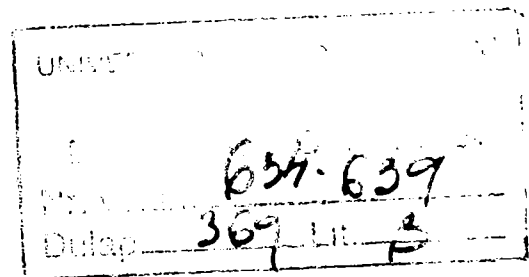


TEZĂ DE DOCTORAT

CONTRIBUȚII LA CERCETAREA PROCESULUI DE LAMINARE LONGITUDINALĂ ASIMETRICĂ

BIBLIOTECA CENTRALĂ
UNIVERSITATEA „POLITEHNICĂ”
TIMIȘOARA

Conducător științific,
Prof. dr. ing. **ILCA IOAN**



Doctorand,
Ing. **ALEXA VASILE**

2002

CUPRINS

PARTEA I

INTRODUCERE	5
<i>CAPITOLUL I</i>	7
CONDIȚIILE DE CURGERE PLASTICĂ LA DEFORMAREA PLASTICĂ PRIN LAMINARE	
<i>CAPITOLUL II</i>	14
ANALIZA TEORIEI CLASICE A LAMINĂRII	
2.1. Planul și unghiul neutru	17
2.2. Fenomenul de avans	20
2.3. Gradul de deformare	23
2.4. Viteza de deformație în ipoteza secțiunilor plane	23
2.5. Viteza de deformație în ipoteza zonei de aderență	25
2.6. Ipoteze privind teoria procesului de curgere plastică la laminare	26
2.7. Concluzii la capitolul II	31
<i>CAPITOLUL III</i>	32
ANALIZA TEORIEI MODERNE A LAMINĂRII	
3.1. Analiza soluției lui Karman	33
3.2. Analiza soluției lui Siebel	38
3.3. Analiza soluției lui Nadai	38
3.4. Analiza soluției lui Orowan	41
3.5. Analiza soluției lui Ţelikov	42
3.6. Analiza soluțiilor de determinare a presiunii cu considerarea curburii secțiunilor transversale în zona de deformare	47
3.7. Analiza soluției lui Bland și Ford	48
3.8. Analiza soluției lui Sims	49
3.9. Analiza soluției lui Koroleov	50
3.10. Analiza soluției lui Mică	51
3.11. Concluzii la capitolul III	52
<i>CAPITOLUL IV</i>	53
ANALIZA TEORIEI ACTUALE DE CALCUL A PRESIUNII ÎN ZONA DE DEFORMARE	
4.1. Porțiunile de alunecare la intrarea și ieșirea din zona de deformare	57
4.2. Porțiunile din zona de deformare	62
4.3. Porțiunea cu deformare îngreunată	69
4.4. Considerații cu privire la calculul presiunii medii de laminare	76
4.5. Concluzii la capitolul IV	86

PARTEA A II-a

CAPITOLUL V	87
DEFINIREA ȘI PARTICULARITĂȚILE LAMINĂRII LONGITUDINALE SIMETRICE ȘI ASIMETRICE	
CAPITOLUL VI	90
INSTALAȚIA ȘI PROCEDEUL DE DETERMINARE A PRESIUNII DE LAMINARE ÎN PROCESUL SIMETRIC ȘI ASIMETRIC	
6.1. Instalația și metoda de experimentare	90
6.2. Cilindrii de laminare	92
6.3. Construcția captorilor punctiformi, instalarea lor în segmentii cilindrilor și etalonarea lor	94
6.4. Construcția, instalarea și etalonarea captorilor pentru forțele de laminare și eforturile laterale	97
6.5. Înregistrarea principalilor parametri de forță ai procesului de laminare	100
6.6. Măsurarea lungimii reale a arcurilor de contact și fixarea pe oscilograme a axei verticale a cilindrilor	102
6.7. Precizia de efectuare a experimentărilor	104
6.8. Concluzii la capitolul VI	107
CAPITOLUL VII	
METODICA DE PRELUCRARE A DATELOR EXPERIMENTALE	108
7.1. Pregătirea probelor pentru experimentare	108
7.2. Metoda de prelucrare a oscilogramelor	109
7.3. Determinarea presiunii dintre materialul metalic și cilindrii	109
7.4. Determinarea forțelor de laminare	110
7.5. Determinarea eforturilor laterale	110
7.6. Determinarea parametrilor tehnologici	111
7.7. Prelucrarea matematică a datelor experimentale și trasarea dependențelor	111
7.8. Analiza datelor experimentale privind presiunea de laminare în procesul simetric și asimetric	113
7.9. Analiza datelor experimentale privind eforturile laterale la laminarea asimetrică	139
CAPITOLUL VIII	143
CONTRIBUȚII PERSONALE ȘI CONTRIBUȚII FINALE	
BIBLIOGRAFIE	147

