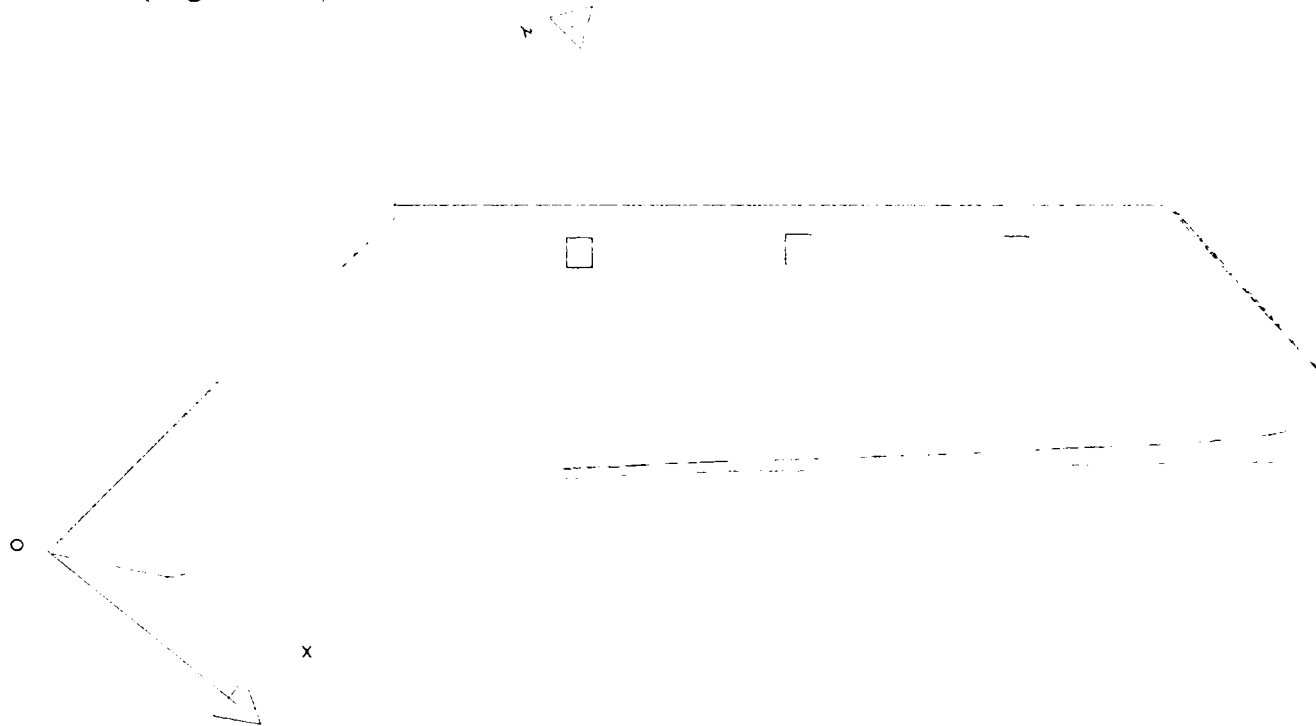


Fig. 4.50 Epurele brăzdarului suprapuse

Folosindu-se programul Autocad 2000, tăisul brăzdarului a fost împărțit în 50 de puncte de măsură, puncte care au fost aceleași și pentru epurele trasate la 25, 28 și 100 ha. Apoi au fost măsurate coordonatele (x,y) ale fiecărui punct. Cu aceste valorile obținute, pentru brăzdarul nou, s-a trasat profilul tăișului folosind un sistem de coordonate nou  $x'Oy'$  (fig. 4. 50 ) rotit cu valoarea unghiului de așezare a brăzdarului față de peretele brazdei, adică poziția de lucru a acestuia ( fig. 4.51 ).

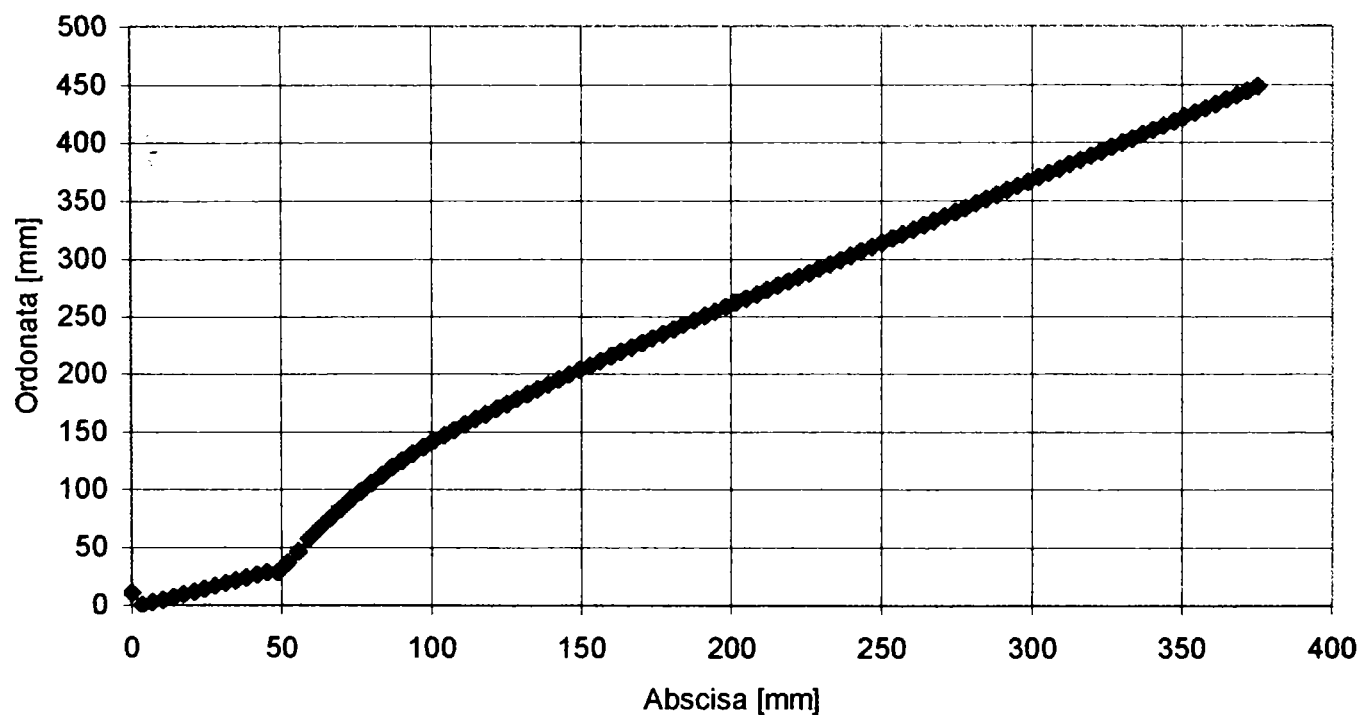


Fig. 4.51 Punctele de măsurare pe profilul brăzdarului nou

Acest sistem de coordonate se menține pentru toate punctele de măsurare corespunzătoare celorlalte epure a brăzdarului, trasate după ce brăzdarul a lucrat o anumită suprafață.

Pe baza rezultatelor obținute s-a putut trasa evoluția uzurii brăzdarului după ce acesta a lucrat diferite suprafețe ( fig. 4. 52 ), iar în figura ( 4. 53 ) sunt prezentate epurele uzurii brăzdarului la suprafața lucrată de 25, 28 și 100 ha.

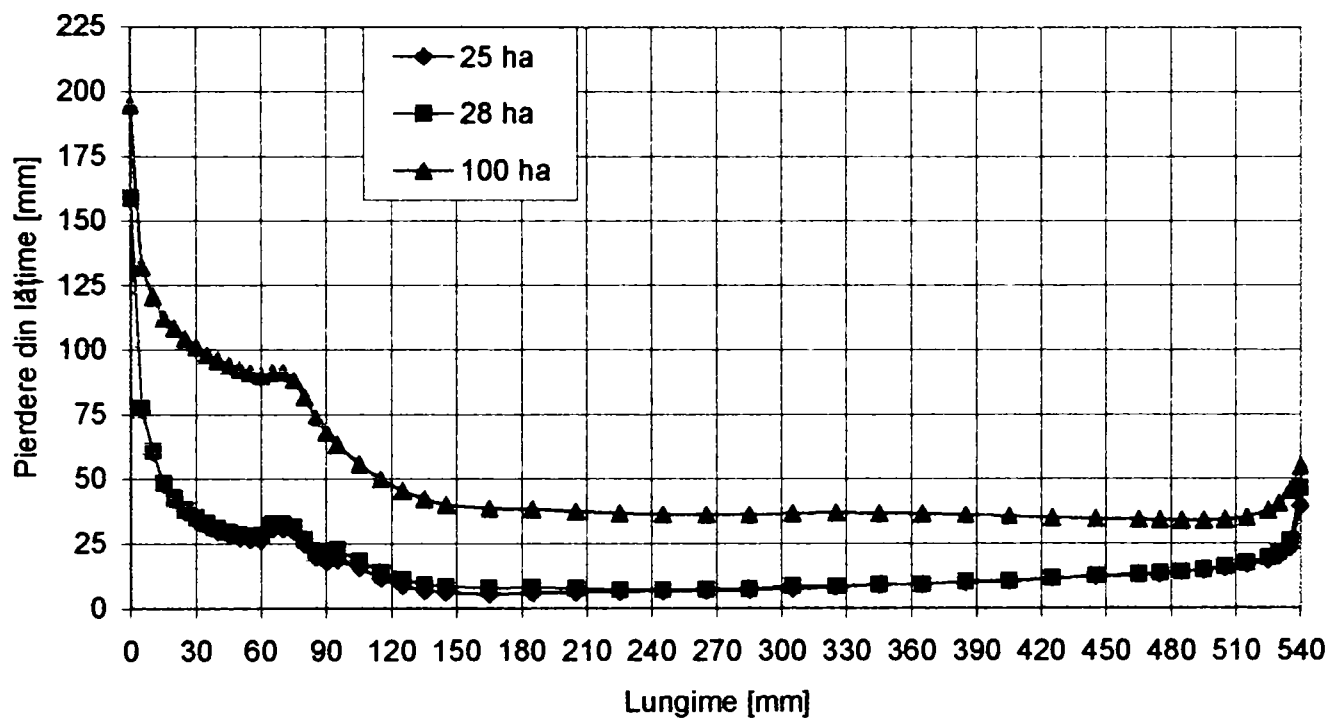


Fig. 4.52 Evoluția uzurii brăzdarului

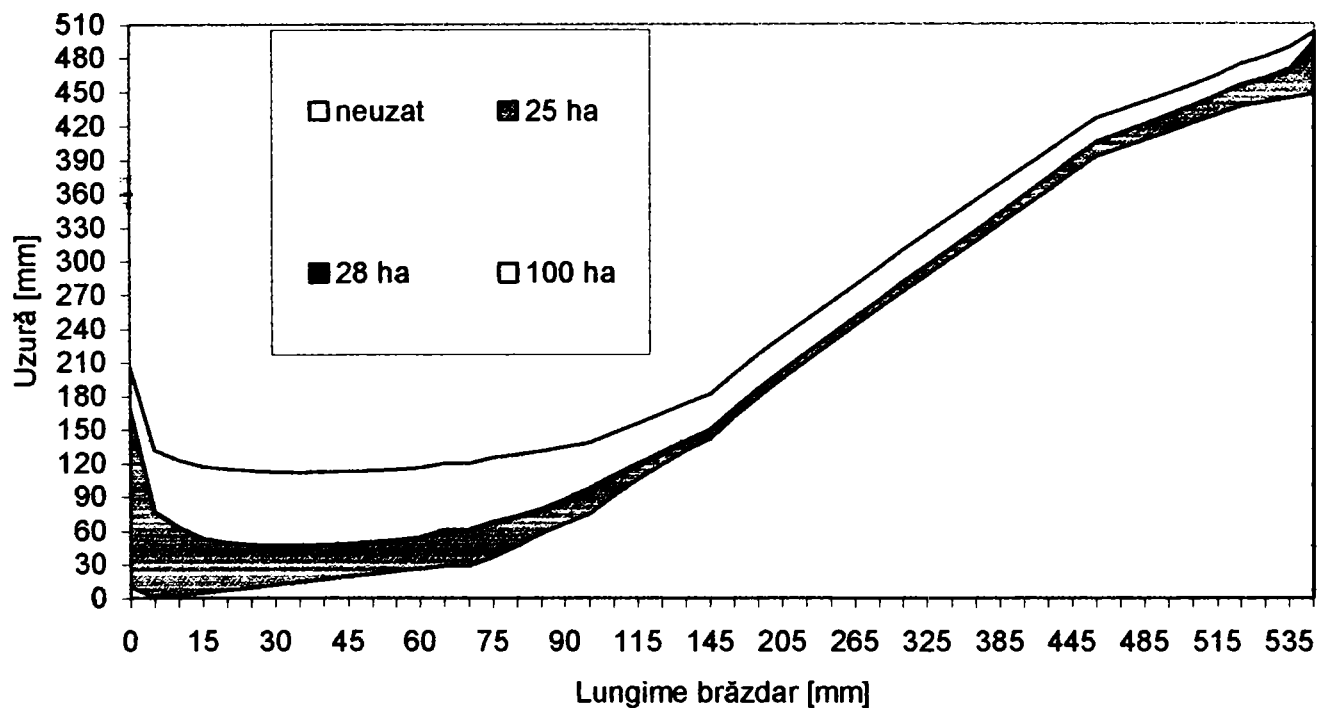


Fig. 4.53 Evoluția epurelor uzurii brăzdarului

Cunoscând coordonatele tuturor punctelor de pe tăișul brăzdarului și evoluția uzurii pe tăișul acestuia la intervalele de suprafață lucrată, s-a putut trasa evoluția uzurii tuturor punctelor de măsură pentru intervalele considerate (fig. 4.54). În figura 4.55 se prezintă evoluția uzurii corelate în punctele de măsurare a brăzdarului la intervale de 2,5 ha lucrate.

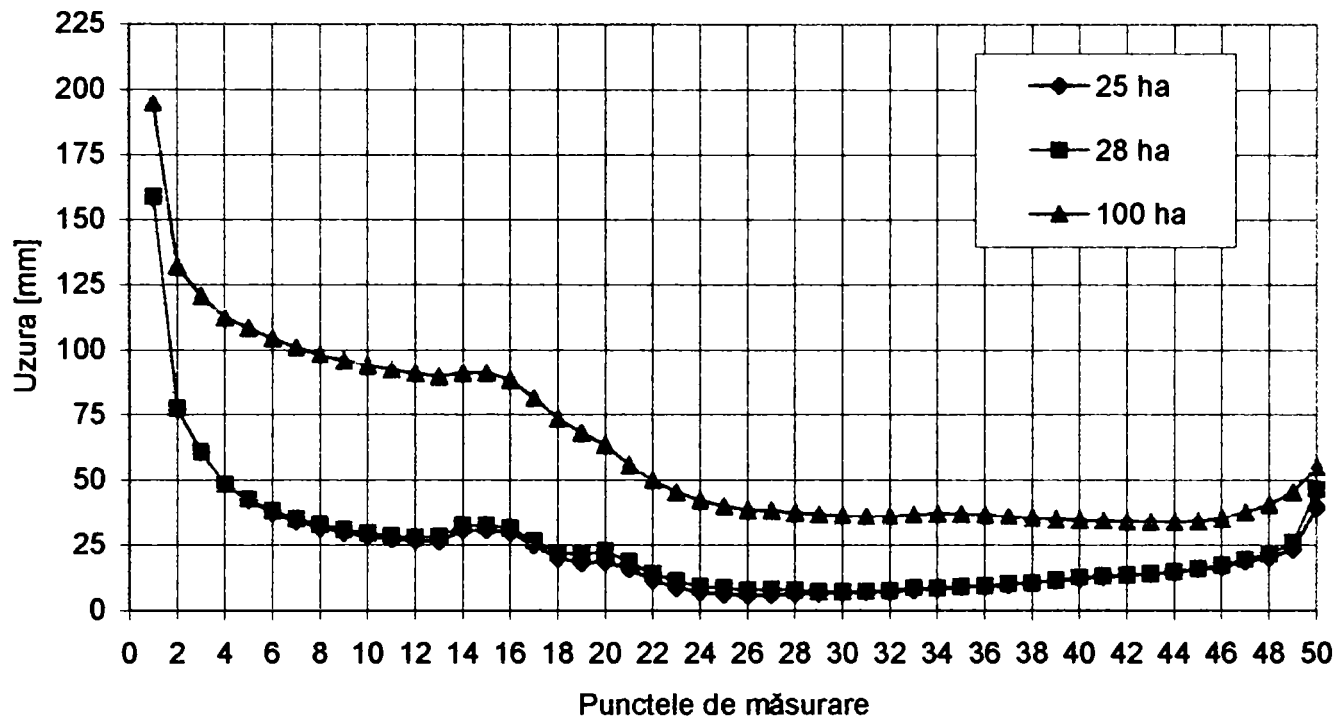


Fig. 4.54 Evoluția uzurii pentru toate punctele de măsurare

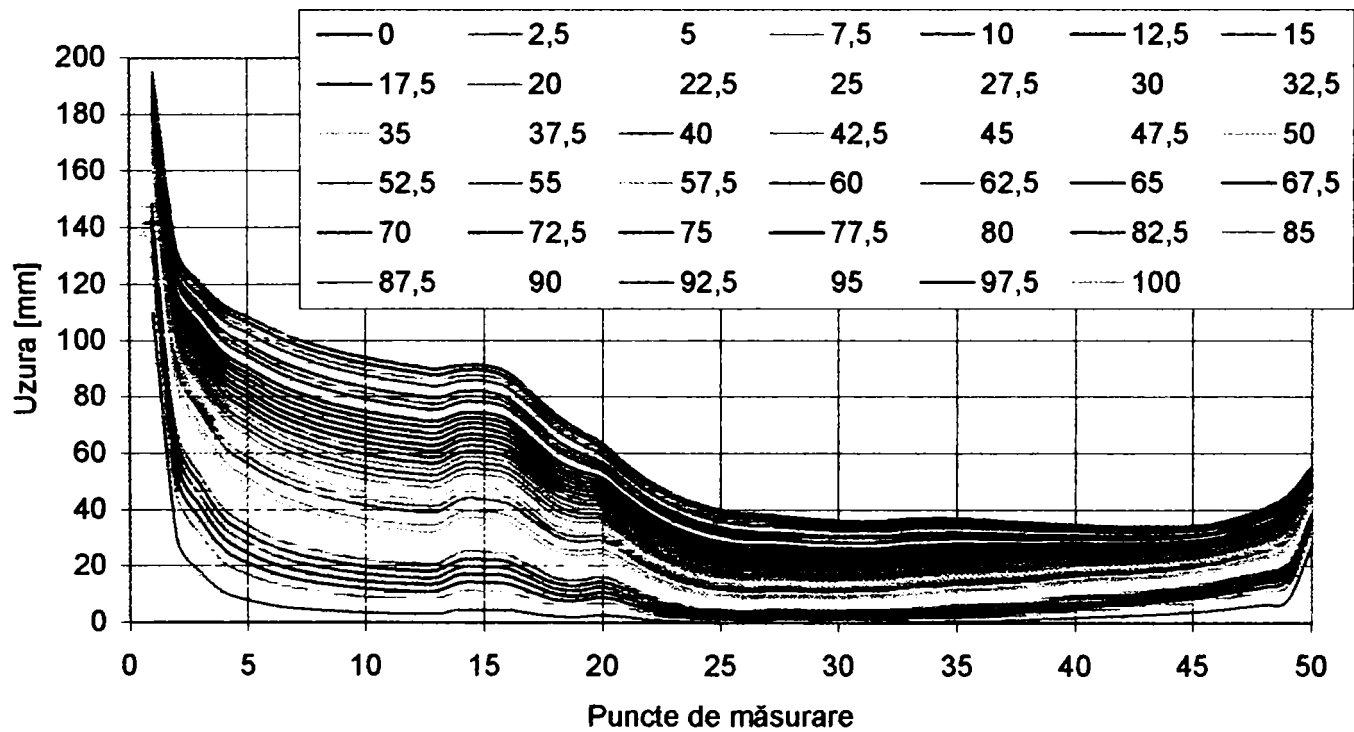


Fig. 4.55 Evoluția uzurii corelate în punctele de măsurare



În fig. 4.46 este prezentată uzura băzdarului funcție de suprafața lucrată în punctele de măsurare și unde se observă că pe vârful valorile sunt mari datorită frecării dintre sol și vârful brăzdarului, valori ce scad pe măsură ce ne deplasăm spre capăt. La capătul tăișului această uzură are o ușoară creștere datorită modificării reglajelor plugului.

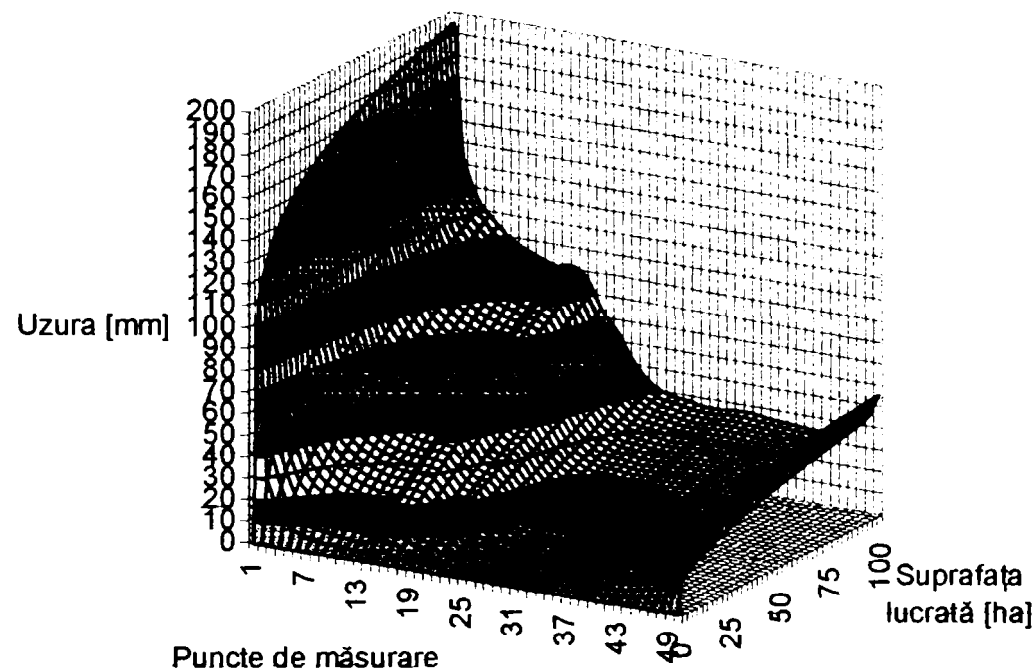


Fig. 4.46 Evoluția uzurii brăzdarului pe lungimea acestuia

Pentru cele 50 de puncte de măsurare s-a corelat variația uzurii cu suprafața lucrată, funcția care a reliefat cel mai bine această variație pentru toate punctele este funcția putere:

$$U = a \cdot (Ha)^b \quad (4.11)$$

unde: U - uzura [mm];  
a, b - coeficienți de corelare ( tabelul 4.6 );  
Ha - suprafața lucrată [ha].

Datorită numărului mare de funcții de corelare ( o funcție pentru fiecare punct de măsură ) s-a încercat stabilirea unei singure relații care să exprime variația uzurii pe întreaga lungime a brăzdarului:

$$U = \frac{1}{0,010506968 + 0,008453439x - 0,00001553823x^2} \cdot Ha^{(0,54579606 + 0,0056251354x - 0,00001138x^2)} \quad (4.12)$$

Confirmarea relației 4.12 este dată de variația curbelor reale și corelate prezentate în fig. 4.47.

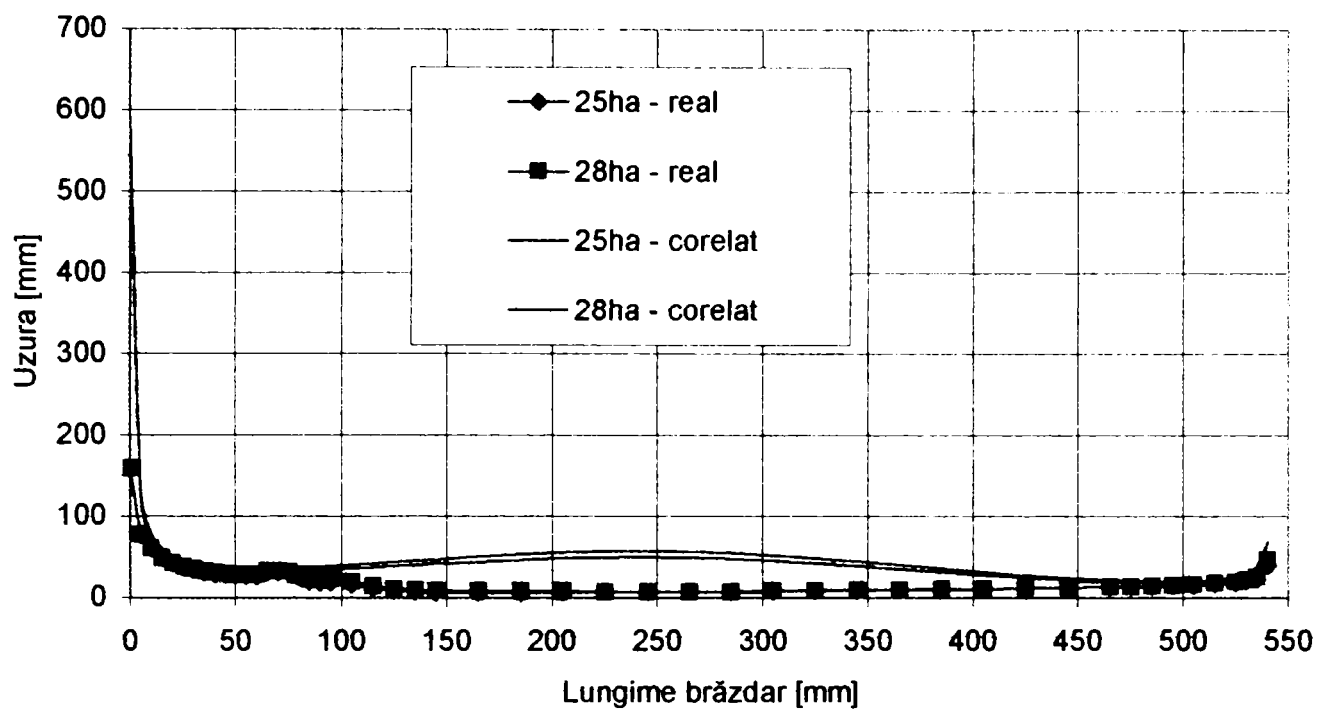


Fig. 4.47 Analiză comparativă a uzurii real – corelat.

Acceptând astfel relația 4.12 s-a putut trasa variația uzurii pe lungimea brăzdarului funcție de suprafața lucrată ( fig. 4.48 ), ca o funcție continuă ce ar corespunde comportamentului real.

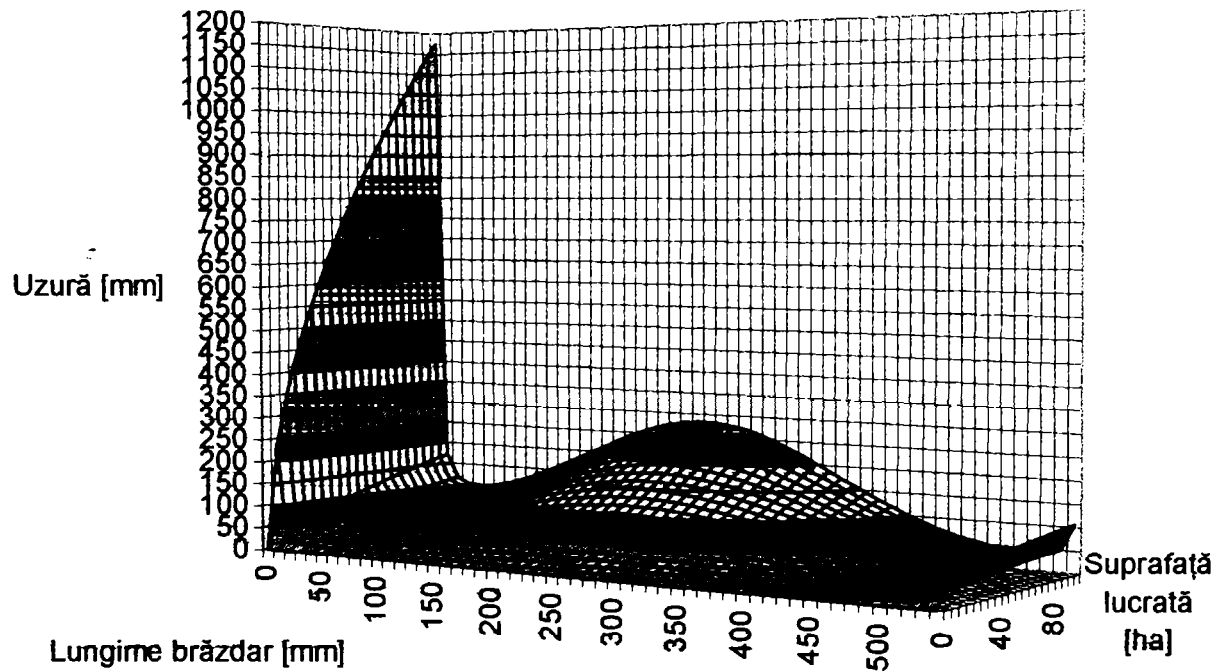


Fig. 4.48 Evoluția corelată a uzurii brăzdarului pe lungimea acestuia

Tabel 4.6 Valorile coeficienților pentru uzură și intensitatea uzurii.

Lungime brăzdar x [mm]	Puncte de măsurare	a	b	A	B
0	1	95,11899	0,15574	14,81383	-0,84426
5	2	20,34904	0,40616	8,264966	-0,59384
10	3	11,02449	0,51952	5,727441	-0,48048
15	4	5,88938	0,64040	3,771556	-0,35960
20	5	4,09679	0,71134	2,914212	-0,28866
25	6	2,99726	0,77058	2,309628	-0,22942
30	7	2,39535	0,81200	1,945027	-0,18800
35	8	2,01244	0,84368	1,697855	-0,15632
40	9	1,74838	0,86930	1,519865	-0,13070
45	10	1,55029	0,89115	1,38154	-0,10885
50	11	1,42221	0,90621	1,28882	-0,09379
55	12	1,37205	0,91080	1,249664	-0,08920
60	13	1,40121	0,90355	1,26606	-0,09645
65	14	2,24580	0,80429	1,806272	-0,19571
70	15	2,24580	0,80429	1,806272	-0,19571
75	16	2,15806	0,80658	1,74065	-0,19342
80	17	1,46652	0,87260	1,279688	-0,12740
85	18	0,92218	0,95144	0,877396	-0,04856
90	19	0,90374	0,93902	0,848629	-0,06098
95	20	1,27790	0,84806	1,083736	-0,15194
105	21	0,91849	0,89237	0,819634	-0,10763
115	22	0,43011	1,03260	0,444132	0,03260
125	23	0,22191	1,15610	0,25655	0,15610
135	24	0,13048	1,25490	0,163745	0,25490
145	25	0,10387	1,29250	0,134249	0,29250
165	26	0,08418	1,33100	0,112047	0,33100
185	27	0,09901	1,29370	0,128094	0,29370
205	28	0,10685	1,27223	0,135939	0,27223
225	29	0,10282	1,27606	0,1312	0,27606
245	30	0,10856	1,26156	0,136953	0,26156
265	31	0,12676	1,22663	0,155493	0,22663
285	32	0,13618	1,21196	0,165048	0,21196
305	33	0,19102	1,14215	0,218173	0,14215
325	34	0,20227	1,13092	0,228752	0,13092
345	35	0,26534	1,07146	0,284305	0,07146
365	36	0,29613	1,04523	0,30952	0,04523
385	37	0,41010	0,97167	0,398486	-0,02833
405	38	0,49049	0,92986	0,456089	-0,07014
425	39	0,71858	0,84443	0,606788	-0,15557
445	40	0,94619	0,78264	0,740529	-0,21736
465	41	1,14713	0,73823	0,846848	-0,26177
475	42	1,30254	0,70917	0,923724	-0,29083
485	43	1,52143	0,67440	1,026053	-0,32560
495	44	1,83623	0,63363	1,163492	-0,36637
505	45	2,29810	0,58690	1,348754	-0,41310
515	46	2,84507	0,54660	1,555116	-0,45340
525	47	3,49524	0,51653	1,805398	-0,48347
530	48	4,04983	0,50000	2,024913	-0,50000
535	49	5,35552	0,46427	2,486405	-0,53573
540	50	22,78633	0,19186	4,371785	-0,80814

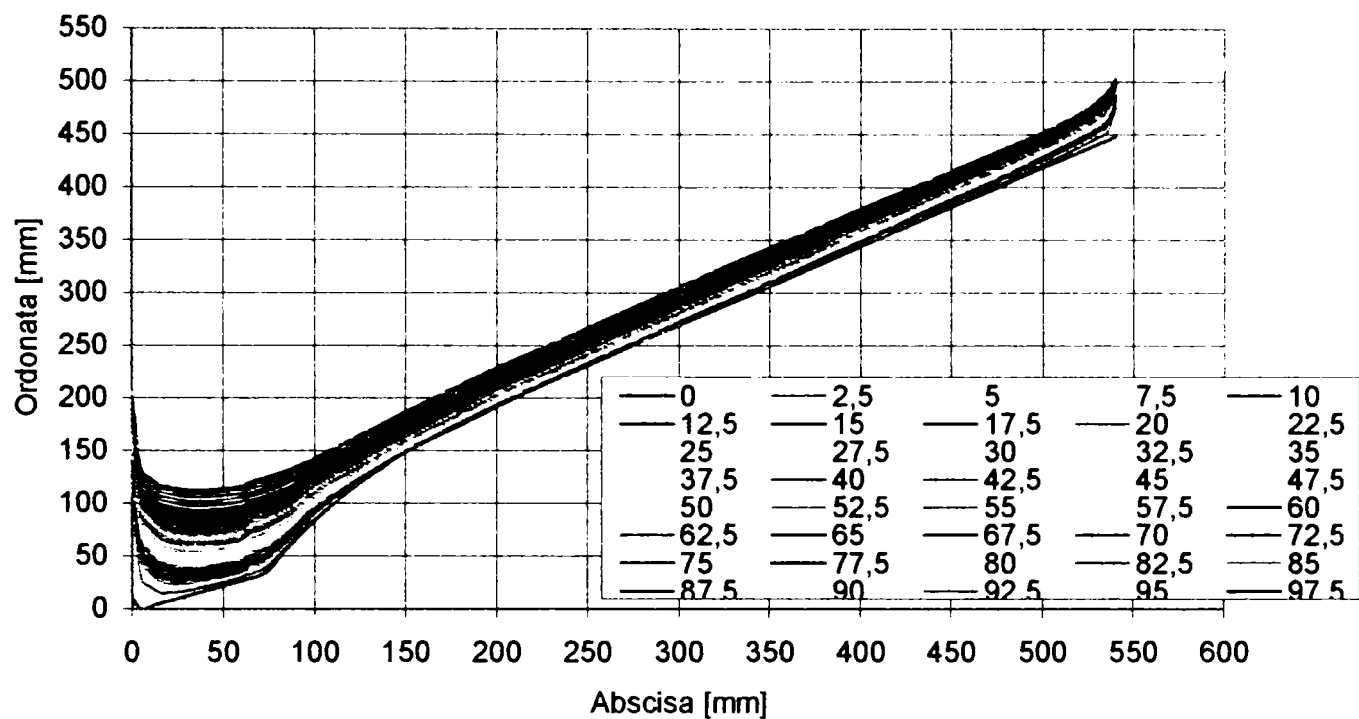


Fig. 4.49 Evoluția epurelor uzurii brăzdarului

Pentru a observa care este evoluția în timp a uzurii brăzdarului, la intervale egale de suprafață lucrată ( 2,5 ha ), s-au trasat epurele uzurii, ele fiind reprezentate în fig. 4.49. Variația tridimensională a epurelor este prezentată în figura 4.50.

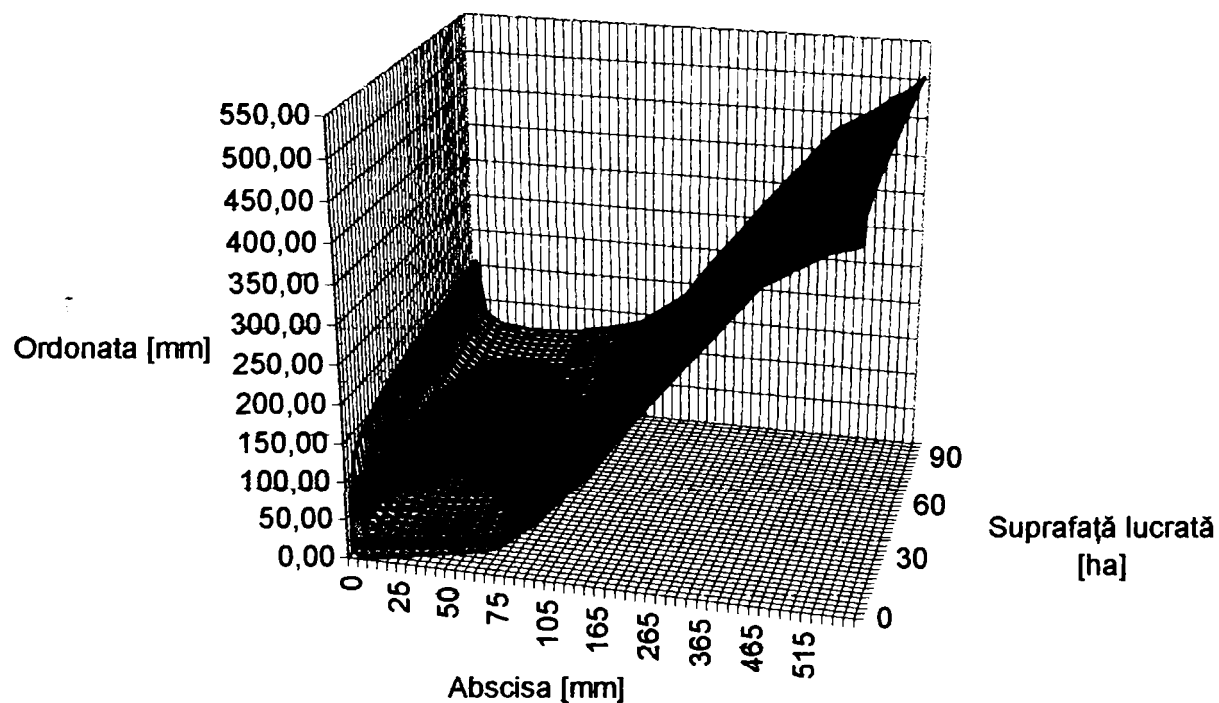


Fig. 4.50 Evoluția coordonatelor brăzdarului –3D

Variația uzurii funcție de suprafața lucrată, determinată experimental, este prezentată în figura 4.51.

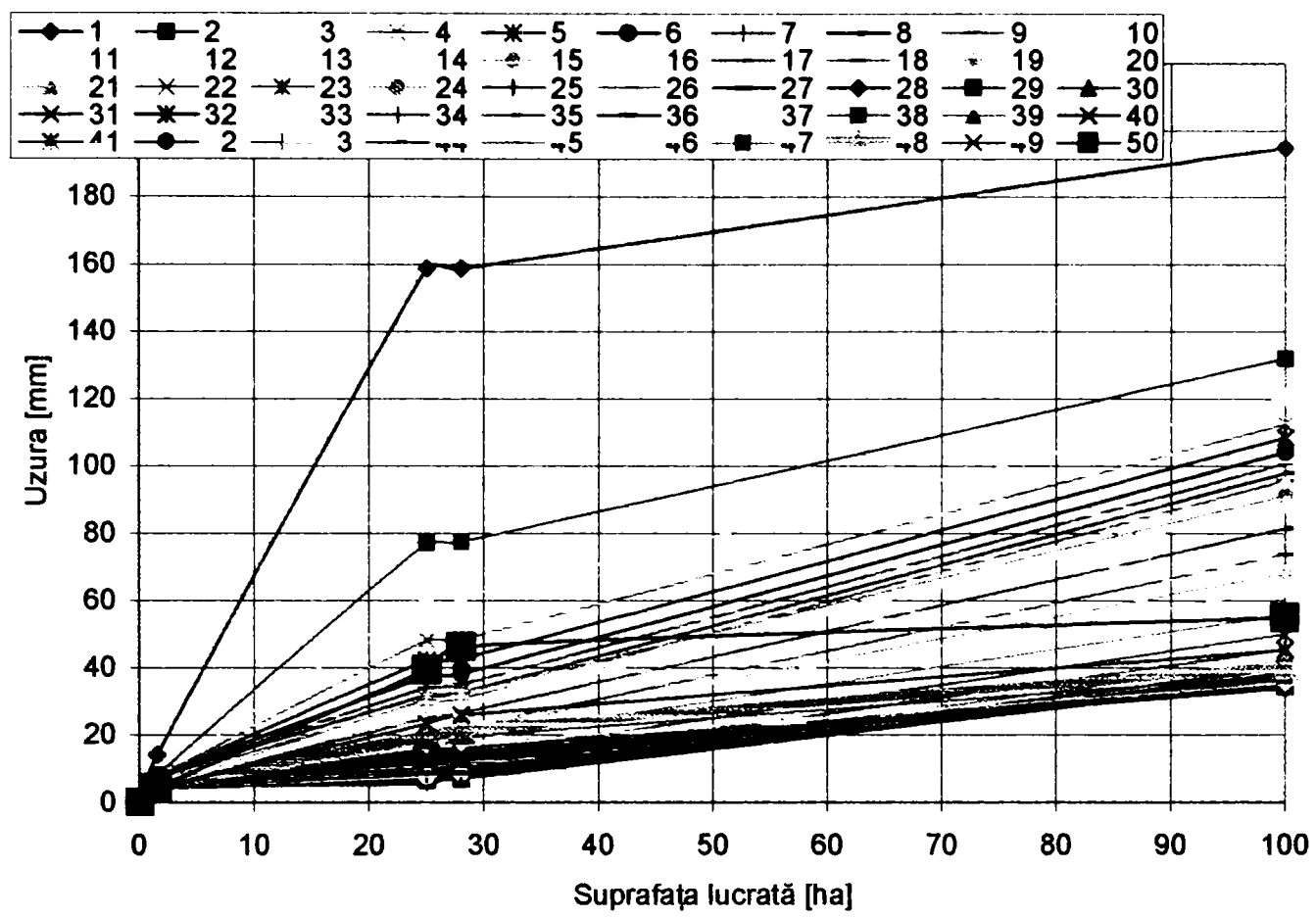


Fig. 4.51 Evoluția uzurii funcție de suprafața lucrată în puntele de măsură

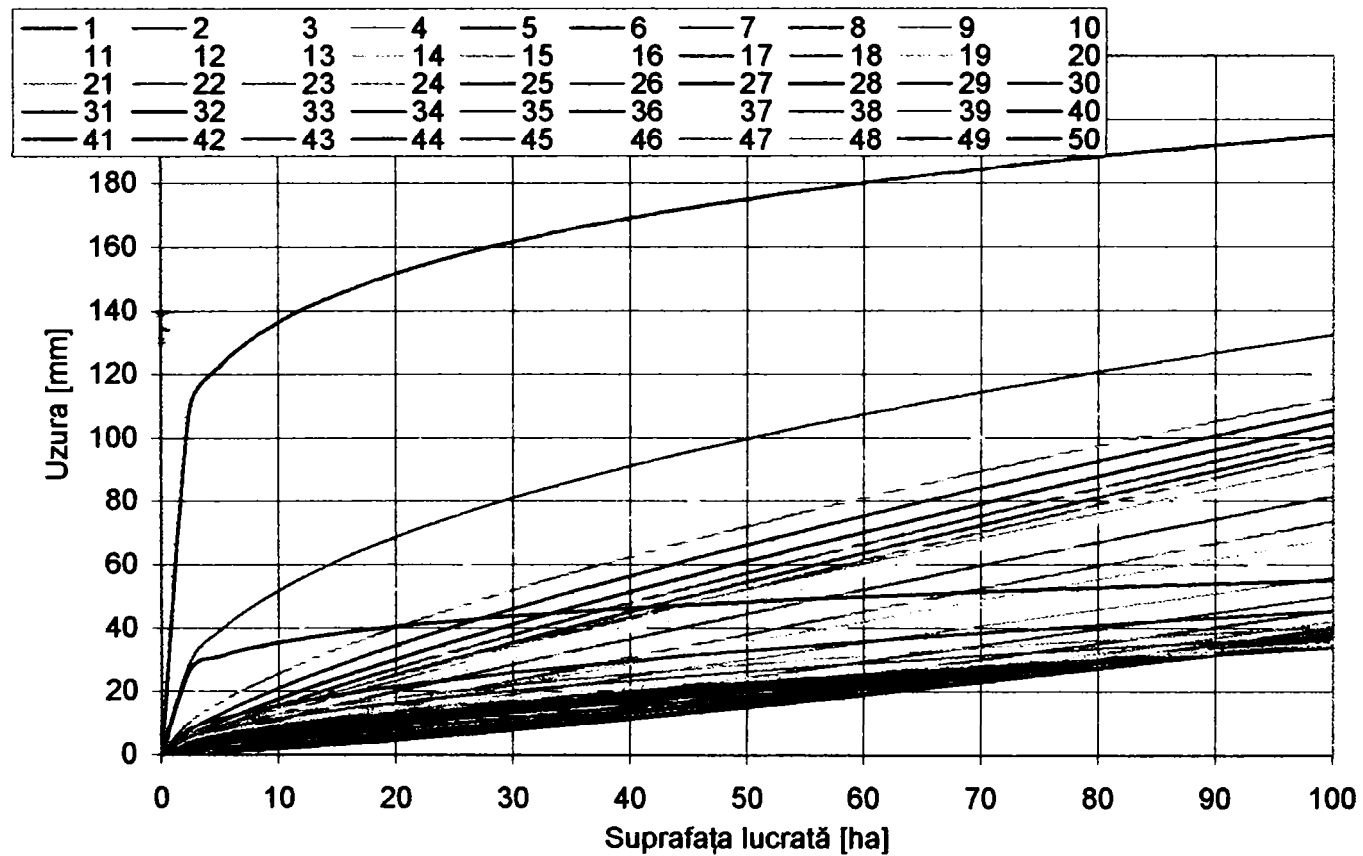


Fig. 4.52 Evoluția corelată a uzurii brăzdarului pentru punctele de măsurare funcție de suprafața lucrată

Corespunzător relațiilor determinate (4. 11), variația corelată a uzurii cu suprafața lucrată se prezintă în fig. 4.52.

Cunoscând care este evoluția uzurii cu suprafața lucrată, se poate estima care este intensitatea uzurii în punctele de măsură:

$$I = \frac{dU}{dHa} = a \cdot b \cdot (Ha)^{b-1} = A \cdot (Ha)^B \quad (4.13)$$

unde: I – intensitatea uzurii [mm/ha];  
A,B – coeficienți de corelare.

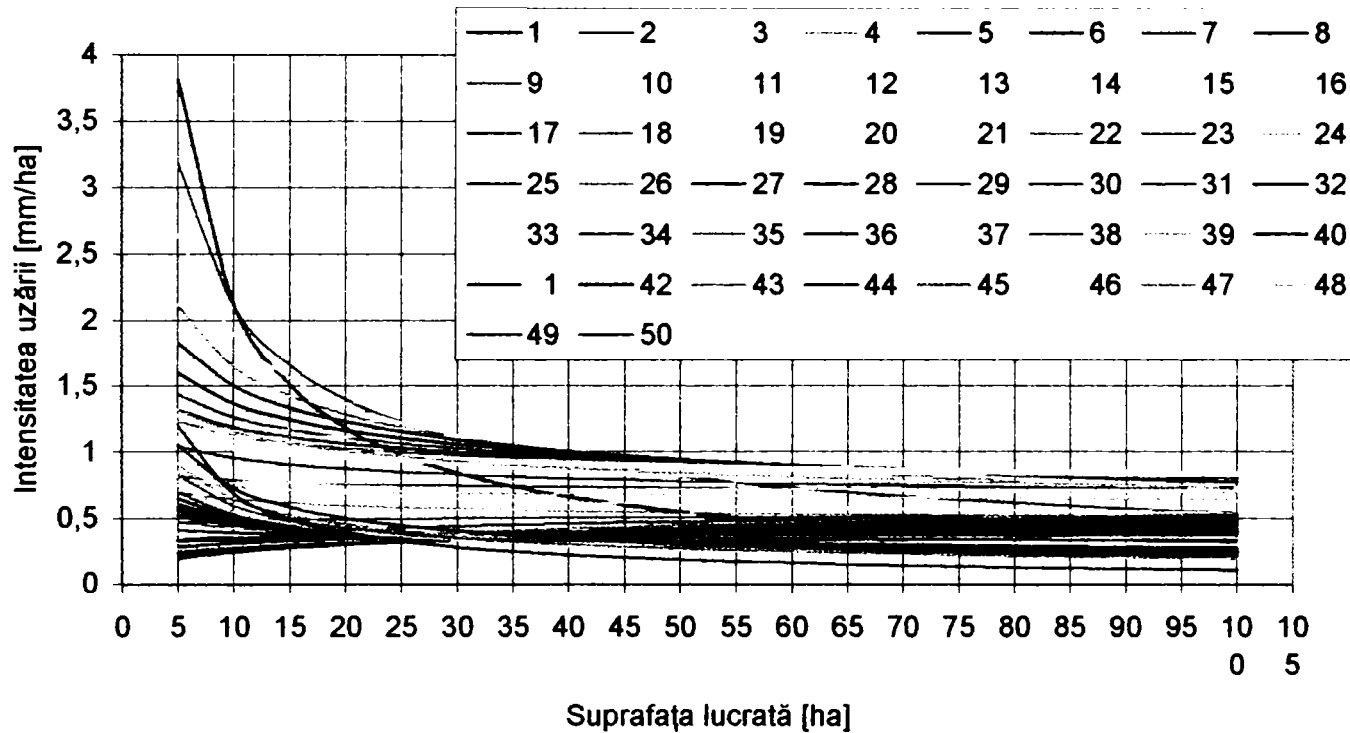


Fig. 4.53 Evoluția intensității uzurii pentru punctele de măsurare

Pe baza relației 4.13 a fost trasată evoluția intensității uzurii funcție de suprafața lucrată, pentru punctele de măsurare ( fig. 4.53 și fig 4.54-3D ).