INTRODUCERE

Dezvoltarea continuă a tehnologiei, caracteristică acestui sfârșit de mileniu, face ca exigențele privind calitatea produselor metalurgice și a pieselor procesate din acestea să fie tot mai severe.

Dacă se are în vedere în același timp că peste 80% din producția de oțel, metale și aliaje neferoase a oricărei țări cu o industrie metalurgică competitivă din punct de vedere al dotărilor se procesează prin laminare, rezultă că ridicarea calității producției, aducerea tehnologiilor la un grad de competitivitate cât mai ridicat, se va putea face doar printr-o foarte bună stăpânire a teoriei și practicii proceselor de laminare.

Prin aceasta, se pune din nou problema creșterii producției de laminate în primul rând pe baza intensificării proceselor tehnologice, utilizarea mai rațională a utilajelor existente, iar la proiectarea și execuția unor utilaje noi să se considere realizările contemporane ale științei și tehnicii din domeniul industriei de laminare.

Concomitent cu creșterea producției de laminate, metalurgii trebuie să rezolve problema calității, având în vedere toate proprietățile și caracteristicile fizico- mecanice ale acestora. Pe această linie, la societățile metalurgice există o serie de rezolvări pozitive, dar acestea pot servi doar ca exemple de încercări cu privire la regimul economiei de metal, reducerea gabaritelor mașinilor și mecanismelor confecționate din diferite tipuri de profile laminate, etc.

Cerințele economiei de piață pentru produse laminate sunt foarte mari, astfel că în prezent este greu să afirmăm ce tipuri de profile se solicită cel mai mult: produse plate sau profile fasonate, laminate la cald sau la rece. Până nu de mult, s-a acordat atenție produselor plate necesare construcțiilor de mașini, precum și în alte domenii ale economiei. Se poate considera că, cotă parte de produse plate, comparativ cu cele fasonate a crescut considerabil.

Industria metalurgică românească s-a întregit cu asemenea agregate unice ca laminorul în tandem de tablă groasă de 3300 mm, laminorul continuu de benzi late la cald de 1700 mm, laminorul în tandem de benzi la rece de 1676 mm, precum și instalațiile liniare de tablă subțire pentru laminare în pachete. Împreună cu acestea, după instalațiile actuale de turnare continuă există în exploatarea curentă laminoarele moderne de semifabricate de la Hunedoara și în continuarea acestora, laminoarele de profile grele de 650 mm, continue de profile mijlocii de 450 mm, continue de profile ușoare de 330 mm și sârmă.

În prezent, trebuie să menționăm cerințele în măsură tot mai mare a economiei pentru diferite profile fasonate.

O analiză atentă a acestei situații scoate în evidență de exemplu, disproporția în privința satisfacerii cerințelor și producerea șinelor de cale ferată pentru linii, cu ecartament lat.

Este evident că în prezent societățile metalurgice românești trebuie să se orienteze pe laminarea de produse mult solicitate în economia de piață.

Se subînțelege că, dezvoltarea în continuare a industriei de laminare are la bază experiența acumulată până în prezent. La proiectarea noilor instalații de laminare se au în vedere viteza de lucru cu 15-20% mai mari decât a instalațiilor actuale.

De asemenea, se are în vedere lărgirea gamei sortimentale corespunzător cu construirea de noi laminoare pentru realizarea comenzilor, satisfacerea cerințelor pentru laminate de mic tonaj, dar cu sortiment variat, după exemplul laminoarelor continue actuale de tip 250 mm.