În baza relației 4.12 se poate estima care este variația continuă a intensității uzurii, pe lungimea brăzdarului funcție de suprafața lucrată:

$$I = \frac{0,54579606 + 0,0056251354x - 0,000011138x^2}{0,010506968 + 0,008453439x - 0,00001553823x^2} Ha^{(-0,454204 + 0,0056251354 x - 0,000011138 x^2)} \quad (4.14)$$



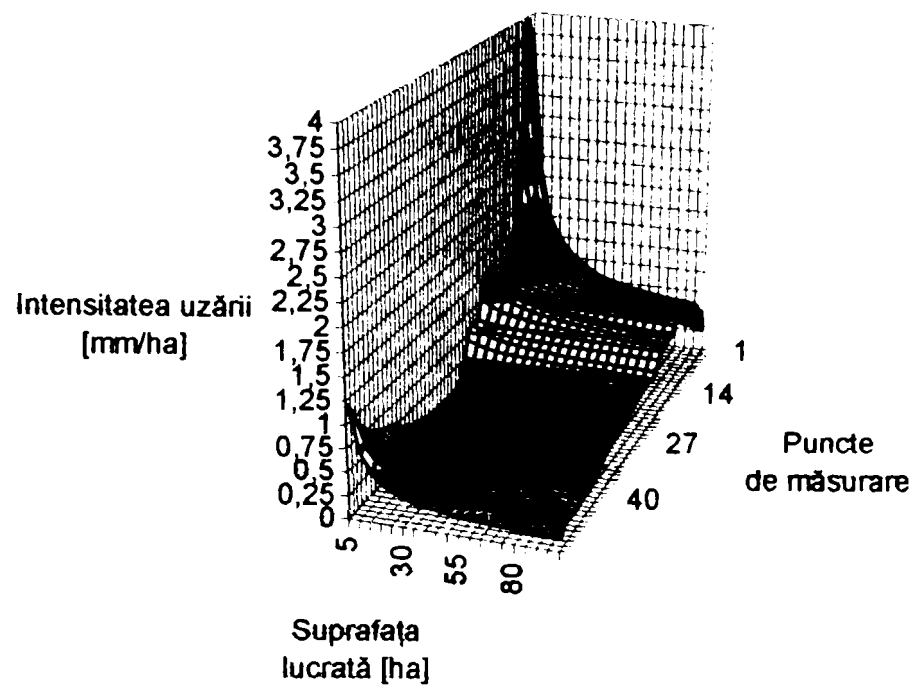


Fig. 4.54 Evoluția intensității uzurii funcție de suprafața lucrată și punctele de măsurare

În mod similar s-au făcut prelucrările pentru sola 2 (Biled) și sola 3 (Becicherecu Mic), unde variația uzurii cu suprafața lucrată în punctele de măsurare, prezintă, de asemenea, forma relație 4.11.

Coeficienții de corelare pentru sola 2 sunt prezentați în tabelul 4.7, iar pentru sola 3 în tabelul 4.8.

Funcțiile de corelare a uzurii pe lungimea brăzdarului (similară relației 4.12), pentru sola 2 și sola 3 sunt prezentate în continuare:

- sola 2:

$$U = \frac{1}{0,13948367 + 0,011172291x - 0,000020533885x^2} \cdot Ha^{(0,54499926 + 0,0056246515x - 0,00001113x^2)} \quad (4.15)$$

- sola 3:

$$U = \frac{1}{0,015850454 + 0,012700538x - 0,000023346x^2} \cdot Ha^{(0,546347925 + 0,005602119x - 0,000011097x^2)} \quad (4.16)$$

O concluzie importantă ce reiese din analiza relațiilor 4.12, 4.15 și 4.16 este aceea că influența tipului de sol nu modifică esențial exponentul „b” al suprafeței lucrate din relațiile mai sus amintite, adică tipul de sol determină o uzură pe lungimea brăzdarului direct dependentă de parametrul „a”.

Volumul de lucru și tipul de sol influențează independent uzura brăzdarului.

În figurile 4.55 și 4.56 se prezintă graficele de analiză a uzurii pentru solele 2 și 3.

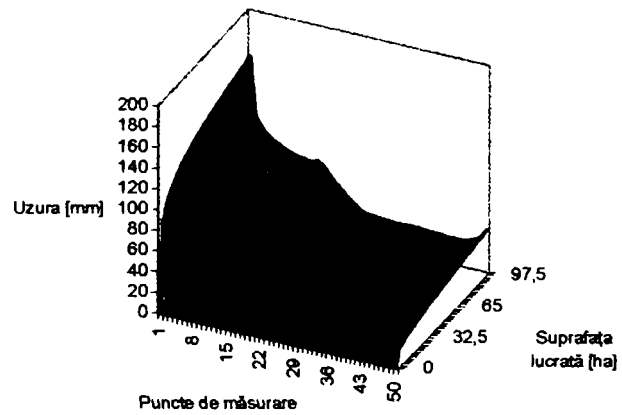
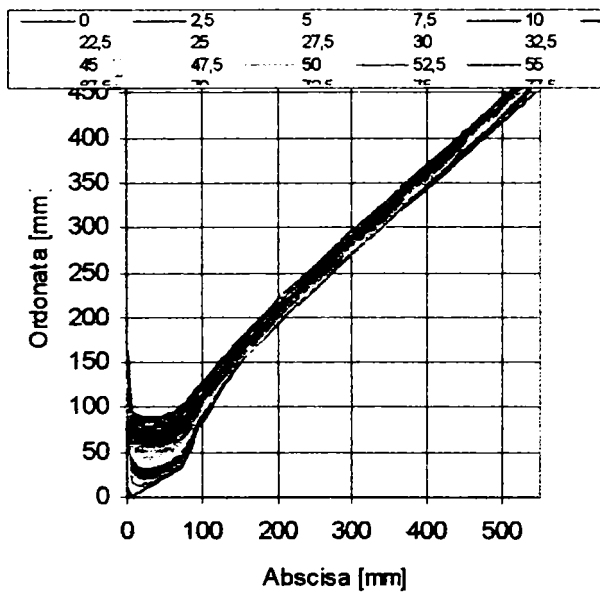
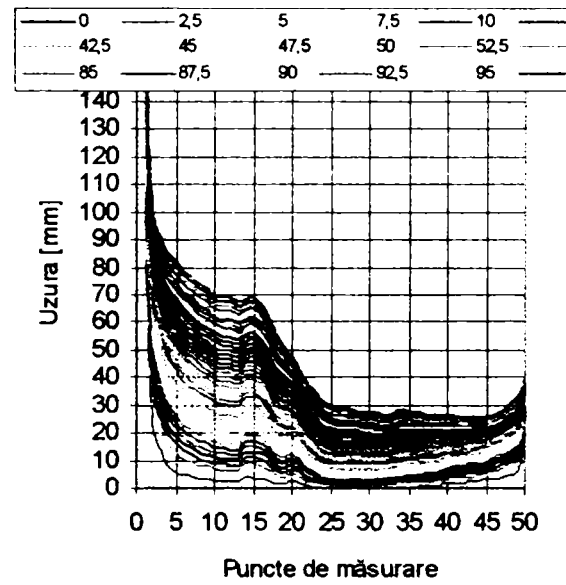
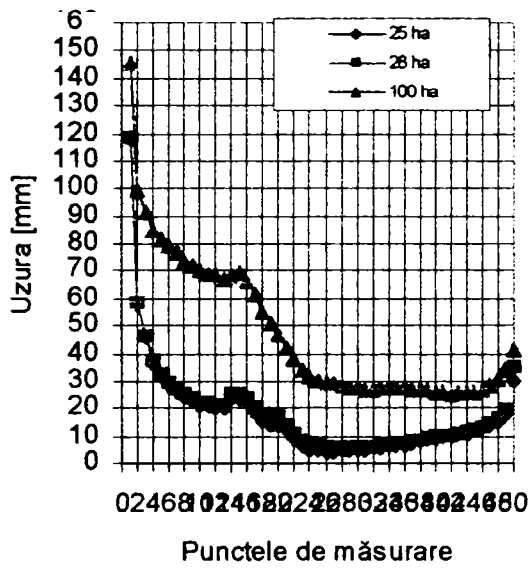
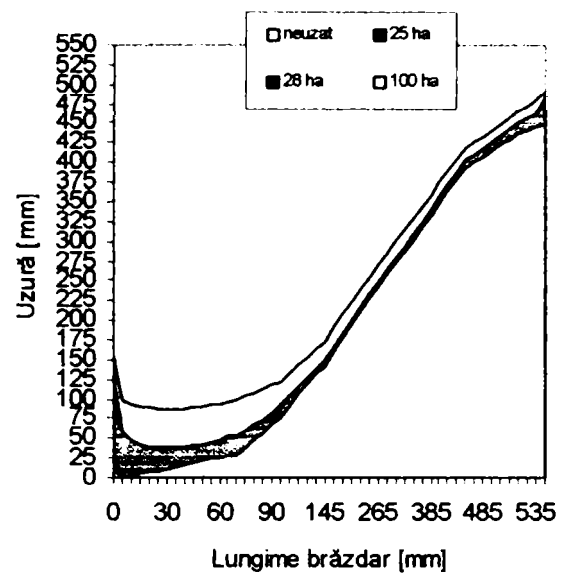
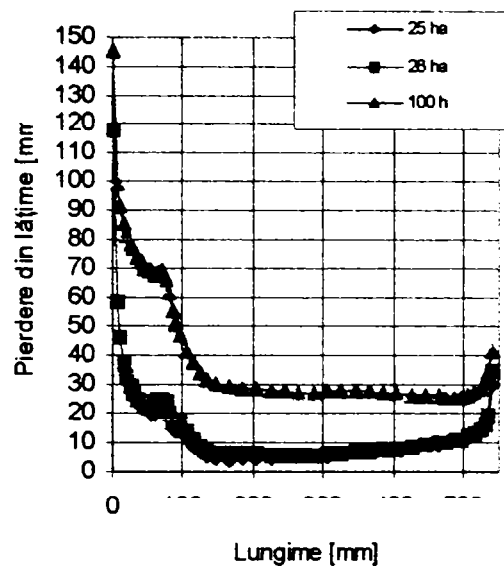


Tabelul 4.7. Valorile coeficienților pentru uzură și intensitatea uzurii – sola2

Lungime brăzdar x [mm]	Puncte de măsurare	a	b	A	B
0	1	71,65219	0,1677	12,01607	-0,8323
5	2	15,33145	0,40615	6,226867	-0,59385
10	3	8,407269	0,5176	4,351602	-0,4824
15	4	4,50847	0,6381	2,876855	-0,3619
20	5	3,033739	0,7155	2,17064	-0,2845
25	6	2,282757	0,769	1,75544	-0,231
30	7	1,819639	0,81223	1,477966	-0,18777
35	8	1,543569	0,83984	1,296351	-0,16016
40	9	1,356429	0,86236	1,16973	-0,13764
45	10	1,147622	0,89327	1,025136	-0,10673
50	11	1,109574	0,8969	0,995177	-0,1031
55	12	1,015778	0,91605	0,930503	-0,08395
60	13	1,047579	0,90421	0,947232	-0,09579
65	14	1,758688	0,79436	1,397032	-0,20564
70	15	1,706182	0,8042	1,372111	-0,1958
75	16	1,633589	0,80457	1,314337	-0,19543
80	17	1,129577	0,86734	0,979727	-0,13266
85	18	0,698172	0,94868	0,662342	-0,05132
90	19	0,658617	0,9447	0,622196	-0,0553
95	20	0,965714	0,84455	0,815594	-0,15545
105	21	0,717455	0,88285	0,633406	-0,11715
115	22	0,317289	1,03738	0,329149	0,03738
125	23	0,172616	1,14864	0,198273	0,14864
135	24	0,100063	1,24827	0,124905	0,24827
145	25	0,076113	1,2961	0,09865	0,2961
165	26	0,061037	1,3394	0,081753	0,3394
185	27	0,073188	1,29712	0,094933	0,29712
205	28	0,081128	1,27177	0,103176	0,27177
225	29	0,077822	1,27501	0,099223	0,27501
245	30	0,083021	1,25949	0,104564	0,25949
265	31	0,091563	1,2348	0,113062	0,2348
285	32	0,10113	1,21239	0,122609	0,21239
305	33	0,140309	1,14575	0,160759	0,14575
325	34	0,153235	1,12958	0,173091	0,12958
345	35	0,204362	1,06383	0,217406	0,06383
365	36	0,211447	1,05734	0,223571	0,05734
385	37	0,320915	0,9614	0,308528	-0,0386
405	38	0,388165	0,91756	0,356165	-0,08244
425	39	0,528145	0,84874	0,448258	-0,15126
445	40	0,712607	0,78256	0,557658	-0,21744
465	41	0,839217	0,74529	0,62546	-0,25471
475	42	0,9684	0,70928	0,686867	-0,29072
485	43	1,130828	0,67663	0,765152	-0,32337
495	44	1,329379	0,64216	0,853674	-0,35784
505	45	1,716282	0,58913	1,011113	-0,41087
515	46	2,165783	0,54553	1,1815	-0,45447
525	47	2,579211	0,521102	1,344032	-0,4789
530	48	3,104408	0,49738	1,54407	-0,50262
535	49	4,077612	0,460951	1,879579	-0,53905
540	50	17,07275	0,1922	3,281383	-0,8078

Tabelul 4.8. Valorile coeficienților pentru uzură și intensitatea uzurii – sola3

Lungime brăzdar x [mm]	Puncte de măsurare	a	b	A	B
0	1	63,04909	0,15525	9,788371	-0,84475
5	2	13,6331	0,404698	5,517287	-0,5953
10	3	7,129867	0,5257	3,748171	-0,4743
15	4	3,997692	0,6369	2,54613	-0,3631
20	5	2,665441	0,714348	1,904052	-0,28565
25	6	2,030766	0,76579	1,55514	-0,23421
30	7	1,570145	0,815085	1,279802	-0,18492
35	8	1,294833	0,848912	1,099199	-0,15109
40	9	1,210292	0,859303	1,040008	-0,1407
45	10	1,018879	0,892035	0,908876	-0,10797
50	11	0,914295	0,913007	0,834758	-0,08699
55	12	0,938667	0,903087	0,847698	-0,09691
60	13	0,938903	0,902308	0,84718	-0,09769
65	14	1,499615	0,80331	1,204656	-0,19669
70	15	1,493987	0,804077	1,20128	-0,19592
75	16	1,428908	0,808291	1,154974	-0,19171
80	17	0,962917	0,87243	0,840078	-0,12757
85	18	0,618863	0,95165	0,588941	-0,04835
90	19	0,599265	0,94088	0,563836	-0,05912
95	20	0,876553	0,8412	0,737356	-0,1588
105	21	0,619444	0,88858	0,550426	-0,11142
115	22	0,286116	1,03344	0,295683	0,03344
125	23	0,15381	1,14634	0,176319	0,14634
135	24	0,086178	1,2553	0,108179	0,2553
145	25	0,066477	1,30159	0,086525	0,30159
165	26	0,056019	1,329	0,07445	0,329
185	27	0,069545	1,27968	0,088996	0,27968
205	28	0,069222	1,2777	0,088445	0,2777
225	29	0,067762	1,27624	0,086481	0,27624
245	30	0,075199	1,25217	0,094161	0,25217
265	31	0,086948	1,2201	0,106085	0,2201
285	32	0,087925	1,21695	0,107001	0,21695
305	33	0,126305	1,144877	0,144604	0,144877
325	34	0,136543	1,1257	0,153707	0,1257
345	35	0,176502	1,06985	0,18883	0,06985
365	36	0,203062	1,03604	0,21038	0,03604
385	37	0,263019	0,97781	0,257183	-0,02219
405	38	0,336552	0,9231	0,310672	-0,0769
425	39	0,491518	0,83666	0,411234	-0,16334
445	40	0,655069	0,773	0,506368	-0,227
465	41	0,744111	0,7438	0,55347	-0,2562
475	42	0,87648	0,7046	0,617568	-0,2954
485	43	0,990318	0,6794	0,672822	-0,3206
495	44	1,201785	0,6344	0,762413	-0,3656
505	45	1,495428	0,5894	0,881405	-0,4106
515	46	1,821835	0,5535	1,008385	-0,4465
525	47	2,322026	0,5163	1,198862	-0,4837
530	48	2,757572	0,4938	1,361689	-0,5062
535	49	3,631671	0,4614	1,675653	-0,5386
540	50	15,25548	0,191	2,913797	-0,809



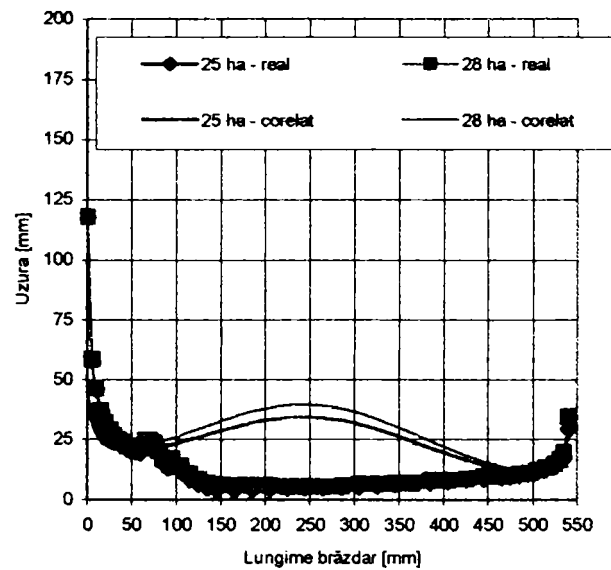
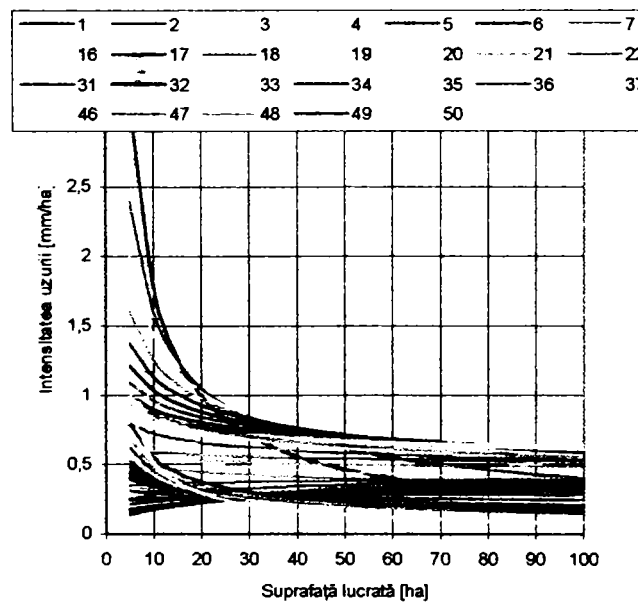
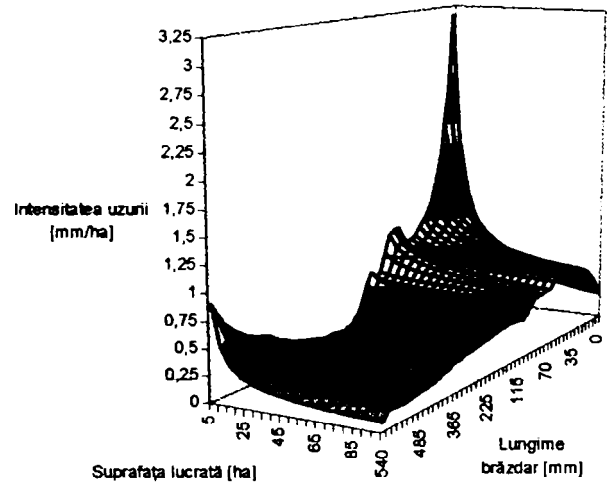
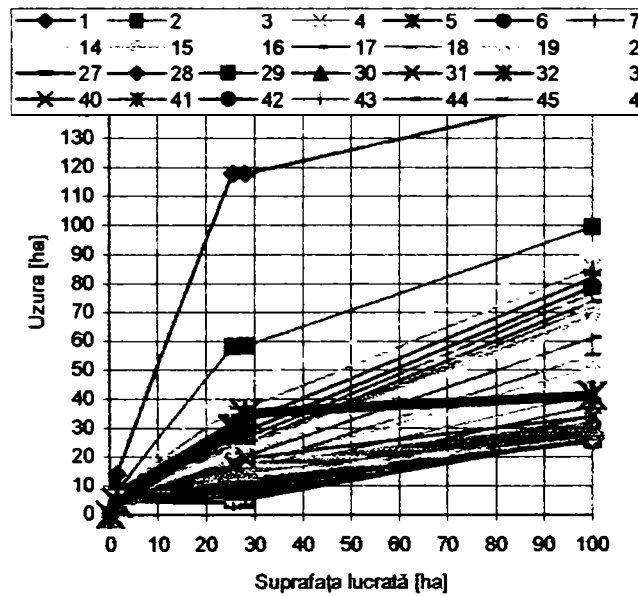
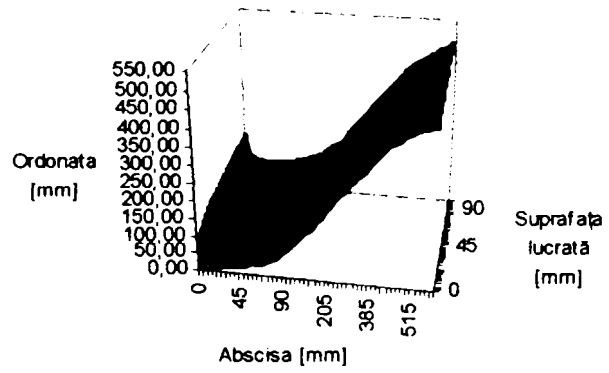
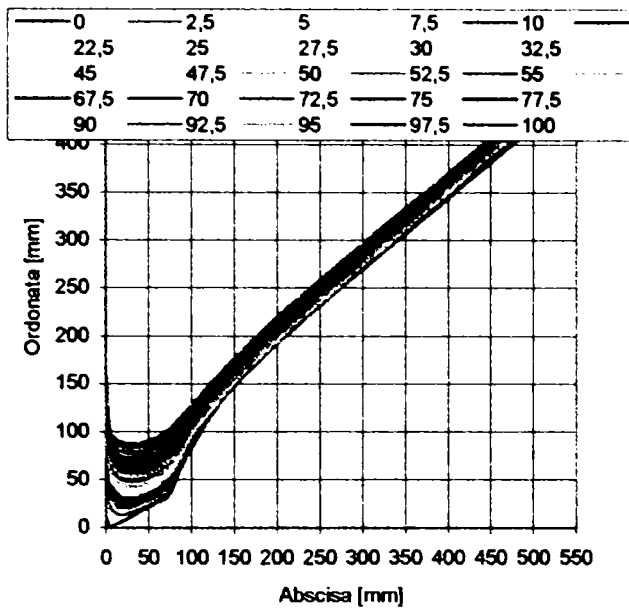
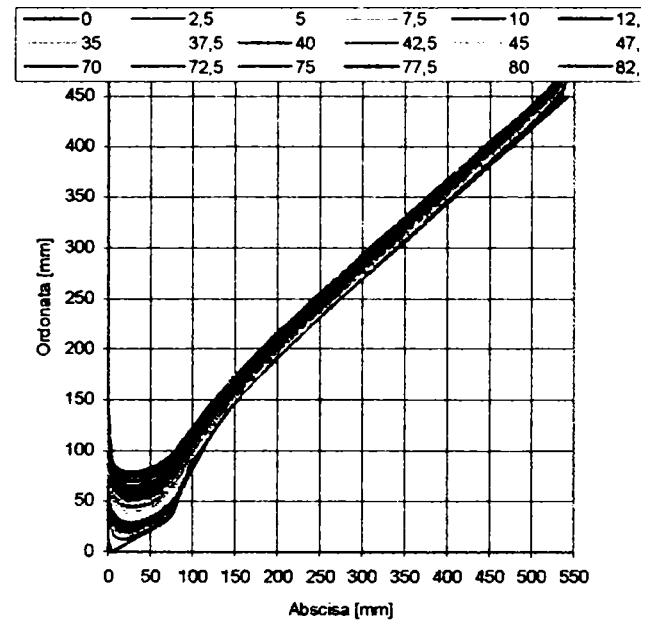
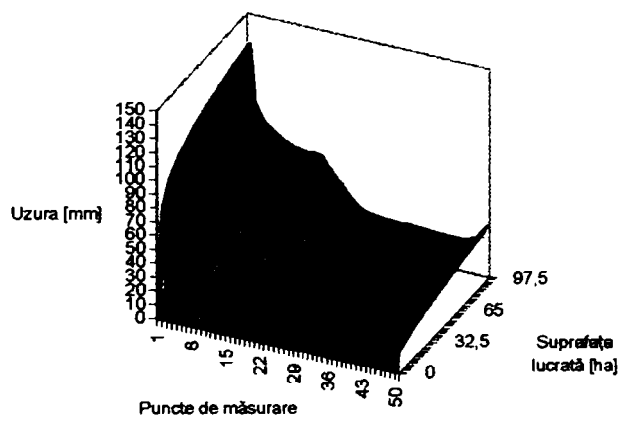
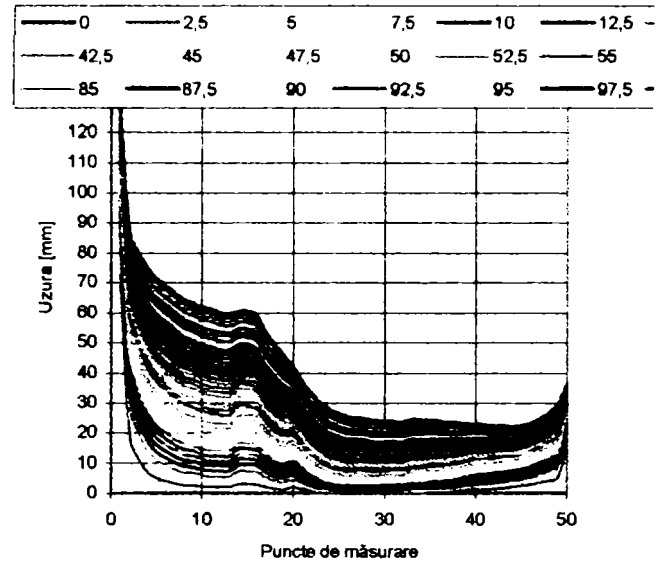
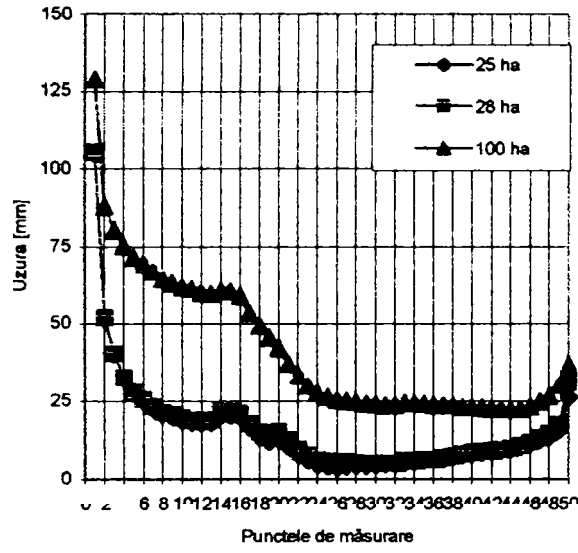
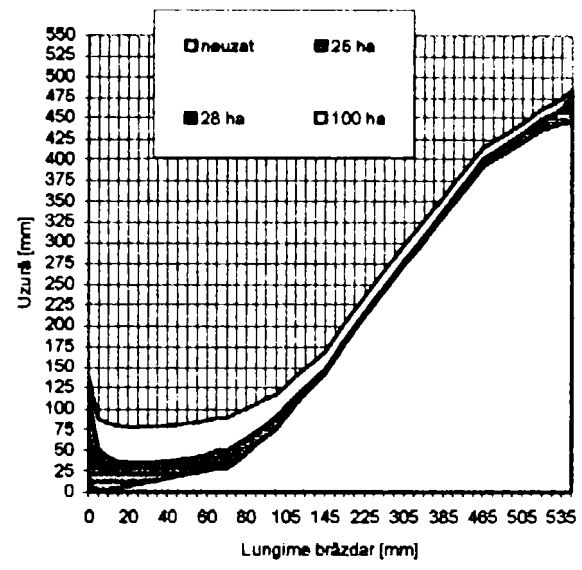
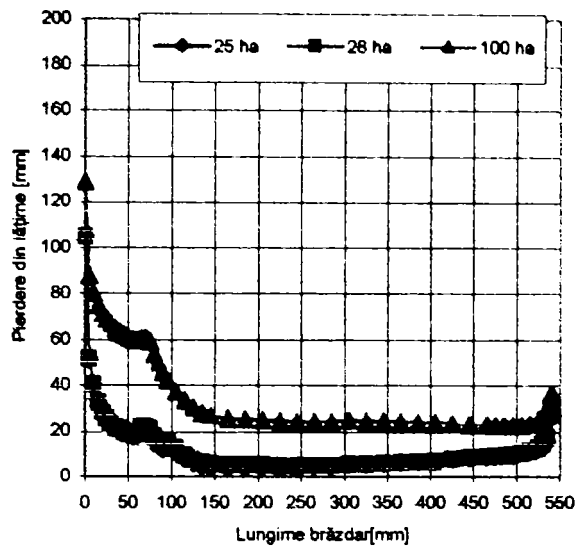


Fig. 4.55 Prelucrarea datelor experimentale privind uzura brăzdarului – sola 2



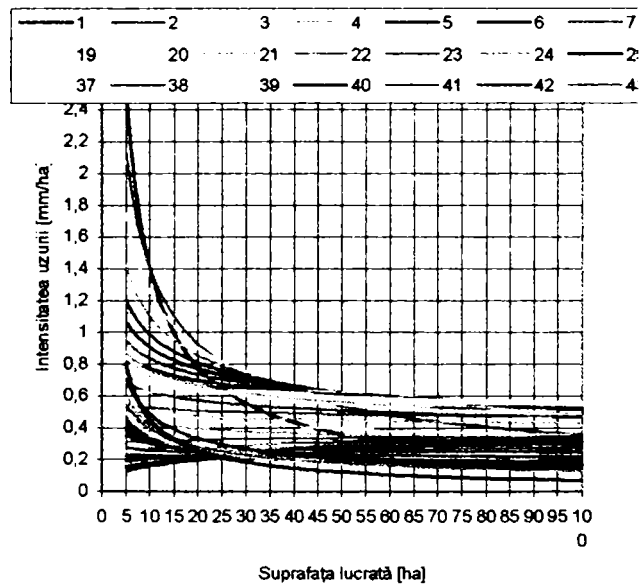
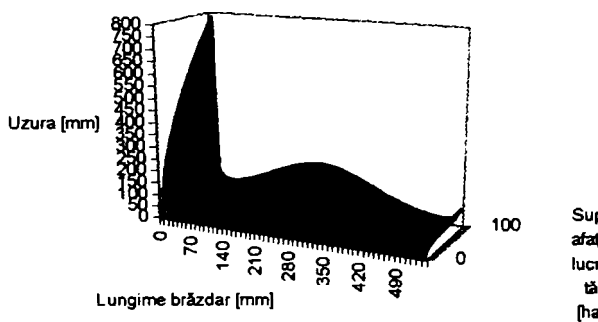
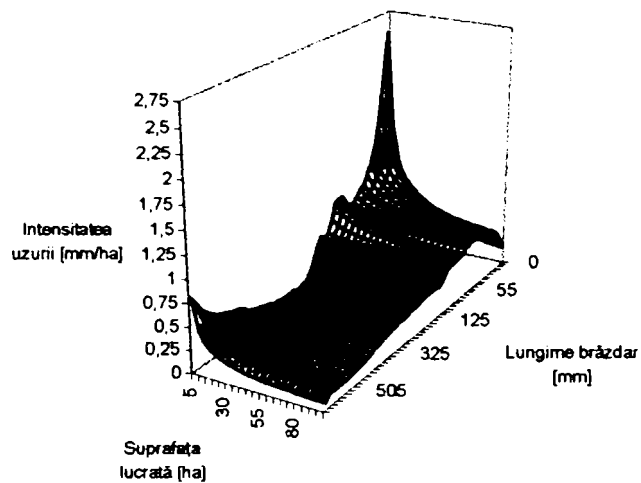
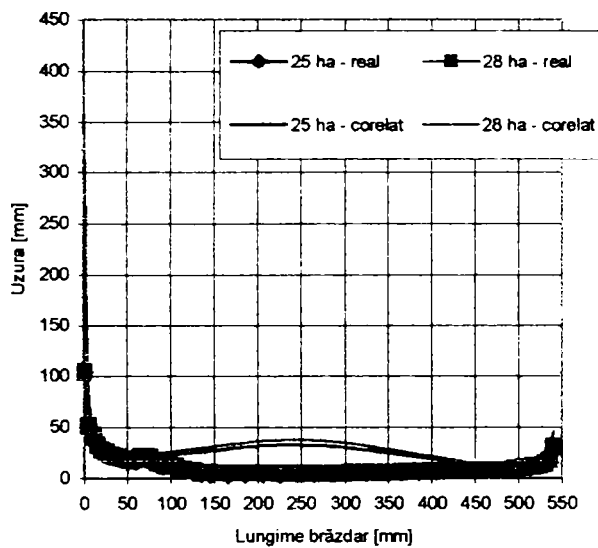
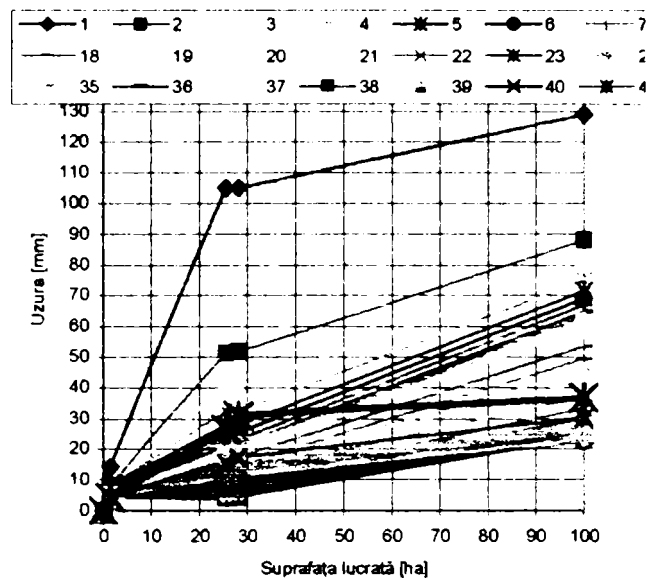
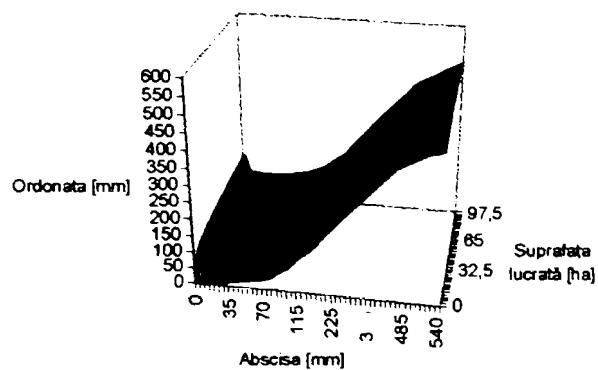


Fig. 4.56 Prelucrarea datelor experimentale privind uzura brăzdarului – sola 3

De asemenea s-a determinat și variația intensității uzurii pentru sola 2 și 3, ce rezultă din relația 4.13, expresiile acestora fiind:

- sola 2:

$$I = \frac{0,54499926 + 0,0056246515x - 0,00001113x^2}{0,13948367 + 0,011172291x - 0,000020533885x^2} \cdot Ha^{(-0,4550008+0,0056246515x-0,00001113x^2)} \quad (4.17)$$

- sola 3:

$$I = \frac{0,546347925 + 0,005602119x - 0,000011097x^2}{0,015850454 + 0,012700538x - 0,0000233346x^2} \cdot Ha^{(-0,4536521+0,005602119x-0,000011097x^2)} \quad (4.18)$$

Deoarece relațiile 4.12, 4.15 și 4.16 ne arată variația pierderii din lățimea brăzdarului, dar nu ne oferă informații privind volumul total de material pierdut (un parametru global a uzurii) s-a încercat stabilirea suprafețelor pierdute pe lățimea brăzdarului ca un parametru mai global al uzurii.

Relația care determină suprafața uzată este:

$$Su = \int_0^{540} U dx \quad (4.19)$$

Ecuția 4.19 nu a putut fi rezolvată pe cale analitică, motiv pentru care s-a utilizat programul Maple 7 în vederea rezolvării prin analiză numerică, rezultatele obținute sunt prezentate în tabelul 4.9.

*Tabelul 4.9 Valorile suprafețelor uzate*

Suprafața lucrată [ha]	Suprafața uzată-sola1[mm <sup>2</sup> /ha]	Suprafața uzată-sola2[mm <sup>2</sup> /ha]	Suprafața uzată-sola3[mm <sup>2</sup> /ha]
0	0	0	0
10	6653,1	5126,835	4496,932
20	13149	10360,819	9075,255
30	19871,796	15831,595	13855,341
40	26765,482	21493,904	18799,088
50	33386,624	27317,734	23881,005
60	41056,579	33282,06	29083,155
70	48410,703	39371,203	34392,207
80	55887,248	45573,132	39797,828
90	63476,587	51878,153	45291,745
100	71170,677	58278,328	50867,166

Corelând, utilizând programul TCWin4, suprafețele uzate s-au obținut pentru cele trei sole următoarele relații:

- sola 1:

$$Su = 529,71056 \cdot Ha^{1,0633594} \quad (4.20)$$



- sola 2:

$$Su = 396,9914 \cdot Ha^{1,0827138} \quad (4.21)$$

- sola 3:

$$Su = 350,12746 \cdot Ha^{1,0804563} \quad (4.22)$$

În figura 4. 57 se prezintă variația suprafeței uzate și a intensității uzurii în urma integrării numerice.

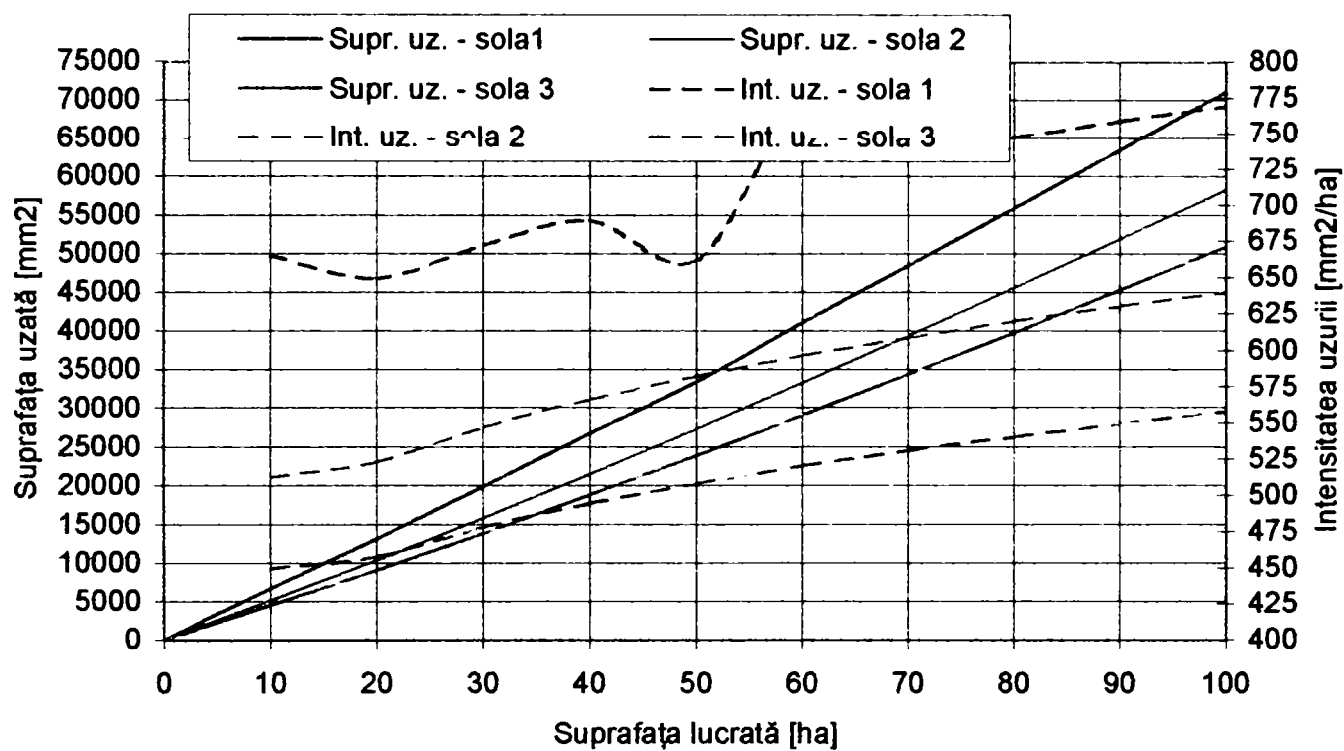


Fig. 4.57 Variația suprafeței uzate și a intensității uzurii brăzdarului pentru cele trei sole

În această situație se poate, de asemenea, stabili și variația intensității uzurii pentru cele trei sole (integrarea relațiilor 4.20...4.22):

- sola 1:

$$I = 563,27749 \cdot Ha^{0,0633594} \left[ \frac{mm^2}{ha} \right] \quad (4.23)$$

- sola 2:

$$I = 429,82854 \cdot Ha^{0,0827138} \left[ \frac{mm^2}{ha} \right] \quad (4.24)$$

- sola 3:

$$I = 378,29742 \cdot Ha^{0,0804563} \left[ \frac{mm^2}{ha} \right] \quad (4.25)$$

## ANALIZA INFLUENȚEI CUMULATE A MAI MULTOR PARAMETRI

Dat fiind faptul că, în determinările experimentale, factorul umiditate poate fi considerat ca o variabilă aleatoare, a fost posibil ca să se efectueze un studiu cu privire la influența suprafeței uzate funcție de rezistența la penetrare și adâncimea de lucru.

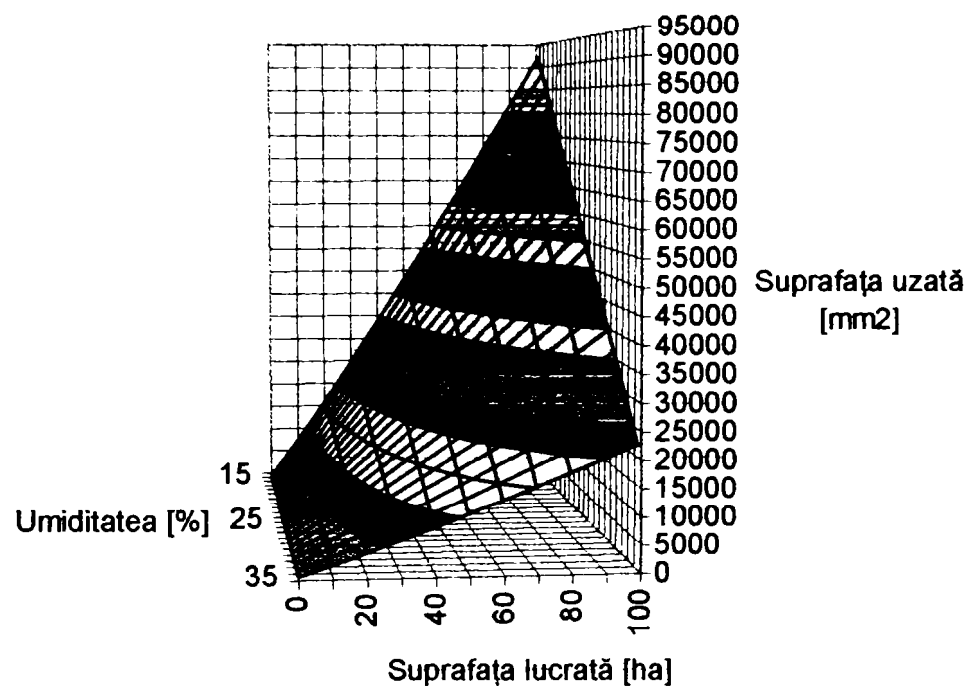


Fig. 4.58 Corelația dintre suprafața uzată, umiditate și suprafața lucrată

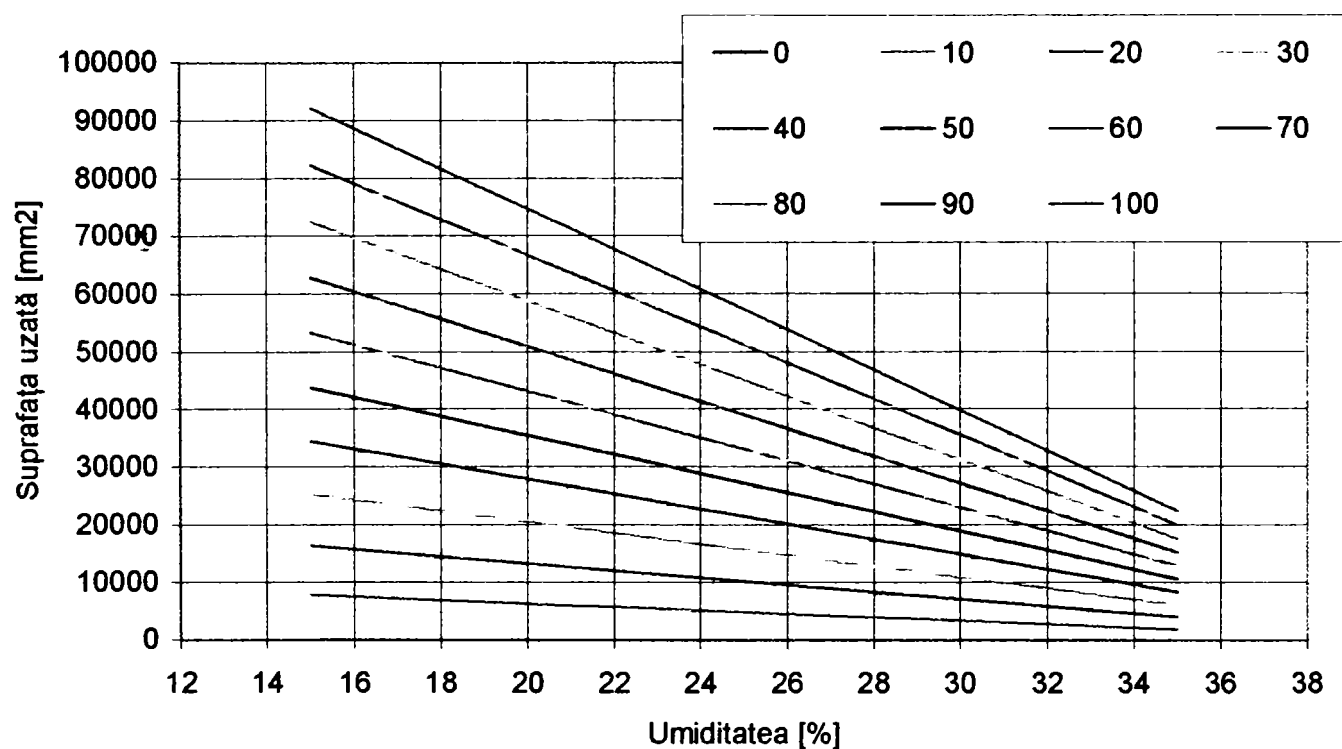


Fig. 4.59 Variația suprafeței uzate funcție de umiditate la diferite suprafețe lucrate

Din relațiile 4.20, 4.21 și 4.22 se observă (similar pierderii în lățime ) că suprafața uzată este influențată independent de parametrii caracteristici ai solului și respectiv volumul de lucru ( exponentul suprafeței lucrate din relațiile mai sus amintite aproximativ egal ).

În baza acestei observații, acceptând variația coeficientului multiplicator din relațiile 4.20...4.22 ca fiind dependentă de umiditate în condițiile unei adâncimi de lucru de cca. 20 cm, coroborată cu valorile experimentale din tabelul 4.4 s-a putut estima variația suprafeței uzate cu umiditatea și suprafața lucrată:

$$Su = (1020,9472 - 24,67338U) \cdot Ha^{1,075509833} \quad (4.26)$$

În figurile 4.58 și 4.59 s-a reprezentat variația suprafeței uzate cu umiditatea și suprafața lucrată.