Una din principalele surse de creștere a productivității laminoarelor aflate deja în exploatare o constituie intensificarea reducerii materialului metalic pe trecere și repartizarea rațională a reducerii totale pe treceri. Dar, sporirea reducerii este frânată într-o serie de cazuri de necunoașterea datelor cu privire la posibilitățile utilajului mecanic de laminare de a suporta creșterea sarcinii. Clarificarea acestor posibilități, adică punerea în evidență a rezervelor de care dispune utilajul mecanic al laminorului, permite folosirea lor pentru conceperea unor regimuri de reducere mult mai rigide, bazate pe utilizarea la capacitate maximă a puterii de acționare și de rezistență a subansamblelor cajelor de lucru.

Rezolvarea acestor probleme impune ca inginerii și tehnicienii societăților de laminoare să cerceteze și să stăpânească parametrii de forță și energetici de care dispune utilajul de laminare, precum și rezervele de capacitate ale acestora.

Utilizarea aparatelor de serie pentru măsurarea parametrilor de forță, chiar și în cazul când acestea se fabrică, este dificilă datorită particularităților constructive mari a laminoarelor existente, precum și a deosebirilor sortimentale. De aceea, societățile comerciale metalurgice care au în componența lor secții de laminoare, trebuie să-și confecționeze cu forțe proprii pentru scopul urmărit, aparatura necesară pentru măsurarea parametrilor de forță.

PARTEA I

CAPITOLUL I

CONDIȚIILE DE CURGERE PLASTICĂ LA DEFORMAREA PLASTICĂ PRIN LAMINARE

Conducerea corectă a oricărui proces de laminare impune o determinare cât mai precisă a parametrilor de forță. Aceasta reprezintă o problemă complicată a cărei soluționare impune atât cunoașterea legităților care stau la baza desfășurării deformării plastice a materialelor metalice în general, cât și a unor caracteristici fizice sau mecanice ale materialelor respective.

Se știe că eforturile aplicate asupra unui material metalic în cursul deformării sale plastice sunt condiționate nu numai de proprietățile lui, ci și de starea de tensiune la care este supus.

La deformarea materialului metalic între cilindrii laminorului acesta este supus la tensiuni de compresiune ridicată, datorită acțiunii cilindrilor și la tensiuni tangențiale superficiale, ca urmare a frecării dintre cilindrii și metal. Forțele de frecare sunt, de asemenea, cauza reducerii materialului metalic care se produce între cilindrii.

Ca rezultat a unor cercetări experimentale, savantul francez Tresca a ajuns la concluzia că începutul deformării plastice este condiționat nu de valoarea absolută a tensiunilor normale σ , ci de diferența acestora, adică valoarea maximă a tensiunilor tangențiale.

Această concluzie a avut o importanță deosebită în dezvoltarea teoriei de deformare plastică și își păstrează valoarea până în zilele noastre. În continuare, rezultatele cercetărilor efectuate de Tresca au fost completate de St. Vernant, Levi și Mises [72], care au stabilit că tensiunile necesare în material ca să declanșeze deformarea plastică trebuie să ajungă la valoarea:

$$\tau_{max} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} = \frac{\sigma_{\infty}}{2} \quad (1.1)$$

în care, σ_{∞} - reprezintă limita de curgere, care de obicei se adoptă egală cu tensiunea de întindere a unei probe din materialul respectiv în condiții statice, potrivit momentului de începere a deformării plastice.

Dacă prin aceasta se consideră influența temperaturii, (n_T), a vitezei de deformare (n_u) și a ecruisării (n_e) asupra rezistenței la deformare, atunci raportul (1.1) poate fi prezentat sub forma:

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \sigma_c \quad (1.2)$$

în care, σ_c - reprezintă rezistența reală de schimbare a formei în cazul deformării liniare, adică prin simpla comprimare sau întindere cu considerarea influenței temperaturii, vitezei de deformare și ecruisării.