De asemenea se poate determina și variația intensității uzurii funcție de umiditatea solului și suprafața lucrată:

$$I = (1098,0387 - 26,536462U) \cdot Ha^{0,075509833} \quad (4.27)$$

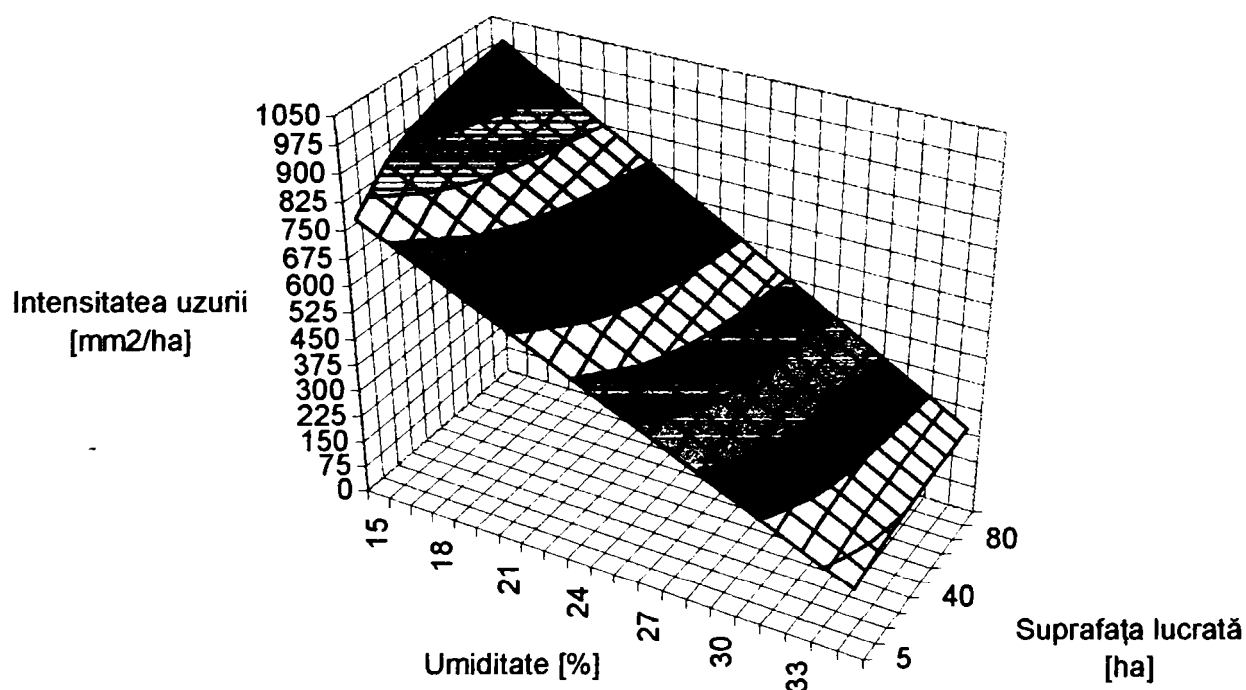


Fig. 4.60 Dependența intensității uzurii de umiditate și suprafața lucrată

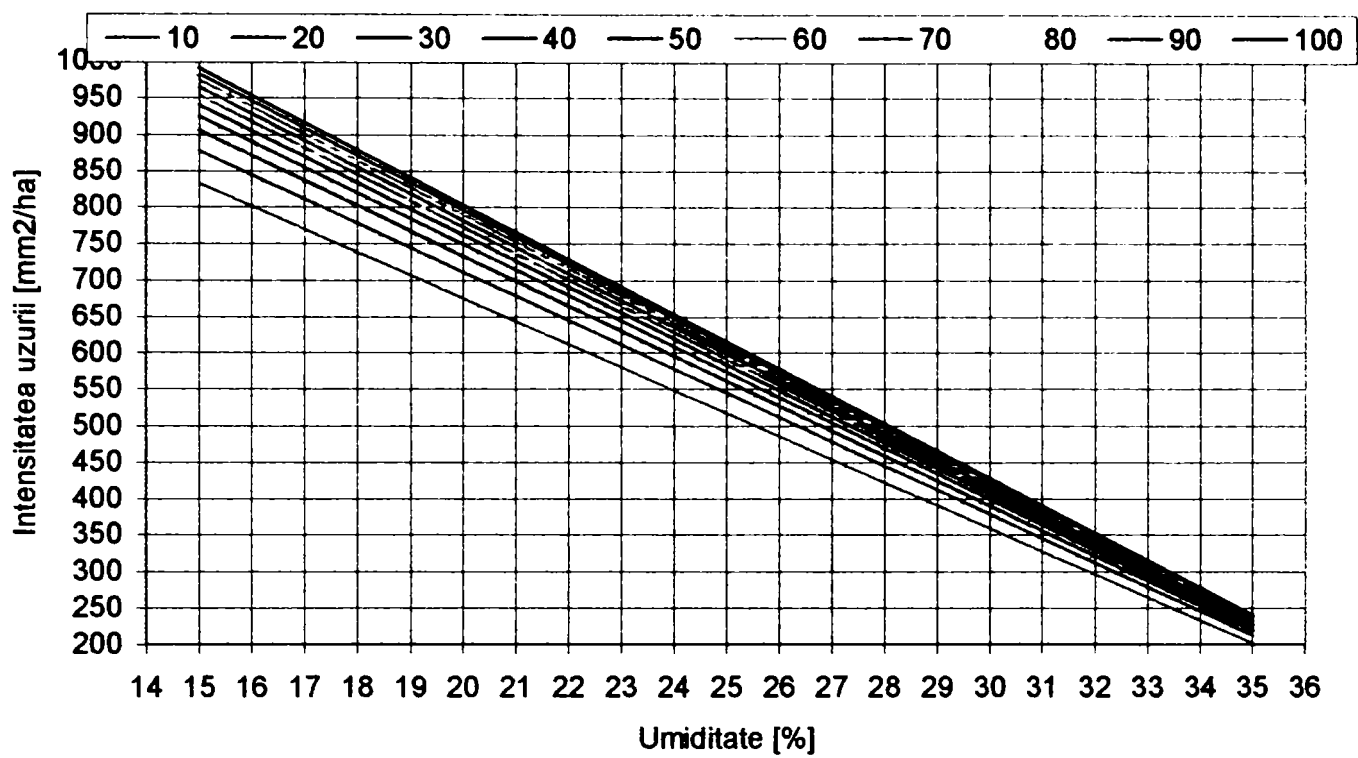


Fig.4.61 Influența umidității asupra intensității uzurii

Pornind de la semnificația rezistenței la penetrare ca indicator al stării fizice a solului, în continuare se face o analiză a influenței acesteia asupra uzurii brăzdarului pentru fiecare solă în parte.

Acceptând dependența propusă de Canarache [23] pentru relația rezistență la penetrare-umiditate s-a stabilit pentru fiecare solă în parte, pe baza determinărilor din tabelul 4.4 și 4.5, aceasta.

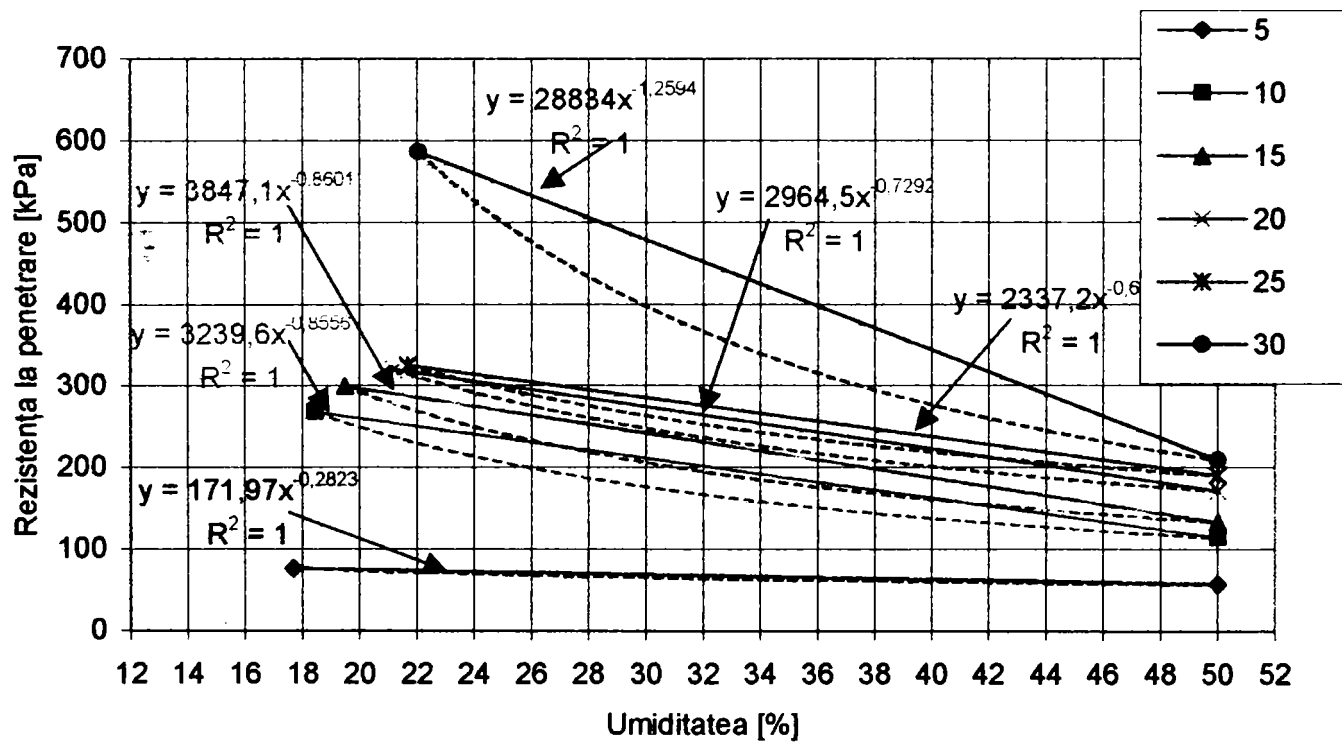


Fig. 4.62 Corelarea rezistenței la penetrare cu umiditatea – sola 1

De asemenea în analiza făcută s-au acceptat doar valori corespunzătoare adâncimilor de lucru uzuale ( 15-25 cm ), astfel:

-sola 1:

$$R_p = 3049,6 \cdot U^{-0,7436} \quad ( 4.28 )$$

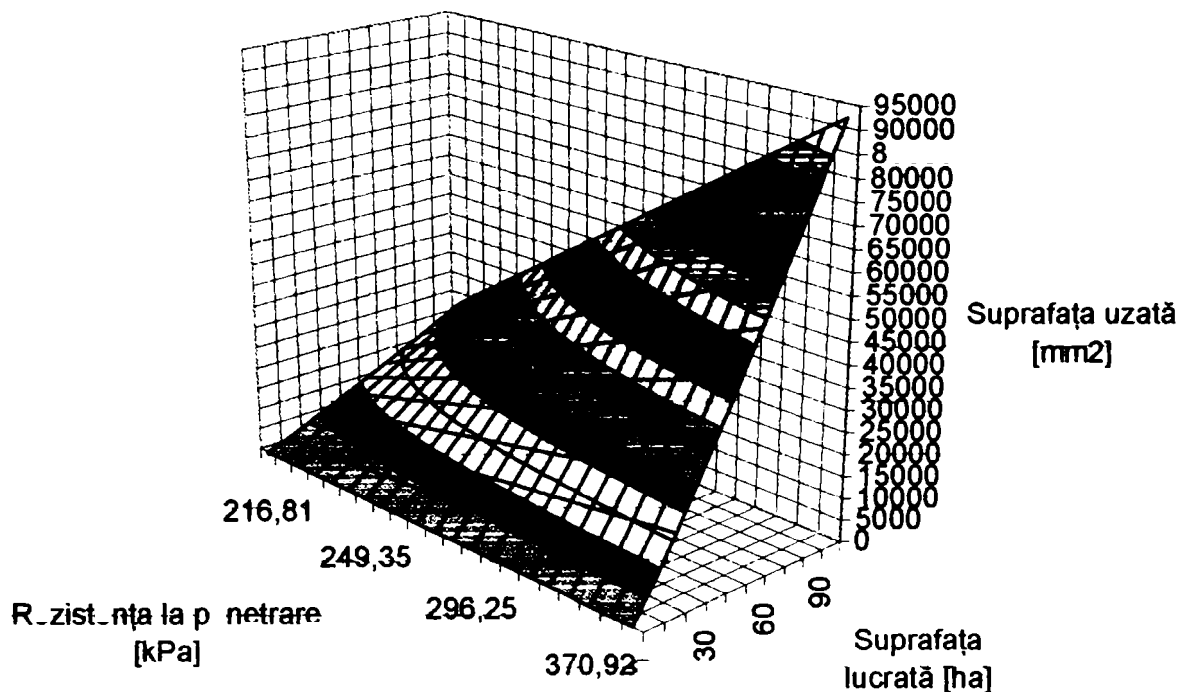


Fig. 4.63 Variația suprafeței uzate cu rezistența la penetrare și suprafața lucrată - sola 1

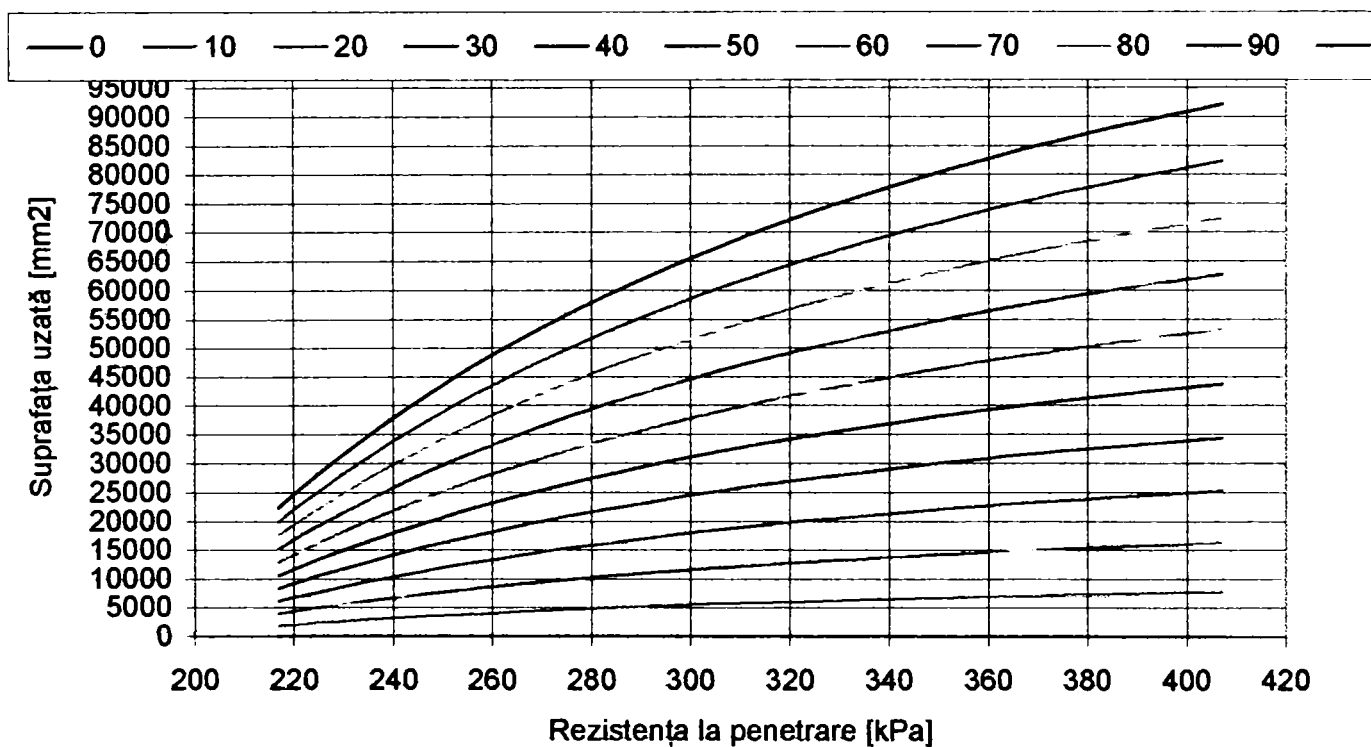


Fig. 4.64 Dependența dintre suprafața uzată și rezistența la penetrare pentru diferite suprafețe lucrate - sola 1

Relația 4.28 reiese din analiza prezentată în figura 4.62.

În figurile 4.63 și 4.64 se prezintă influența rezistenței la penetrare asupra uzurii brăzdarului în sola 1.

Se observă că influența umidității asupra uzurii este liniară ( fig. 4.59 ) pe când rezistența la penetrare are o importanță mărită asupra uzurii ( 4.62 ).

În figurile 4.65 și 4.66 se prezintă influența rezistenței la penetrare asupra intensității uzurii brăzdarului pentru sola 1.

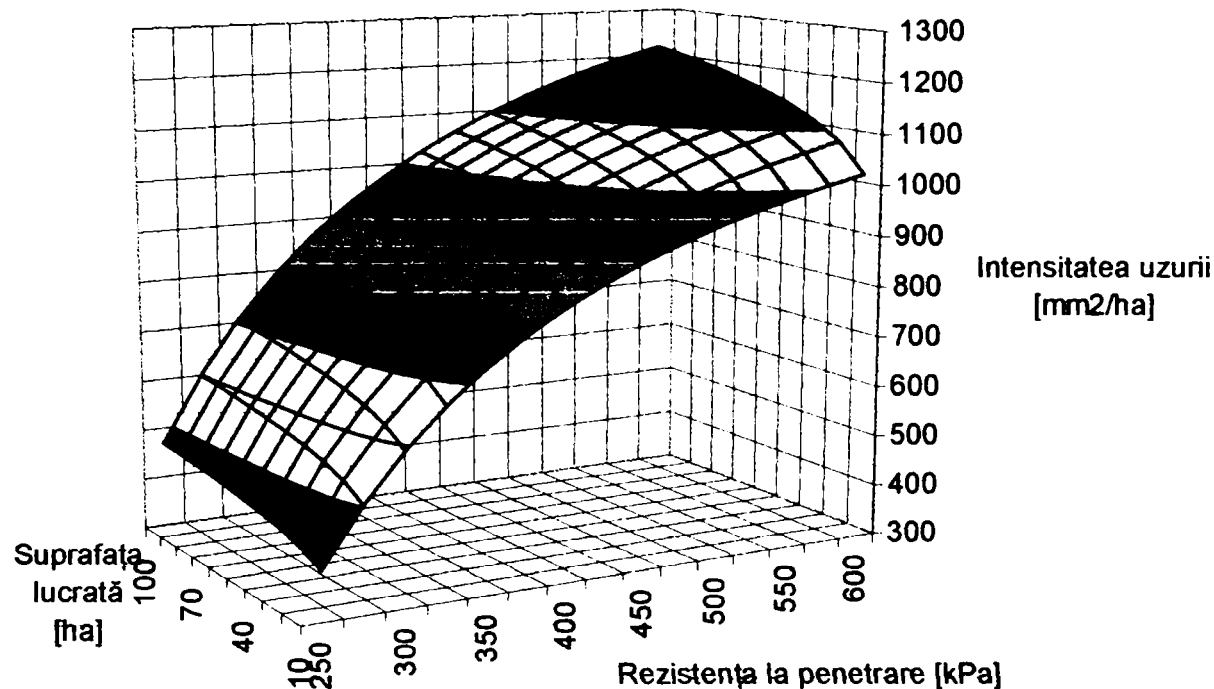


Fig. 4.65 Variația intensității uzurii funcție de rezistența la penetrare și suprafața lucrată – sola 1

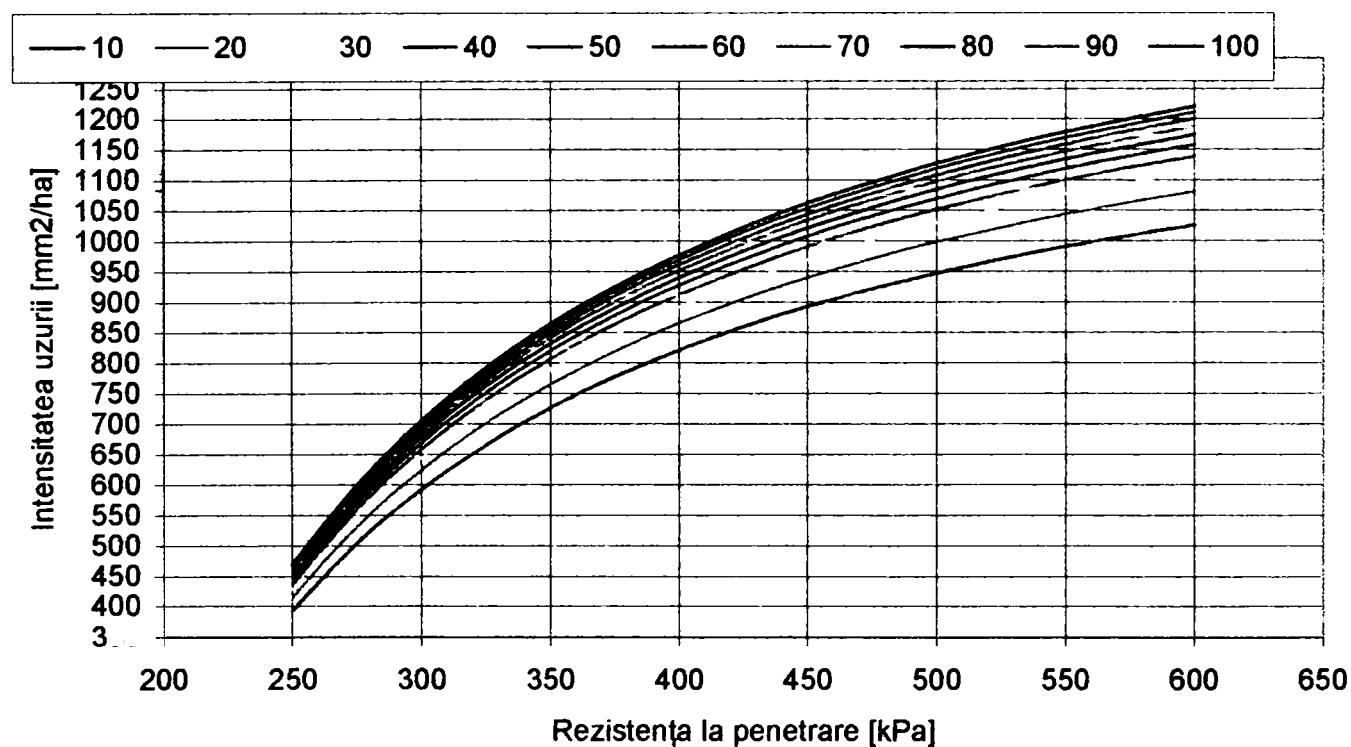


Fig. 4.66. Influența rezistenței la penetrare asupra intensității uzurii

În urma analizei similare ( fig. 4.67 și 4.68 ) s-a obținut pentru celelalte tipuri de sol următoarele relații:

- sola 2:

$$Rp = 791173,66 \cdot U^{-1,9711} \quad (4.29)$$

- sola 3:

$$Rp = 3220,636 \cdot U^{-0,76206} \quad (4.30)$$

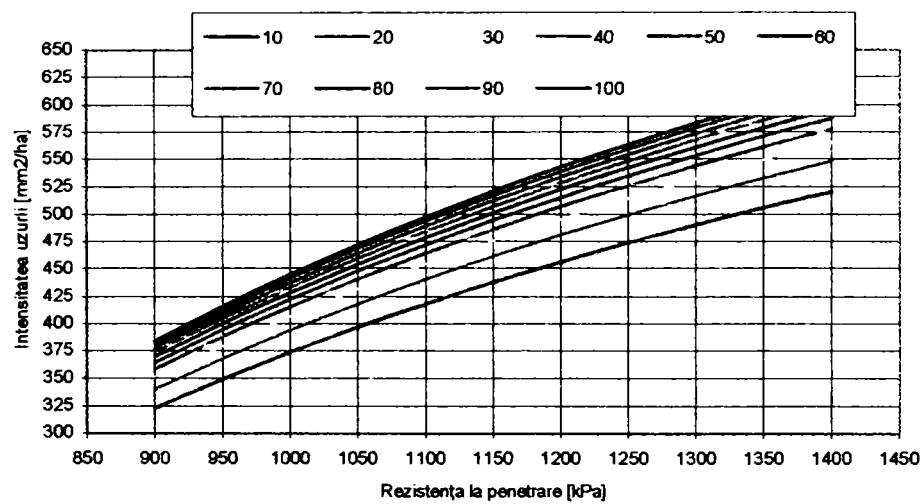
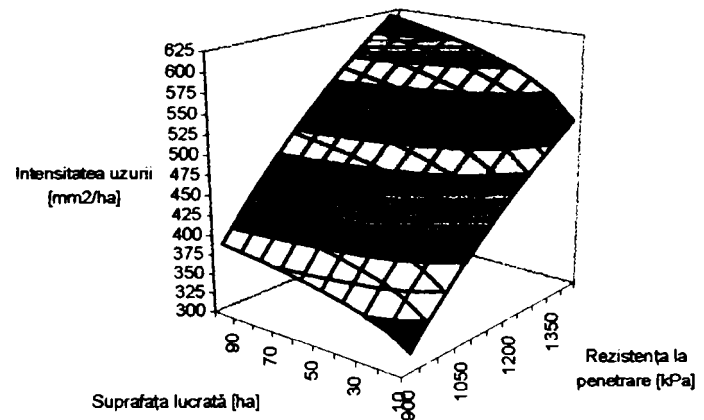
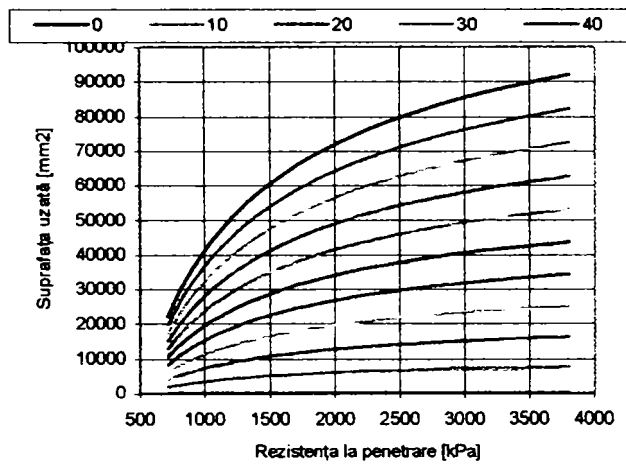
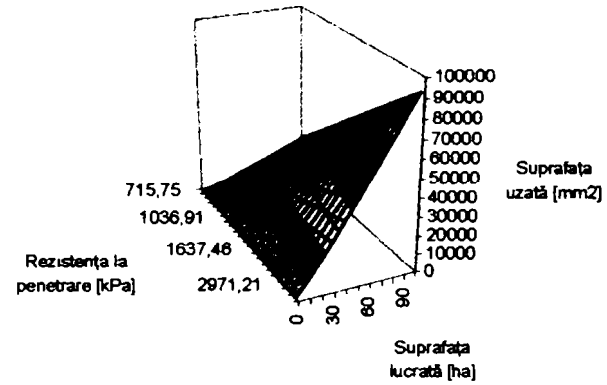
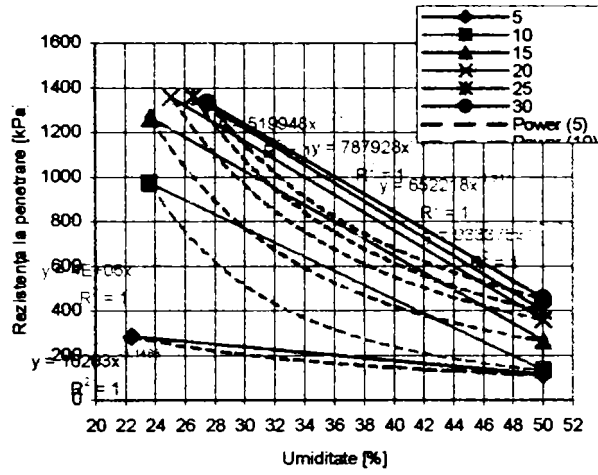


Fig. 4.67 Analiza uzurii pentru sola 2



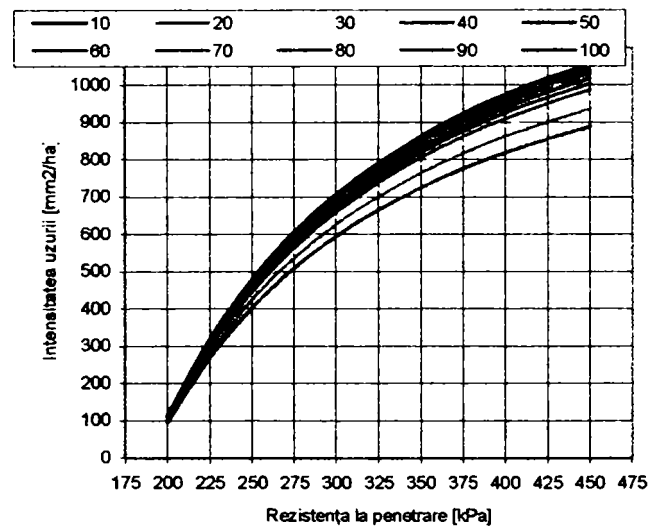
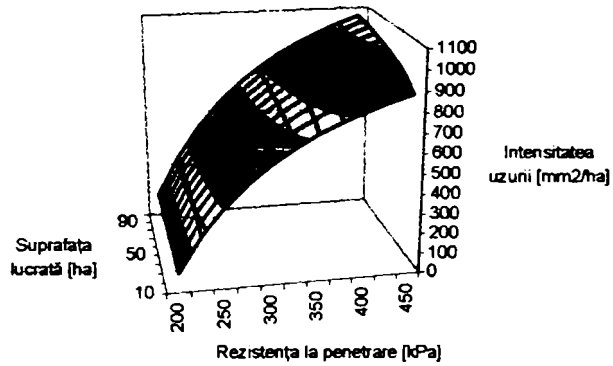
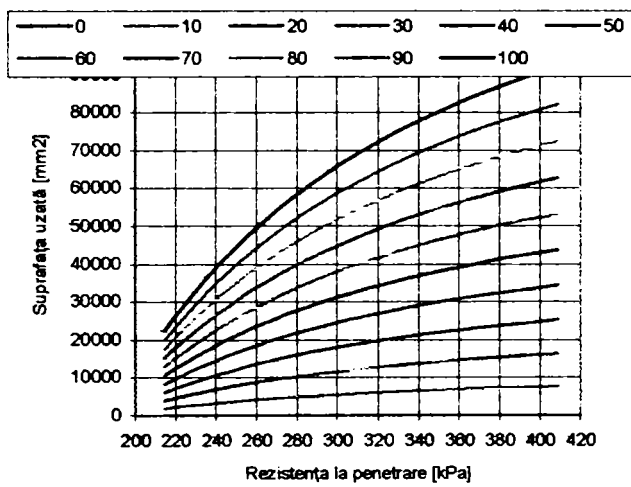
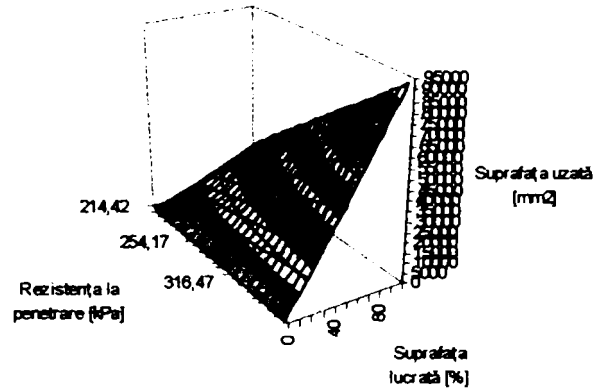
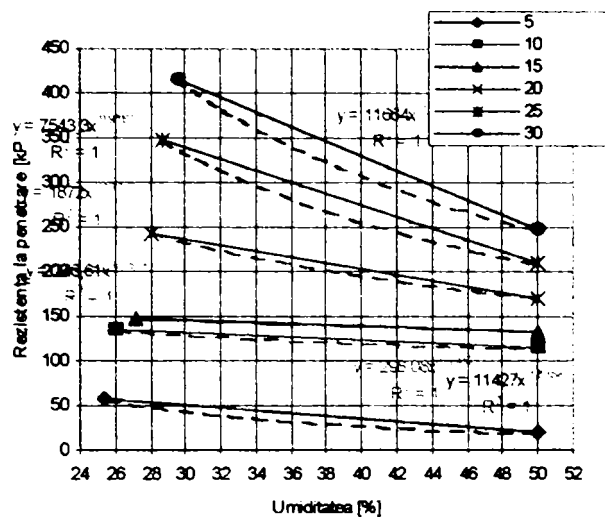


Fig. 4.67 Analiza uzurii pentru sola 2

În urma analizei făcute se poate face și o dimensionare a parametrilor tehnologici ai lucrărilor agricole, exemplificare care se face în figura 4.68 (dimensionare funcție de umiditate) și figura 4.69 (dimensionare funcție de rezistența la penetrare – sola 2).

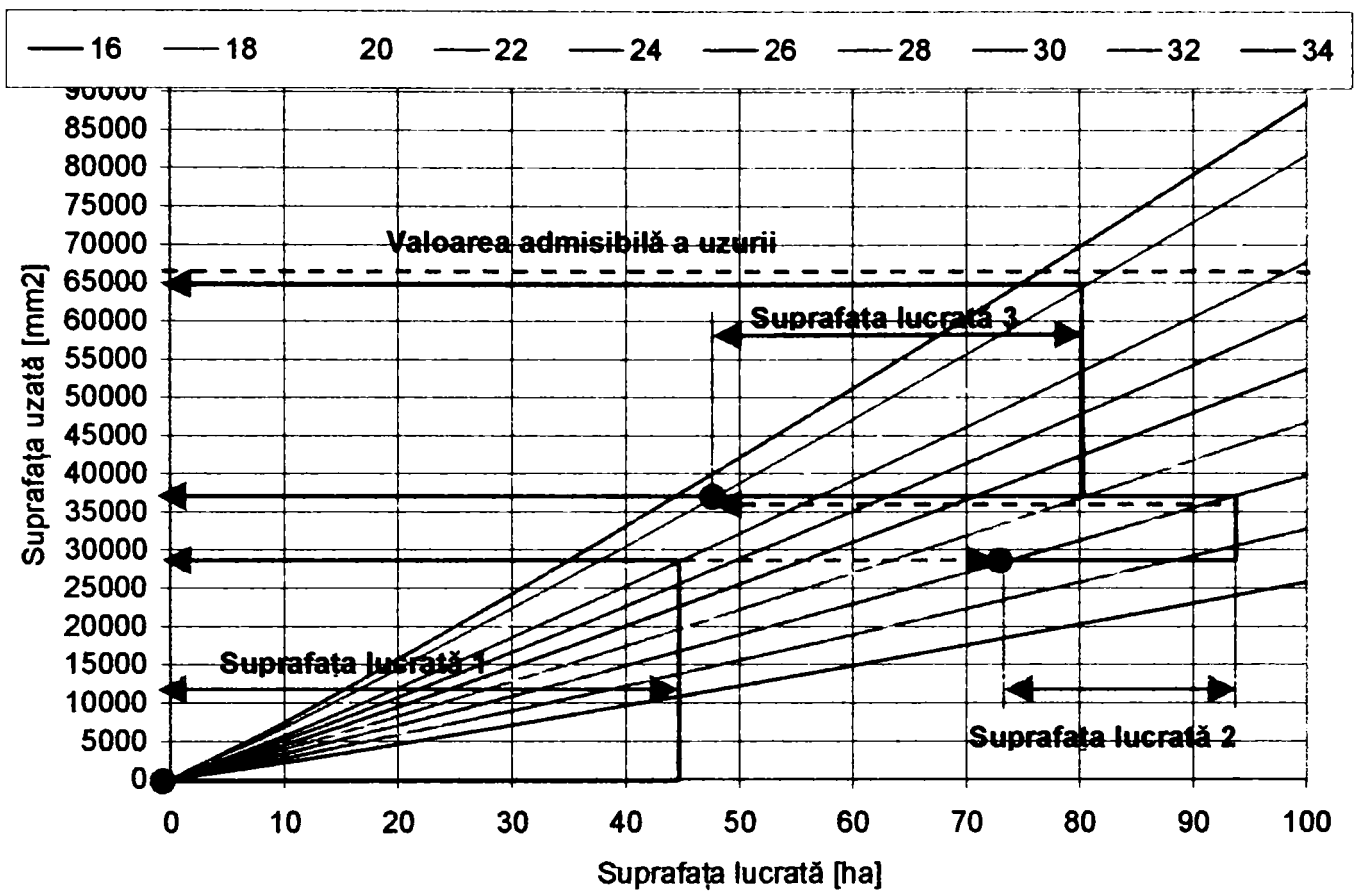


Fig. 4.68 Dimensionarea suprafeței lucrate funcție de umiditate

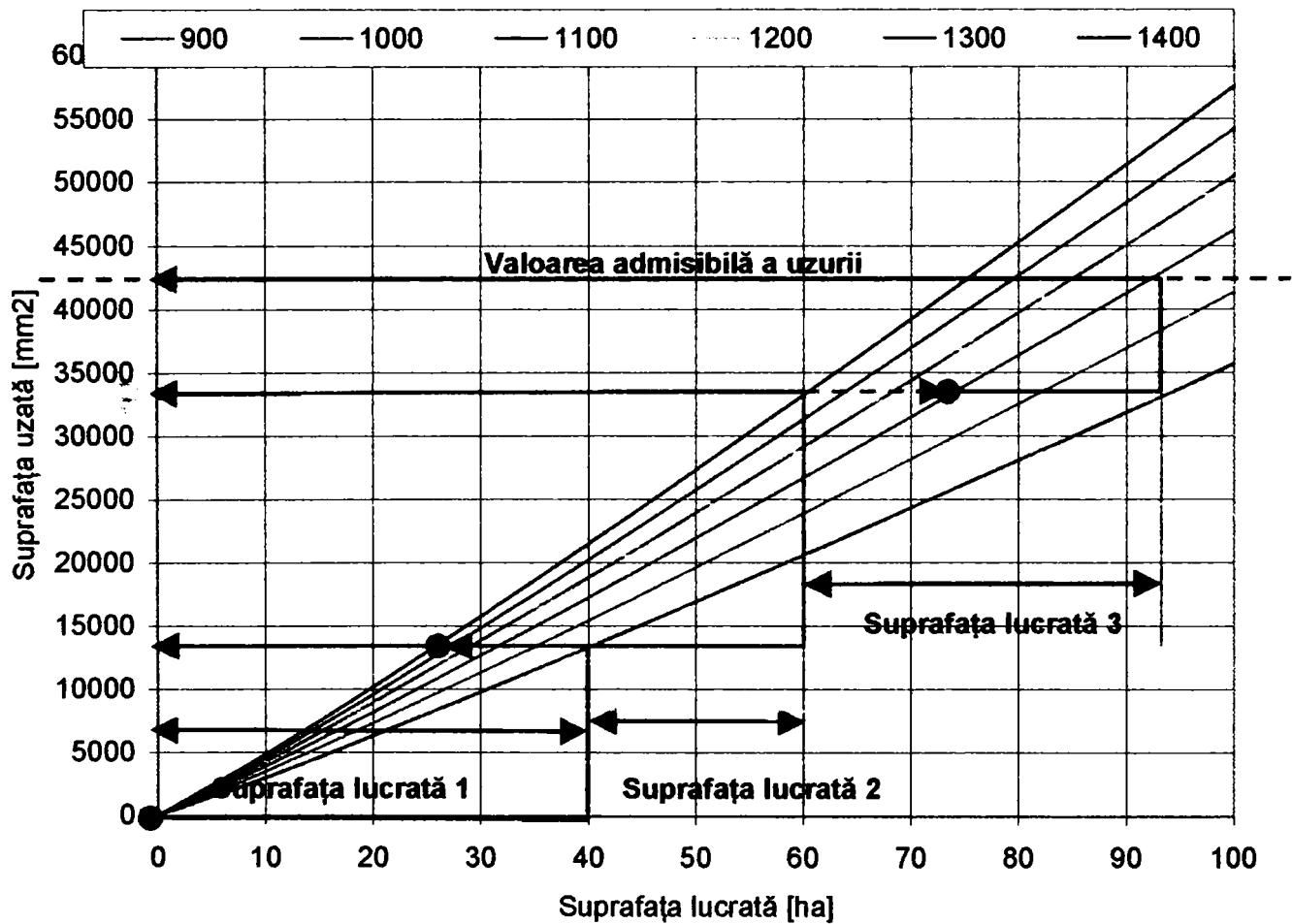


Fig. 4.69 Dimensionarea suprafeței lucrate funcție de rezistența la penetrare – sola 2

Din figura 4.68 se observă că dacă se execută o arătură la o anumită umiditate ( brăzdar nou, suprafața lucrată 1 =45 ha, U=22% ) uzura atinge nivelul corespunzător unei suprafețe uzate de 29000 mm<sup>2</sup>, lucrând în continuare dar modificându-se umiditatea solului ( suprafața lucrată 2 =20 ha, U=30% ), suprafața totală uzată devine egală cu 37000 mm<sup>2</sup>, dacă din nou se modifică umiditatea ( suprafața lucrată 3 = 32 ha, U = 18% ) uzura totală se apropie de o valoare maximă stabilită anterior din considerente funcționale.

În mod similar se poate face analiza și funcție de rezistența la penetrare pentru toate solele luate în studiu ( vezi figura 4.69 ).

#### 4.5 CONCLUZII

În urma analizei rezultatelor experimentale pot fi scoase în evidență câteva concluzii importante din punct de vedere al optimizării parametrilor studiați, anume:

1. În alegerea tipului de sol criteriul de bază trebuie să fie sistemul de cerințe al plantei, dar este de dorit ca în intervalul agrotehnic corespunzător plantei să se aleagă tipul de sol care nu produce o uzură mare a organului de lucru.

2. Atunci când se alege viteza de lucru cu care să lucreze mașina agricolă de lucrat solul, trebuie să se țină cont de următoarele:

- viteza să fie adaptată stării terenului astfel ca persoana care conduce mașina agricolă să poată lucra în condiții acceptabile ținând cont de vibrațiile cabinei;
- viteza să fie astfel aleasă încât energia consumată datorită creșterii rezistenței la tracțiune și a componentei verticale a solului să asigure o lucrare de bună calitate cu uzură minimă a organului de lucru;
- rezistența la tracțiune corespunzătoare vitezei cu care se va lucra să permită funcționarea agregatului într-un regim optim din punct de vedere al consumului specific de carburant.

3. În cazul vitezei de lucru nu se poate da o valoare optimă explicită, dat fiind faptul că ar trebui să se țină cont de foarte mulți factori, între care se amintesc doar câțiva dintre cei mai importanți:

- tipul și starea solului;
- gradul de expunere a solului la degradare ( compactare, eroziune, cantitatea mică de humus, coeziune );
- neuniformitatea solului la momentul realizării lucrării;
- dotarea tehnică;
- planul de cultivare pe mai mulți ani.

4. În ceea ce privește valoarea medie a rezistenței la penetrare privind intensitatea uzurii aceasta se situează în jurul valorilor de 250-450 kPa corespunzătoare unei adâncimi de lucru de 20-25 cm, pentru sol de tip cernoziom pe când în solul lăcoviște această rezistență la penetrare depășește 1200 kPa.

5. Pentru a alege valoarea optimă a umidității, trebuie arătat că în conformitate cu cele prezentate mai sus, valoarea optimă ar trebui să se situeze între 18-22 %, cu condiția ca adâncimea de lucru să nu fie mai mare de 35cm (valorile corespunzând solurilor și condițiilor în care s-au realizat determinările).

6. Creșterea umidității duce la scădere a intensității uzurii organului de lucru.

7. Creșterea rezistenței la penetrare duce la creșterea intensității uzurii brăzdarului.

8. Cunoașterea dependenței dintre umiditate, respective a rezistenței la penetrare, cu uzura permite o stabilire parametrilor tehnologici ai lucrărilor agricole.

## CAPITOLUL 5

### CONTRIBUȚII PERSONALE. CONCLUZII FINALE. PROPUNERI ȘI RECOMANDĂRI

Efectuarea unei astfel de cercetări, a ridicat în fața autorului multiple dificultăți, dar i-a oferit posibilitatea aducerii unor contribuții teoretice și experimentale pe această temă, unde abordarea pe plan național și internațional, nu este făcută încă în mod substanțial, concret și complet.

#### 5.1 CONTRIBUȚII PERSONALE

##### 5.1.1 CONTRIBUȚII PERSONALE ÎN DOMENIU TEORETIC

Dintre contribuțiile teoretice aduse de autor la elaborarea acestei lucrări se precizează în mod deosebit următoarele:

1. A fost realizat un studiu amplu privind proprietățile fizico-mecanice ale solului, și influența acestora asupra materialelor utilizate la fabricarea organelor de lucru ale plugurilor cu brăzdar.

2. A fost realizat un studiu privind principalele modele teoretice pentru calculul forțelor de rezistență la tăiere a solului, și s-au evidențiat condițiile de aplicare ale acestora.

3. S-a realizat o sinteză a principalelor tipuri de uzură întâlnite la organele de lucru ale mașinilor agricole de lucrat solul.

4. S-a realizat un studiu în domeniul materialelor utilizate la fabricarea brăzdarilor de plug, și care i-au permis autorului o sistematizare a caracteristicilor de bază și a particularităților tehnologice de fabricație.

5. S-a găsit un procedeu de modelare a stării de tensiune și deformație în brăzdarul de plug, utilizând metodele numerice de calcul, respectiv programul cu element finit COSMOS/M.

6. A fost efectuat un studiu amplu asupra posibilităților de adaptare a Metodei Elementului Finit la determinarea distribuției tensiunilor pe suprafața de lucru a brăzdarului de plug LEMKEN și definitivarea suportului matematic folosit.

7. Cu ajutorul modelului teoretic simulat au fost evidențiate corelațiile dintre rezistența la penetrare a solului și adâncimea de lucru, respectiv intensitatea uzării.

8. S-a realizat, în premieră, studiul uzurii brăzdarului pe toată lungimea tăișului în funcție de rezistența la penetrare și adâncimea de lucru.

9. S-a realizat în premieră studiul uzurii brăzdarului în funcție de proprietăților fizico-mecanice ale solului prin metoda epurelor de uzură.

10. S-a determinat profilul uzurii în diferite secțiuni a brăzdarului, folosind amprente prelevate din acestea, stabilindu-se valoarea uzurii.

11. S-a stabilit o funcție de corelare de tip exponențial pentru pierderea masică a brăzdarului funcție de suprafața lucrată.

12. S-a stabilit o funcție de corelare de tip exponențial de forma  $a \cdot (Ha)^b$  pentru intensitatea uzurii ai cărei parametrii „a” și „b” au fost calculați pentru cele 50 de puncte de măsurare.

### 5.1.2 CONTRIBUȚII PERSONALE ÎN DOMENIUL EXPERIMENTAL

Contribuțiile experimentale ale autorului în faza de laborator și la încercările în câmp, sunt:

1. S-a proiectat și realizat două dispozitive de amprentare a tăișului brăzdarului de plug, în vederea stabilirii evoluției uzurilor și apariției fenomenului de autoascuțire, utilizate în câmp și laborator.

2. S-au efectuat studii și cercetări de laborator prin determinări ale caracteristicilor, a compoziției chimice, a structurii metalografice a materialelor și s-au definitivat concluzii privind recomandări pentru materialele utilizate la fabricarea brăzdarului.

3. S-a elaborat o metodică experimentală pentru determinarea influenței proprietăților solului asupra uzurii brăzdarului de plug.

4. Validarea modelului teoretic privind influența tensiunilor ce apar în procesul de lucru al brăzdarului, s-a concretizat prin rezultatele obținute în urma încercărilor în câmp.

5. S-a analizat influența rezistenței la penetrare a solului asupra uzurii brăzdarului, evidențiată prin creșterea valorii intensității uzurii cu creșterea rezistenței la penetrare a solului.

6. A fost evidențiat fenomenul de autoascuțire a brăzdarului, manifestat printr-o variație descrescătoare valoric a unghiului de ascuțire de la vârf spre finalul tăișului iar la capătul acestuia, unghiul de ascuțire are valori mult mai mici față de tăiș.

7. S-a studiat influența adâncimii de lucru asupra uzurii brăzdarului demonstrând o creștere dar nu semnificativă.

8. A fost analizată influența umidității solului asupra uzurii, observându-se o scădere a acesteia cu umiditatea.

8. A fost evidențiat caracterul exponențial al funcțiilor de corelare dintre pierderea masică și uzură raportată la suprafața lucrată de brăzdar.

9. Pe baza determinărilor experimentale s-au stabilit două relații matematice care permit calcularea uzurii și intensității uzurii în funcție de suprafața lucrată.

10. A fost stabilită o funcție de corelare pentru variația durtății pe tăișul brăzdarului.

11. S-a stabilit o funcție de corelare ce permite calculul suprafeței uzate funcție de umiditatea solului.



12. S-a stabilit o funcție de corelare între rezistența la penetrare și umiditatea solului.

## 5.2 CONCLUZII FINALE

1. Agricultură este a doua ramură a economiei naționale a României, producțiile realizate sunt într-un relativ declin, printre altele datorită unor tehnologii neadecvate de lucrări ale solului utilizate în mod curent.

2. Unele fenomene negative care influențează fertilitatea solurilor noastre agricole, în sensul reducerii ei, au un efect tot mai puternic datorită utilizării unor tehnologii care nu țin cont de cerințele conservării acestuia, fenomene cu efecte negative pe termen scurt, cât și pe termen mediu sau lung.

3. În lucrările de procesare a solului, organul de lucru are un rol deosebit, studierea acestuia și a proceselor ce se dezvoltă în interacția sol-organ, conduce la relevarea unor tehnologii care pot asigura conservarea fertilității solului.

4. Marea majoritate a tehnologiilor de lucrări ale solului au efecte negative asupra solului prin tasare, distrugerea structurii solului, fie cumulate. Cercetarea acestor fenomene poate duce la diminuarea efectelor, dar nu le va putea elimina în totalitate.

5. Prin dezvoltarea cercetărilor teoretice și experimentale asupra organelor de lucru ale plugului, se pot preveni sau se pot diminua efectele negative menționate.

6. Existența unui număr mare de tipuri de brăzdare ( a se vedea Anexa 1 ) reflectă dificultatea implementării unui element optim în compunerea plugului, dar în același timp impune necesitatea unor studii aprofundate pentru găsirea celor mai bune variante care să satisfacă cele mai exigente condiții de calitate și volumul maxim de lucrări ce poate să-l efectueze.

7. Calitatea lucrărilor este impusă de starea brăzdarului, în mod special de gradul de ascuțire al acestuia, dacă, tăișul brăzdarului se uzează și în loc de muchie tăietoare apare rază, crește consumul de combustibil pe unitatea de suprafață lucrată, deci apar cheltuieli suplimentare.

8. Condițiile de lucru ale brăzdarului sunt condiționate sub aspectul cinematic dar și al proprietăților fizico-mecanice ale solului, calculele de proiectare în vederea stabilirii parametrilor cinematici și constructivi pentru pluguri cât și folosirea lor cu maxim de randament impun cunoașterea proprietăților fizico-mecanice ale solului. Acestea variază cu umiditatea, tipul de sol, compoziția granulometrică, adeziunea, coeziunea, etc.

9. Consumul mare de metal datorită uzurii rapide a brăzdarului au determinat pe mulți cercetători să studieze posibilitățile și căile de reducere a uzurii.

10. Datorită proprietăților fizico-mecanice foarte variate ale solului, natura frecării-uzării între brăzdar și acesta este dificil de precizat având în vedere atât



dinamica procesului cât și modificarea în timp a parametrilor care influențează fenomenul de frecare-uzare. Preponderentă este uzura de abraziune generată de particulele abrazive de dimensiuni mai mari de 0,2 mm dar nu poate fi exclusă nici uzura de impact care are o intensitate mult mai mică.

11. Diverși autori arată că pentru mărirea rezistenței la uzare este necesar ca brăzdarele să manifeste fenomenul de autoascuțire a tăișului. Acest lucru este preponderent numai la brăzdarele a căror tăiș este format din două straturi cu viteze de uzare diferite (materiale bimetalice). Grosimea stratului dur și a vitezelor de uzare au importanță hotărâtoare asupra fenomenului de autoascuțire și menținerea unei viteze de uzare constantă. Autorul prezentei lucrări nu împărtășește întru totul acest punct de vedere deoarece tipul de brăzdar studiat nu este realizat din material bimetalic și manifestă fenomenul de autoascuțire, deci nici până în prezent problema nu este complet elucidată.

12. Mărirea duratei de utilizare a brăzdarului se poate realiza și prin stabilirea unor sortimente de materiale, alegerea unor tehnologii de fabricare adecvate dar și stabilirea unor parametrii constructivi și cinematici optimi.

13. Pentru creșterea rezistenței la uzură sunt folosite diferite metode mai mult sau mai puțin eficiente cum ar fi: folosirea materialelor bimetalice, încărcarea prin sudură cu aliaje dure, tratamente termofizice, termochimice și termomecanice.

14. Metodica experimentală se consideră originală pentru efectuarea încercărilor în teren, natura și structura solurilor alese, precum a agregatului utilizat și valorilor parametrilor la care a fost reglat.

15. Rezultatele determinărilor pun în evidență valabilitatea practicării de unele firme de prestigiu străine care realizează brăzdare cu părți detașabile sau reversibile, care permit înlocuirea sau aducerea unor noi muchii active în zona de lucru, după o anumită uzură considerată drept limită.

16. Influența factorilor studiați (umiditatea și rezistența la penetrare, tipul de sol, viteza și adâncimea de lucru) prin datele experimentale determinate, sunt validate de nivelul de corelare suficient de mare.

17. Mărirea adâncimii de lucru produce o creștere puternică a rezistenței solului, atât a componentei orizontale cât și a celei verticale, conducând la creșterea intensității uzurii, dar nu semnificativ.

18. Creșterea umidității solului duce la scăderea intensității uzurii datorită prezenței apei în porii din sol și efectul lubrefierii organului de lucru.

19. Creșterea rezistenței solului la penetrare produce o creștere a intensității uzurii, chiar dacă are loc o creștere de umiditate.

20. Corelarea vitezei și adâncimii de lucru evidențiază că se pot reduce adâncimile și se pot mări vitezele în contextul păstrării unor uzuri în limite admisibile, deci mărirea suprafețelor prelucrate.

21. Din analiza comparativă a rezistenței la penetrare și umiditate se poate concluziona că, prima are o influență mult mai mare, acest lucru indicând să se aleagă adâncimi de lucru mai mici, la valoarea umidității optime.

22. Intensitatea uzurii este mai mare în solurile nisipoase (cernoziom) față de cele cu un conținut de argilă superior( vertisol și lăcoviște).

### **5.3 PROPUNERI ȘI RECOMANDĂRI**

1. Continuare cercetărilor în alte tipuri de soluri și pentru alte tipuri de organe de lucrat solul.

2. Elaborarea și/sau îmbunătățirea unor indici bazați pe analiză multicriterială, prin care să se poată analiza starea inițială a solului, starea finală a lui, urmărită prin lucrările solului.

3. Din cercetări multicriteriale, teoretice și experimentale vor rezulta propuneri de noi tehnologii, organele de lucru noi sau perfecționate.

4. Producătorii de mașini sau piese de schimb pentru organele de lucrat solul vor alege materialele din care sunt realizate aceste componente, astfel încât rezistența la uzare să fie mărită prin manifestarea fenomenul de autoascuțire.

5. Producătorii de mașini agricole pentru lucrat solul și piese de schimb pentru acestea vor adopta organe de lucru similare produselor de firmele străine datorită calităților de fiabilitate superioare pe care le prezintă, manifestate prin suprafețe mari lucrate.

6. Realizarea elementelor de mare uzură în construcție modulată sau cu mai multe zone active astfel ca părțile uzate prematur să poată fi înlocuite.

## BIBLIOGRAFIE

- 1 Adam, K.M.,D.C.Ehrbach Secondary tillage tool effect on soil aggregation. Trans of the ASAE 35(6): 1771-1775, 1992
- 2 Adams, B.A., D.Unsaturated soil mechanics for agricultural Wulfsohn, D.G.condiții. ASAE Papers No. 94-1037. St. Joseph, Fredlung MI. ASAE, 1994
- 3 Adams, B.A., Topp, Frictional Component of Soil Cone Penetration G.C. Resistance, ASAE Papers Nr.98-1063, St. Joseph, MI. ASAE
- 4 Adams, B.A.,St- Piezoelectric in Cone Penetrmetry,ASAE Papers Amour, G., Topp, Nr.98-1062, St. Joseph, MI. ASAE G.C.
- 5 Ahocas, J. Efects of a Ploug Support Wheel During Ploughing, Journal of Agricultural Engineering Researces, vol.64: 311-324, 1996
- 6 Alexandru, I., ș.a. Alegerea și utilizarea materialelor metalice, Ed. Didactică și Pedagogică, București, 1997
- 7 Araya K. A non-linear three-dimensional finite element analysis of subsoiler cutting with pressurized air injection. Journal of Agricultural Engineering Researche 61 : 115-128, 1995
- 8 Araya K., ș.a. Soil failure by introducing air under pressure. Trans of the ASAE , 27 : 1292-1297, 1084
- 9 Araya, K., Soil failure by introducing air unde pressure. Tans. of Kawanishi, K. the ASAE, 27(5), 1984, Pag. 1292-1297
- 10 Balla, J., Brozmann, Hybrid model of Tribological Interactions Between D. Soil and Tillage Tool, In Proceedings of World Tribological Congress, London, 8-12 sep. 1997
- 11 Banhazi, J. Metode de lucrări ale solului cu consum redus de energie – în limba maghiară, Budapest, 1980
- 12 Banhazi, J., L. Untersuchungen au Pflugen mit Lehoezki Kunststoffsterichblechen. Rev. Agrartechnik nr. 3,1995
- 13 Barba, V., Toma, D. Studiul și realizarea aparaturii pentru măsurarea presiunilor exercitate de sol asupra diferitelor organe active ale plugului. Lucrări științifice, Vol X, Redacția Revistelor Agricole, București, 1965, Pp: 457-477
- 14 Bartelds, G., Progress in Advanced Materials and Processes- Schliekelmann, R.I. Durability, Reability,and Quality Control, Amsterdam Elsevier, 1985

- 15 Baver L.D., ș.a. Soil physics . Wilez a. sons, New York , 498 p, 1972
- 16 Bernaki, H., Haman, J. Agricultural Machines Theory and Construction, vol I Varșovia, 1972
- 17 Birkas, M. Efectul gradului de tasare a solului asupra calității și a consumului energetic al lucrărilor solului- în limba maghiară. Prezentat la Conferința Științifică Anuală a Academiei de Științe a Ungariei, Secția Tehnică Agricolă 14-15 ian. 1992. Godolo
- 18 Birkasa M. Atala jmiuvelez minoseget befaiasolo agronomiai temvezioc ertekese. Rez.Teză doct. Godolo 27, 1987
- 19 Bowden, P.P., Tabor, D. The fiction and lubrication of solids, Oxford,1964
- 20 Brozman, D., Balla, J. A computer model and measurement of a share of ploughshare cutting edge at penetrating throughsoil, Acta tehnologica agriculturae 2, Nitra, Slovaca Universitas Agriculturae Nitriae, 1999, Pp: 46-50
- 21 Bungescu , S.T. Stadiul actual al cercetărilor și realizărilor în domeniul cormanelor plugurilor mecanice, Referat nr. 1 U. P . Timișoara, 1997
- 22 Bungescu , S.T. Studii și cercetări privind distribuția tensiunilor pe suprafața cormanelor de tip lamellar în vederea modelării și optimizării construcției. Teza de doctorat, Timișoara 2000
- 23 Canarache A. Fizica solurilor agricole, Ed. Ceres, București, 1990
- 24 Canarache A. An.S.Ped.ICCA, 32: 103-113, 1965
- 25 Carp, V., Mihăieși, V. Elemente de știința și tehnologia materialelor, Ed. Didactică și Pedagogică, București, 1998
- 26 Carțiș, I. Tratamente termice. Tehnologie și utilaje, Ed Facla, Timișoara, 1982
- 27 Căproiu, Șt.,ș.a. Teoria, calculul și construcția mașinilor agricole de lucrat solul, Vol I și II, I.P.T.V.T., Timișoara, 1973
- 28 Chancellor, W.J. Friction between soil and equipment materials ASAE Papers nr.94, 1034, St.Joseph, 1994
- 29 Chen, W.F. Limit analysis and Soil Plasticity. Elsevier, New York, 1975
- 30 Chen, Y., Tessier, S. Bulk Density Estimation for Various Tillage Types over Various Soil Texture, ASAE Papers Nr.98-1064, St. Joseph, MI. ASAE
- 31 Cheșa, I. ș.a. Alegerea și utilizarea oțelurilor Ed. Tehnică, București 1984

- 32 Cheșa, I. ș.a. Mărci și produse din oțel, Ed. Tehnică, București 1984
- 33 Chiriță D. Pedologie generală, Ed. Agrosilvică, București, 956 p, 1955
- 34 Chiriță D. St.Cerc.Biol., S Biol.Veg., nr.3, 1962
- 35 Cipleu, A., Vandici, I. The Influence of carburization and Nitration over the material characteristics. Traction Characteristic. Buletinul Științific al Universității "Politehnica" din Timișoara, Tom 48(62), Fascicola 1,2; 2003
- 36 Clyma, H.E., ș.a. Evaluating the effectiveness of electro-osmosis in reducing tillage draft force. ASAE Papers nr.91-3533, St. Joseph, 1991
- 37 Constantinescu, A., ș.a. Îndreptar de fonte și oțeluri, Ed. Tehnică, București, 1989
- 38 Constantinescu, L., Rogobete, Gh. Îndrumător practic de agrofitehnie și hidrologie pentru lucrări ameliorative. Ed. Mirton, 1991
- 39 Constantinescu, I., Dăneț, G. Metode noi pentru calcule de rezistență. Ed. Tehnică, București, 1989
- 40 Cooper, A.W., W.F. McCreey. Plastics surfaces for tillage tools. ASAE Papers nr.61-649, St. Joseph, 1961
- 41 Crăciun, V. Contribuții teoretico-experimentale la concepția și tehnologia de execuție a unor scule de lucrat solul, Teză de doctorat, Univ. GH. ASACHI, Iași, 1994
- 42 Crăciunescu, C. Materiale compozite, Ed. Sedona, Timișoara, 1998
- 43 Dalleinne, E., Billot, J.F. Evolution recente des matériels de travail du sol, Bulletin Technique d'Information nr. 367-368, 1983, pag. 131-142
- 44 Demmel, H., Auernhammer, H. Analytical and Modelling Deduction of requirements on Tractor Concepts for Cultivation and Application Purposes, ASAE Papers Nr.98-1034, St. Joseph, MI. ASAE
- 45 Dexter A.R. S.Till.Res. 11: 199-238, 1988
- 46 Di Gleria J.ș.a. Bodenphysik und Bodenkolloidik . Acad. Kiado Budapest, 795 p, 1962
- 47 Dulămiță, T., ș.a. Oțeluri de scule: proprietăți, tratamente termice, utilizări. Ed. Tehnică, București, 1990
- 48 Dumitriu R., Canarache, A. Public.SNRSS, 14a: 55-62, 1974
- 49 Elijah, D.E., J.A. Weber. Soil failure and pressure patterns for flat cutting blades. Trans of the ASAE, vol.14, 781-785, 1971

- 50 Faur, N., Dumitru, I. Diferențe finite și elemente finite în rezistența materialelor, Ed. Mirton 1997
- 51 Florea N. D. de seamă , Inst.Geol., 53: 53-72, 1967
- 52 Foster, A.W., Jonson, E.C., Chiroux, C.R., Way, R.T. Finite Element simulation Cone Penetration, ASAE Papers Nr.98-1068, St. Joseph, MI. ASAE
- 53 Fox, W.R., Bockhop, C.W. Characteristics of a Teflon-Covered simple Tillage Tool, Amer. Soc. Engin. 1962, Paper 602-609
- 54 Fox, W.R.,C.W. Bockhop Characteristics of a Teflon – covered simple tillage tool.Trans of the ASAE 8:227-229, 1965
- 55 Fulton, J.P., Wells L.G. Evaluation a Prototipe Mechanism for Soil Reconstruction, ASAE Papers Nr.98-1033, St. Joseph, MI. ASAE
- 56 Gârbea, D. Analiză cu elemente finite, Ed. Tehnică, București, 1990
- 57 Gebresenbet, G. Analysis of forces acting on mouldboard pougs and seed drill coulters in relation to speed, depth, and soil conditions. Thesis, Swedish University of Agricultural Sciences, Uppsala, 1991
- 58 Gelencser, E. Description of stress and stain condition of the basis of rheologocal models. Bull. Of the Univ. Of Agric. Scienses. Godolo. No.1:149-160, 1986
- 59 Geru, N. Teoria structurală a proprietăților metalelor Ed. Didactică și Pedagogică, București, 1980
- 60 Gill W.R., Vandenberg G.E. Soil dynamics in tillage and traction. Agr. Handbook nr.316, USD, Washington, 511 p., 1968
- 61 Gill, W.R. Soil Deformation by Simple Tools, Tansaction of ASAE, nr.2 vol.XII, 1969
- 62 Gill, W.R. Lubrication of Soil- Metal Interfaces, Tansaction of ASAE, nr.5 vol.18, 1975
- 63 Gill, W.R. Lubricated Plows vs Sticy Soil, Journal of Agricultural Engineering, nr. 10, vol.58, 1977
- 64 Gill, W.R. Evaluation of a furrow modifying device.Tansaction of the ASAE, 15(3), 1972, Pag. 401-403
- 65 Glancey, J.K., Upadhayaya, S.K., Rumsey, J.W. Prediction of implement draft using an instrumented analog tillage tool. ASAE Papers Nr.91-1065, St. Joseph, MI. ASAE
- 66 Godwin, R.J., Spoor, G., Soomro, M.S. The efeect on tine arrangement on soil forces and disturbance. Journal of Agricultural Engineering Researche 30 : 47-56, 1984



- 67 Gonczi, A. Dynamic effects in soil tools interaction a brief review of some specific aspects Bul.Șt. al UTT, Mec.Agr., Tom 40: 13-18, 1995
- 68 Gonczi, A. Contribuții la studiul teoretic și experimental al organelor de afânare ale mașinilor agricole pentru lucrul solului, vizând creșterea eficienței consumurilor energetice. Teză de doctorat, Timișoara, 1999
- 69 Gonczi, A., Iancului, D. Modele matematice pentru calculul forței de tracțiune în cazul organelor de lucru solului elementare late, dispuse înclinat. În Lucrările prezentate în cadrul Sesiunii de Comunicare științifică internațională „cercetarea științifică și tehnică în sprijinul dezvoltării și restructurării agriculturii” 8-9 dec. 1995, Ed. Mirton Timișoara.
- 70 Greacen E.L., ș.a. 9 Th. Int. Congr.S. Sci; Adelaide , 1 : 769-779 , 1968
- 71 Grisso, R.D., Perumpral, J.V. Review of Models for Predicting Performance of Narrow Tillage Tool. Trans. of the ASAE, 28(4): 1062-1067, 1985
- 72 Grossman R.P. ș.a. S.Sci. Soc. Am. Proc., 32:570-574, 1968
- 73 Gruia, A., Haida, V. Geotehnică și fundații, Lito UPT , Timișoara 1990
- 74 Hadas A. An.ICPA. 41: 55-64, 1975
- 75 Hedrick, J.G., A.C. Bailey Determining components of soil metal sliding resistance. Trans of ASAE 25 : 845-849, 1982
- 76 Henkes, R. Reduced tillage. World Farming. Vol II(6): 11-16, 29-30, 1969
- 77 Hettiaratchi D.R.P. S.Till.Res., 11: 325-347, 1988
- 78 Hirschi M.C. Effect of conservation Compliance on tillage system option. Proceeding of Illinois tillage conf. 83-87, Univ.Illinois Campaign.
- 79 Hruscirov, M.M., Babicev, M.A. Resistance to Abrasive Wear of Structurally Inhomogeneous Materials, Friction and Wear in Machinery, 12 ASME, 1960, Pp: 5-24
- 80 Ispas, Ș. Materiale compozite, Ed. Tehnică, București, 1987
- 81 Jori, J.I., P. Soos Noi soluții tehnice ale plugurilor – în limba maghiară , Acad.Kiado, Budapest , 1985
- 82 Kahnt, G. Menținerea și îmbunătățirea fertilității solului și a productivității sale printr-un sistem de lucrări bine dirijat. Prezentat la Simpozionul DUTZI, 10 mai 1996, Timișoara



- 83 Kawamura, N. Soil dynamics and its application to tillage machinery. In Proceedings of the International Conference on Soil Dynamics, Volume Two. Pp. 179-191, Auburn, AL
- 84 Kern, F.R., Suess, E.M. Soil selection guide for improving performance and profits John Wiley Sons, New York, Toronto, 1978
- 85 Khallilian, A., Garner, T.H., Musum, H.L., Dodd, R.B., Holr, S.A. Energy for conservation tillage in coastal plain soils, Transaction of ASAE, nr.31(5), 198. Pag: 1333-1337
- 86 Kocher M.F., ș.a. Wave propagation theory for evaluating dynamic soil stress-strain models. Trans or the asae, vol.31: 683-694, 1988
- 87 Kohnke H. Soil physics. Mc.Graw-Hill, New York, 244 p, 1968
- 88 Koolen A.J. Relationship between soil mechanical properties Journal of Agricultural Engineering Research, 29 : 13-319, 1984
- 89 Koolen A.L., Kuipers, H. Agricultural Soil Mechanics. Springer, Berlin, 241 p, 1983
- 90 Koolen, A.J., Vandrager, P. Relationship between soil mechanical properties, Journal of Agricultural Engineering Researche 29: 313-319, 1984
- 91 Koteki, D.J., Ogborn, J.S. Abrasion resistance of iron-based hardfacing alloys, Welding Journal, The Lincoln Electric Co, vol. 74, nr. 8, Cleveland, Ohio, 1995, pag. 269-278
- 92 Kuksenova, L.I., Kuksenov, L.I. Materiale metalice rezistente la uzare, Rev. Tehnologii. Calitate. Mașini. Materiale. Ed. Tehnică, București, 1988
- 93 Maiauskas, I.S. Cercetarea repartiției presiunii pe suprafața brăzdarului în timpul aratului, Rev. Tractoare și Mașini Agricole, nr. 11, 1958
- 94 Mc Kyes E. Soil cutting and tillage. Elsevier, Amstredam 213p, 1985
- 95 Micloși, V. Îndrumător pentru alegerea oțelurilor, Ed. Tehnică, București, 1966
- 96 Mihai, P., Tomescu, D., Mitroi, C. Cercetări pentru mărirea rezistenței la uzură a organelor active de la mașinile de prelucrat solul, Lucrări științifice I.C.M.A. vol.X Ed. Agro-Silvică, București, pag. 383-417
- 97 Mitelea, I. Știința materialelor în construcția de mașini. Ed Lugscheider, E., Tillmann, W. Sudura, Timișoara, 1999

- 98 Mitelea, I Materiale și tratamente termice pentru structuri sudate, Ed. De Vest, Timișoara, 1992
- 99 Mitelea, I., Budău, V. Studiul materialelor. Îndreptar tehnic, Ed. Facla, Timișoara, 1987
- 100 Mocanu, D.R., ș.a. Încercarea materialelor, vol. I, Ed. Tehnică, București, 1982
- 101 Munăreanț, I.,  
Vandici, I. Influența gradului de tasare a solului asupra producțiilor la hectar. Sesiunea științifică a Secției de Mecanizare ASAS 1994.
- 102 Nanu, A. Tehnologia materialelor, Ed. Didactică și Pedagogică, București, 1984
- 103 Neumann, C. Îndrumător de lucrări practice de agricultură, Lito I.P.T.V. Timișoara, 1981
- 104 Nichols,  
M.L., Kummer, T.H. A method of analysis of plough mouldboard design based upon dynamic properties of soil, Agricultural Engineering, nr. 13(11), 1972, pag.279-285
- 105 Nicolescu,  
R., Radulian, D. Perspective ale noilor materiale și ale înlocuitorilor în construcția de mașini, Rev. Tehnologii. Calitate. Mașini. Materiale. Ed. Tehnică, București, 1988
- 106 Nidal, H.A., Al-  
Widyan, M.I. Effect of Axle Load, Tire Inflation Pressure and Tillage System on Soil Physical Properties and Crop Yield of a Jordanian Soil, ASAE Papers Nr.98-1034, St. Joseph, MI. ASAE
- 107 Ormenișan, N Studii și cercetări privind reducerea frecărilor dintre sol și organele active ale mașinilor agricole cu ajutorul fluidelor sub presiune, Sesiunea științifică Prezent și viitor în domeniul mașinilor și instalațiilor destinate agriculturii și industriei alimentare, vol. I, I.N.M.A. București, 1997, Pag. 96-103
- 108 Pașcariu, I. Elemente finite. Concepte-aplicații. Ed. Militară, București, 1985
- 109 Pavelescu, D. Concepții noi, calculul și aplicații în frecarea și uzarea solidelor deformabile, Ed. Academiei R.S.R., 1971
- 110 Păducel, P., Șerb, M.,  
Glăvan, Șt.  
Ștefănescu, W.,  
Vandici, I. Caracteristicile fizico-mecanice ale solurilor grele din Banat- factor determinant de uzură a organelor active ale mașinilor de lucrat solul. In Lucrările Conferinței de comunicări științifice ale cadrelor didactice din Catedra de Mașini Agricole a Facultății de Mecanică Agricolă din IPTVT Timișoara, 18-19 dec. 1990

- 111 Păducel, P., Vandici, I. Aspecte fizico-mecanice ale fiabilității mașinilor agricole. În Lucrările prezentate în cadrul Sesiunii de Comunicări științifice internaționale „Cercetarea științifică și tehnică în sprijinul dezvoltării și restructurării agriculturii” 8-9 dec. 1995, Ed. Mirton Timișoara.
- 112 Păltineanu Cr. An.ICPA, 47 : 71-78, 1987
- 113 Păltineanu R.ș.a. An.ICCPT, 45 : 349-359 , 1980
- 114 Philips, L.N. Advanced compozite materials, Sringer Verlag, 1994
- 115 Plouffe, C. Lague, C., Tessier, S., Richard, J.M., McLaughlin, B.N. Moldboard Plow in a Clay Soil: Simulation and experiment, ASAE Papers Nr.98-1066, St. Joseph, MI. ASAE
- 116 Plouffe, C. Lague, C., Tessier, S., Richard, J.M., Tessier, Joseph, MI. ASAE S. Validations of Moldboard Plow Simulation With fem oa a Heavy Clay Soil, ASAE Papers Nr.98-1065, St. Joseph, MI. ASAE
- 117 Pollock, D. Finite elements analysis of multipass effect of vehicles on soil compaction, Tansaction of ASAE, nr.29(5), 1986
- 118 Popa, I. Stadiul actual al cercetărilor privind creșterea durabilității organelor active ale mașinilor agricole, Referat nr. 2, U.P. Timișoara, 1999
- 119 Popovăț M. Bull.S.Sci. Ac. Roum., 18 , nr.6-7 , 154-159, 1964
- 120 Rădulescu, M. Studiul metalelor, Ed. Didactică și Pedagogică, București, 1982
- 121 Reece, A.R. The Fundamental Ecuation of Earthmoving Mecanics. Simposion on Earthmoving Machinery. Institute of Mechanical Engineers. Part 3 F. London , 1965
- 122 Reush, B. Mathematics of Fuzzy Logic in real World Applications of Intelligent Tehnologies (editori Zimmerman, H-J), Ed. Academiei Române, București, 1996
- 123 Roș, V. A sistemic analysis of tillage tool. Proceeding of International Conference on Agricultural Engineering, Madrid, 1996
- 124 Roș, V., Marley, S.J., Smith, R.J. Analysis of tillage tool geometry. Tansaction of ASAE, nr.20-23 Niles road St. Joseph Micigan,USA, iunie 1993, pag. 1-23

- 125 Rozanov B.G. In Moskovski Universitet-Selskomu hoziastvu. Izd.MGU, Maskva, 1971
- 126 Sanglerat G. Le penetrometres et la reconnaissance del sol. Dunot, Paris, 230 p, 1965
- 127 Sarker, R.I., D.R. The kinematics of subsurface soil cutting blades in Hettiaratchi, J.R.O. Soil dynamics as Related to Tillage Machinery Systems. Proceedings of the International Conf. on Soil Dynamics. Volume Two. Auburn AL. Pp: 348-363, 1985
- 128 Schafer, R.L., W.R. Experiences with lubricated plow. Trans of the Gill, C.A. Reaves ASAE, vol.22(1): 7-12, 1979
- 129 Schafer, R.L., W.R. Lubrication of soil metal interface, Trans of the Gill, C.A. Reaves ASAE, vol.18: 848-851, 1975
- 130 Scripnic, I., Vandici, I. Cercetări privind mărirea rezistenței la uzură a brăzdarelor de plug. Sesiunea științifică a Secției de Mecanizare ASAS 1994.
- 131 Siemens, J.C. Soil compaction and tillage. In Tillage System and the Agricultural Environment-Preceedings of Illinois Tillage Conferences. 83-87. Univesity of Illinois in Urbana- Champaing.
- 132 Siemens, J.C., J.A. Mechanics of Soil and Influenced by Model Tillage Weber, T.H. Tools.. Transactions of the ASAE, vol.8(1): 1-7, 1965 Thornburn
- 133 Sitkei. G. Probleme de mecanica solului aferente mașinilor agricole pentru lucrat solul – în limba maghiară, Acad.Kiado, Budapest, 1967
- 134 Slesarova L.N., ș.a. Rol, structurî I solojeniiia apovîșenii proizvoditelnoi sposobnosti oroșamîhî seroziomov Izd. FAN, Tașkent, 159 p., 1984
- 135 Stafforf J.V. Force Prediction Models for Brittle and Flow Failure of Soil by Draught Tillage Tools. Journal of Agricultural Engineering Researces, vol.29(2): 51-60, 1984
- 136 Stângă N. An.ICPA, 43 : 169-175, 1978
- 137 Șandru A., ș.a. Exploatarea utilajelor agricole Ed. Did. și Ped. București, 419 p, 1983
- 138 Șerb, M., Păducel, P. Studii și cercetări privind influența uzurii brăzdarelor în procesul de lucru la arat pe solurile grele din Banat. Glăvan, Șt. Ștefănescu, W., Vandici, I. In Lucrările Conferinței de comunicări științifice ale cadrelor didactice din Cat. de Mașini Agricole a Fac. Mec. Agr. din IPTVT Timișoara, 18-19 dec. 1990

- 139 Ștefan, C., A. Gonczi, Progres tehnic în domeniul agregatelor agricole D. Iancului, L. Gaga pentru lucrat solul, Ed.Felix, Arad, 1996
- 140 Ștefan, C., G. Proștean, I. Jichița Unele progrese tehnice ale firmei Lemken aplicate în construcția plugurilor. În Lucrările prezentate în cadrul Sesiunii de comunicări științifice internaționale “Cercetarea științifică și tehnică în sprijinul dezvoltării și restructurării agriculturii. 8-9 sept. 1995; Ed. Mirton, pp 199-206.
- 141 Ștefan,C., A. Gonczi Curs de Mașini agricole de lucrat solul, semănat și întreținere a culturilor. Vol. 1 Universitatea Tehnică din Timișoara 1993
- 142 Tomescu, D. Recondiționarea și mărirea rezistenței la uzură a organelor de la mașinile agricole, Ed. Ceres, București, 1971
- 143 Tomescu, D., Fiabilitatea utilajelor agricole, Ed. Ceres, București, Mănciu, Gh., 1981
- 144 Tributh H. Scripnic, V. Z.Pfl.u. Bodenk 126: 117-134, 1970
- 145 Trușculescu,M ., ș.a. Studiul materialelor. Analize și încercări, Lito U.P. Timișoara, 1996
- 146 Upadhyaya S. Soil constitutive modeling linear and not linear elasticity. ASAE Papers Nr.94-1071 , St. Joseph, MI. ASAE.
- 147 Upadhyaya, S.K., Energy requirements for chisellig in coastal plain T.H. Williams, L.J. soil.Trans.of the ASAE 27, :1643-1649, 1984
- 148 Ursache, M. Kembler, N.E.Collins Proprietățile metalelor, Ed. Didactică și Pedagogică, București, 1982
- 149 Vandici, I. Stabilirea regimului optim de deplasare a agregatelor formate de U-650 și plugurile purtate. ICSITMUA Bucuresti, 1994
- 150 Vandici, I. Studiul uzurii brăzdarului tip daltă ce echipează plugul Lemken pe solurile grele din Banat. Buletinul Științific al Universității “Politehnica “ din Timișoara, Tom 48(62), Fascicola1,2; 2004
- 151 Vandici, I. Infuența proprietăților fizico-mecanice ale solului asupra uzurii brăzdarului daltă de la plugul Lemken. . Buletinul Științific al Universității “Politehnica “ din Timișoara, Tom 48(62), Fascicola1,2; 2004

- 152 Vandici, I. Stadiul actual al cercetărilor privind influența proprietăților fizico-mecanice ale solului asupra organelor de lucru. Referat nr. 1. Timișoara, 2002
- 153 Vandici, I. Structura și proprietățile fizico-mecanice ale materialelor utilizate în construcția organelor de lucru. Referat nr. 2. Timișoara, 2003
- 154 Vandici, I. Experimentări privind uzura organelor de lucru în diferite condiții de sol. Referat nr. 3. Timișoara, 2003
- 155 Vandici, I., Cipleu, A. Physical-Mechanical regards of the working components reability of agricultural machines. Buletinul Științific al Universității “Politehnica “ din Timișoara, Tom 48(62), Fascicola 1,2; 2003
- 156 Vandici, I., Glăvan, Șt. Studiu privind infiltrația unidimensională a solului. Simpozionul național “Probleme actuale de mecanică agricolă” Timișoara , 1992. Pp: 165-168
- 157 Vandici, I., Marineață, D. Considerații teoretice privind reducerea consumului de combustibil la tractorul U-650. Seminarul național al studenților, București, 1987
- 158 Vandici, I., Păducel, P., Glăvan, Șt., Firan, M. Instalație pentru măsurarea forțelor de rezistență la tracțiune a mașinilor agricole purtate. Simpozionul național “Probleme actuale de mecanică agricolă” Timișoara , 1992. Pp: 160-164
- 159 Vasilescu P. An ISCP , 40 : 127-134, 1974
- 160 Verșinin P.V.,ș.a. Osnovî agrofiziki. Izd.Fiz.Mat.Lit.Moskva, 903 p, 1959
- 161 Viliams V.R. Pedologie.MA și Ed. Stat, Sibiu, 520 p., 1950
- 162 Wells, L.G., Jiang, Y., Rohlf, R.A. Modeling Wheel Deformation in Saturated Soil, ASAE Papers Nr.98-1067, St. Joseph, MI. ASAE
- 163 Wilkins, D., Darnell, T., Kraft, J. Integrated Conservation Tillage Sistem for Control of pea Root Rot Disease, ASAE Papers Nr.98-1032, St. Joseph, MI. ASAE
- 164 Zhang, Z.X., Kuschwaha, R.L., Morley, W. Operating Speed Efect on Advancing Soil Failure Zone in Tillage Operation, ASAE Papers Nr.98-1057, St. Joseph, MI. ASAE
- 165 \*\*\* ASAE Standard. Terminology and Definitions for soil Tillage and Soil-Tool Relationships. ASAE Ep 291.2 Dec 93. ASAE staddards 41 th edition 1994 St. Joseph, MI.47



- 166 \*\*\* Lemken Schulung. Pflugtechnik. Saatbttbereitung. Stoppelbearbeitung, 1998
- 167 \*\*\* Lemken-Schmiede 1894, 1998
- 168 \*\*\*\* SR ISO 8910 Utilaje pentru lucrările solului. Organe de lucru. Pluguri cu cormană, iulie 1995
- 169 \*\*\*\* STAS 5435-88, Pluguri cu cormană. Brăzdare.august 1988
- 170 \*\*\*\* STAS 880-80 Oțeluri carbon de calitate pentru tratament termic, destinate construcției de mașini. Mărci și condiții tehnice de calitate
- 171 \*\*\*\* STAS 8185-88 Oțeluri aliate pentru piese tratate termic, destinate construcției de mașini. Mărci și condiții tehnice de calitate
- 172 \*\*\*\* STAS 3611-87 Oțeluri pentru scule care lucrează la rece, destinate construcției de mașini. Mărci și condiții tehnice de calitate
- 173 \*\*\*\* Borizarea materialelor împotriva uzurii, Advanced Materials & Proceeses vol. 151. nr. 3, 1997, pag. 23-25
- 174 \*\*\*\* Instrucțiuni de exploatare pentru brăzdarul durificat cu daltă amovibilă PP4-2.4.0.D, S.C. Sembraz S.A. Sibiu
- 175 \*\*\*\* Prospecte ale firmelor producătoare de pluguri: LEMKEN, RABE-WERK, VOGEL & NOOT, EBERHARDT, KRONE, KUHN-HUARD, JOON DEERE, REGENT, PÖTTINGER, KVERNELAND, ÖVERUM, DURO, FRANK, NARDI, LANDSBERG, BOVLUND,MAT Craiova, SEMBRAZ Sibiu, MARIUS Cluj, MECANICA Ceahlău, PREMAGRO Oradea
- 176 \*\*\*\* ASAE Standard. Terminology and definitions for soil tillage and soil tools relationships , ASAE EP 291.2, dec.93, ASAE Standard, 41, Ed.1994, St.Joseph MI.
- 177 \*\*\*\* ASAE Standard, ASAE S.313.2. Soil Cone Penetrometer, ASAE Standard, 41, Ed.1994, St.Joseph MI.
- 178 \*\*\*\* Manual de operare Fendt , Xaver Fendt GmbH & CO. -D-87616 Marktoberdorf

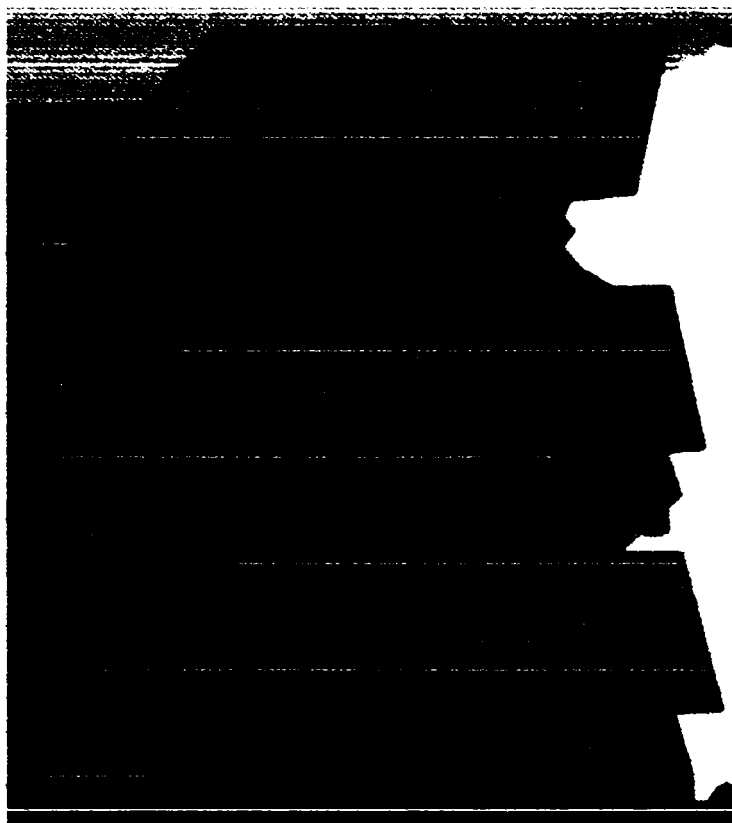


**ANEXA 1**

**PRINCIPALELE TIPURI DE BRĂZDARE CE ECHIPEAZĂ  
PLUGURI PRODUSE DE FIRME STRĂINE**



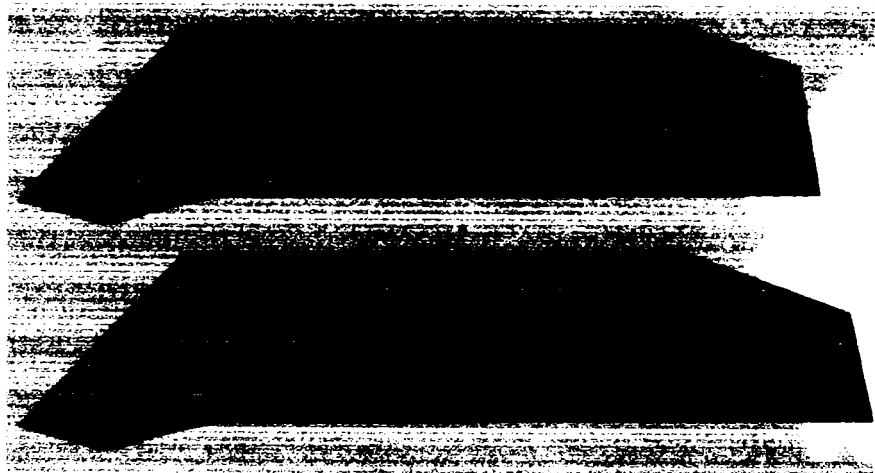
**Brăzdare ce echipează plugurile produse de VOOGEL & NOOT**



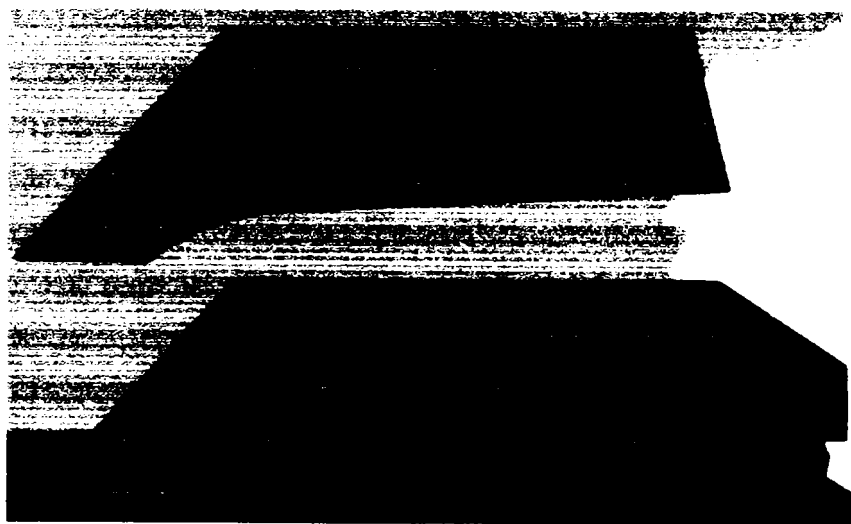
**Brăzdare ce echipează plugurile produse de EBERHARDT**



**Brăzdare ce echipază plugurile produse de HUARD**



**Brăzdare ce echipază plugurile produse de IHC**



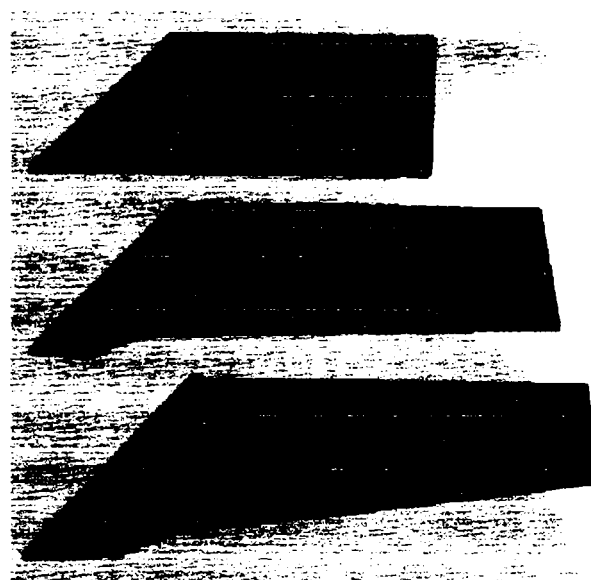
**Brăzdare ce echipază plugurile produse de KRONE**



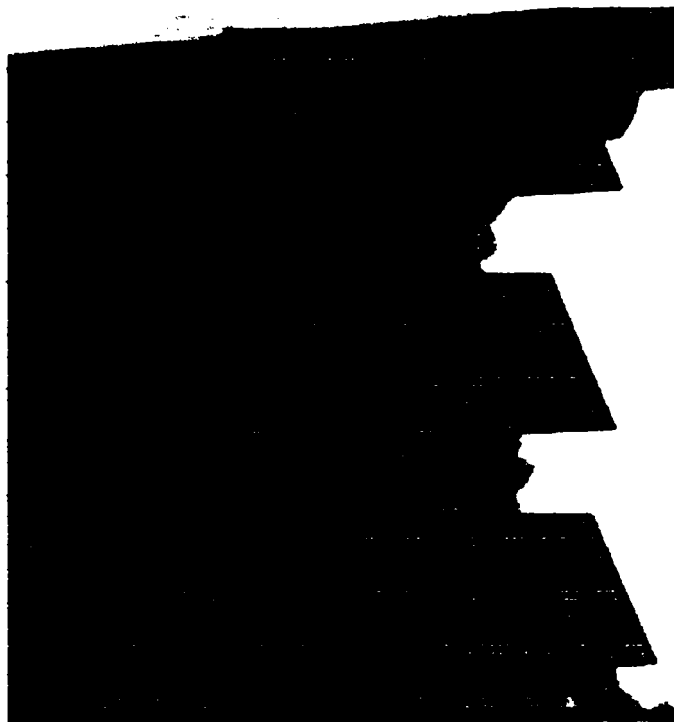
**Brăzdare ce echipează plugurile produse de KVERNELAND**



**Brăzdare ce echipează plugurile produse de LANDNSBERG**



**Brăzdare ce echipează plugurile produse de LEMKEN**



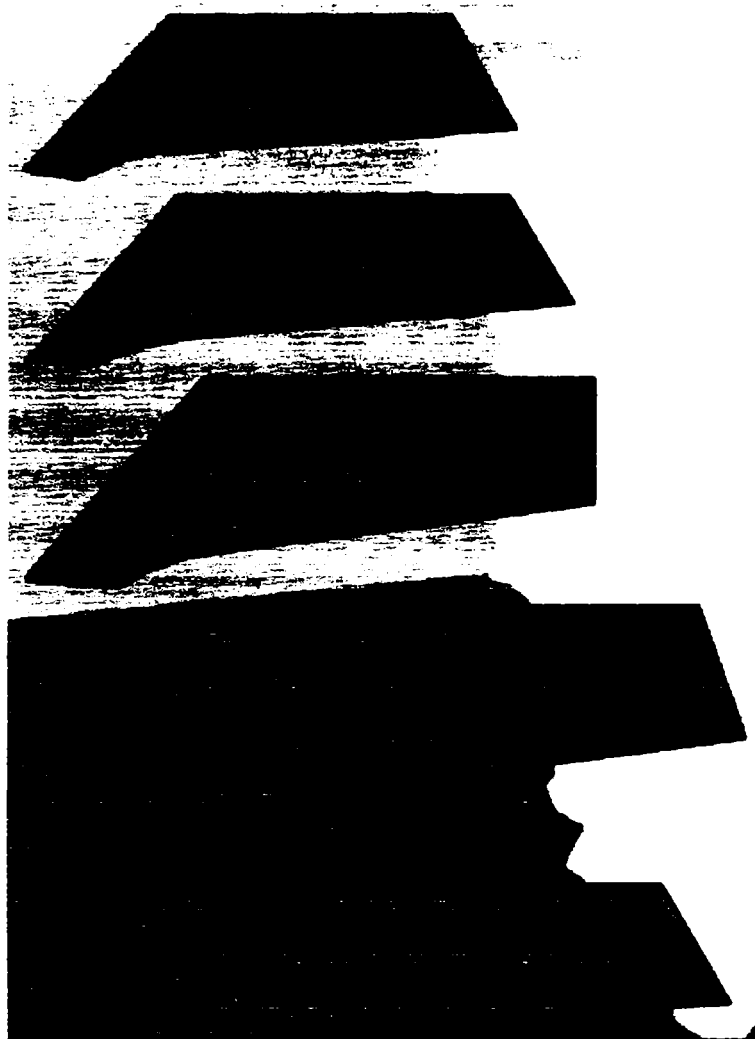
**Brăzdare ce echișează plugurile produse de NIEMEYER**



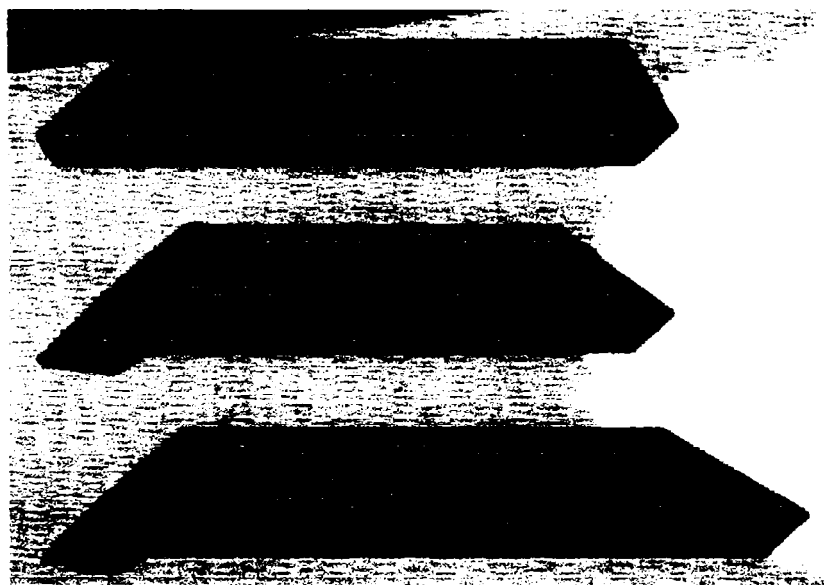
**Brăzdare ce echișează plugurile produse de REGENT**



**Brăzdare ce echișează plugurile produse de ÖVERUM**



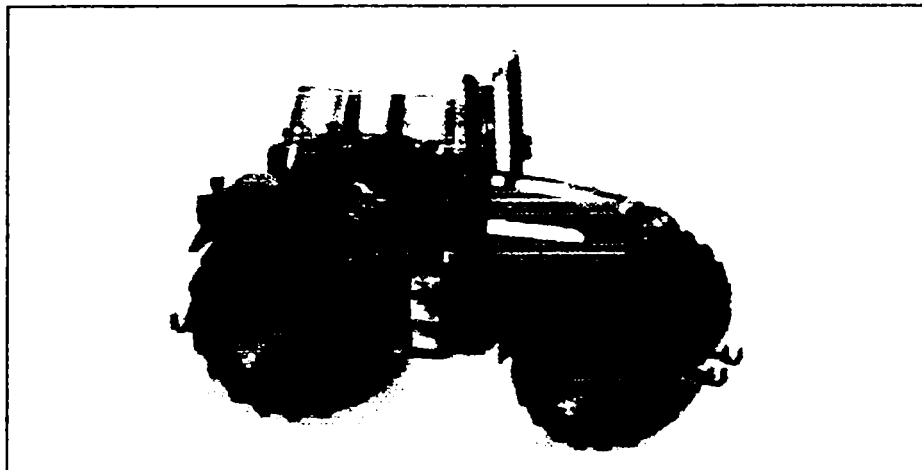
**Brăzdare ce echișează plugurile produse de RABE**



**Brăzdare ce echișează plugurile produse de VENTZKY**

## ANEXA 2

### CARACTERISTICILE TEHNICE ALE TRACTORULUI FEND FAVORIT 716 VARIO



#### MOTOR

Tip motor		D 0726 TE TURBO
Număr de cilindri/Răcire		6/Apă
Alezaj /Cursă	mm	98/126
Cilindree	cm <sup>3</sup>	5702
Regim ralanti	rot/min	760
Regim nominal		2100
rot/min		
Inrensitare zgomot	dB/(A)	72
Consum optim		203
g/kWh		
Cuplul maxim al 1450 rot/min	Nm	760
Puterea la 2100 rot/min	kW/CP	118/160
Puterea maximă la 1800- 2000 rot/min		129/175
kW/CP		
Rezerva de cuplu	%	35
Capacitatea rezervorului	l	340

#### TRANSMISIE

Tip		Continuă Vario
Viteza maximă	km/h	40
Plaja de variație în lucru		0,02-28/0,20-
(AV/AR)	km/h	16
Plaja de variație în deplasare		0,02-40/0,20-
(AV/AR)	km/h	37

#### PRIZA DE PUTERE

spate(se cuplează în sarcină)	rot/min	540/750/1000
față	rot/min	540/1000
<b>SISTEMUL HIDRAULIC</b>		
Debitul pompei la 200 bar	l/min	110
Forța maximă de ridicare	kN/kP	83,4/8542
Cantitatea maximă de umplere	l	45
<b>DIMENSIUNI ȘI GREUTĂȚI</b>		
Anvelope față		480/70R30
Anvelope spate		580/70R38
Ecartament	mm	1970
Lungime	mm	4653
Lățime	mm	2570
Înălțime	mm	2965
Garda la sol	mm	576
Ampatament	mm	2700
Greutate gol	kg	7500
Greutate total autorizată	kg	11000
încărcătura maximă la cârlig	kg	4445
Raza de întoarcere minimă cu/fără frâne	m	5,5/4,9
Raport greutate/putere	kg/CP	41



**CARACTERISTICILE TEHNICE ALE PLUGULUI LEMKEN  
OPAL 180 A 4N 100**



Lățimea de lucru (cca.cm).....	150-250
Greutatea ( cca. Kg).....	1180
Puterea necesară ( kW/CP).....	118/160
Înălțimea ( cm ).....	90/100
Înălțimea cadrului (cm ).....	75/80