În literatura tehnică germană, diferența $\sigma_1 - \sigma_3$ de obicei se notează cu k . Atunci, în funcție de σ_{co} , valoarea σ_c se determină aproximativ cu relația:

$$\sigma_c = n_T \cdot n_u \cdot n_e \cdot \sigma_{co} = k \quad (1.3)$$

Prin starea de tensionare volumetrică, când sunt prezente toate cele trei tensiuni principale σ_1, σ_2 și σ_3 , condiția (1.2) se exprimă prin următoarele inegalități:

$$\begin{aligned} |\sigma_1 - \sigma_2| &\leq \sigma_c \\ |\sigma_1 - \sigma_3| &\leq \sigma_c \\ |\sigma_2 - \sigma_3| &\leq \sigma_c \end{aligned} \quad (1.4)$$

Condiția necesară și suficientă pentru declanșarea deformării plastice o reprezintă atingerea uneia din cele trei diferențe între tensiunile normale principale, adică valorile „ $-\sigma_c$ ” sau „ $+\sigma_c$ ”.

Această condiție mai poate fi prezentată sub forma:

$$|\tau_{12}| \leq \frac{\sigma_c}{2}; \quad |\tau_{13}| \leq \frac{\sigma_c}{2}; \quad |\tau_{23}| \leq \frac{\sigma_c}{2} \quad (1.5)$$

În sistemul de coordonate rectangulare aceste inegalități se pot prezenta sub forma spațiului limitat de șase plane, trasate conform ecuațiilor:

$$\tau_{12} = \pm \frac{\sigma_c}{2}; \quad \tau_{13} = \pm \frac{\sigma_c}{2}; \quad \tau_{23} = \pm \frac{\sigma_c}{2}$$

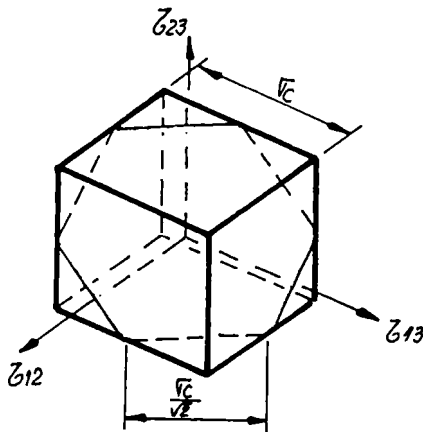


Fig.1.1. Cub format din planurile:

$$\begin{aligned} \tau_{12} &= \pm \frac{\sigma_c}{2}; \\ \tau_{13} &= \pm \frac{\sigma_c}{2}; \quad \tau_{23} = \pm \frac{\sigma_c}{2}; \\ \text{și intersectat cu planul} \\ \tau_{12} + \tau_{13} + \tau_{23} &= 0 \end{aligned}$$

Suprafața obținută în acest mod a cubului elementar cu centrul situat la începutul axelor de coordonate și cu laturile egale cu σ_c , reprezintă suprafațe limită care atestă începutul deformării plastice a materialului metalic care include cubul respectiv.

Deoarece, $\tau_{12} + \tau_{13} + \tau_{23} = 0$ (1.6)

în locul suprafeței limită se obține un contur limită închis, ca rezultat a intersecției cubului cu un plan, conform ecuației (1.6). Acest contur reprezintă în sine un hexagon cu latura egală cu $\frac{\sigma_c}{\sqrt{2}}$ (fig. 1.1).

Mises, [72] a observat că în punctele de intersecție a laturilor hexagonului, două din tensiunile tangențiale principale ating valoarea cea mai mare egală cu $\frac{\sigma_c}{\sqrt{2}}$, iar a treia tensiune tangențială este egală cu zero.

Astfel, această ipoteză de deformare plastică nu ia în considerare influența celei de-a treia tensiuni principale tangențiale. De aceea, a propus înlocuirea hexagonului cu o figură mult mai simplă: cerc circumscris. În locul cubului din figura 1.1, atunci trebuie să fie o sferă, descrisă de următoarea ecuație:

$$\tau_{12}^2 + \tau_{13}^2 + \tau_{23}^2 = \frac{\sigma_c^2}{2} \quad (1.7)$$

Această ecuație stabilește dependența dintre tensiuni la deformarea plastică, în conformitate cu teoria actuală.

Deducerea ecuației (1.7) poate fi de asemenea făcută și dacă reanalizăm inegalitățile (1.4) în sistemul de axe rectangulare σ_1, σ_2 și σ_3 .

Condiția de deformare plastică în concordanță cu inegalitățile (1.4) poate fi prezentată sub forma suprafeței limită a materialului metalic, limitată de șase plane:

$$\sigma_1 - \sigma_2 = \pm\sigma_c; \quad \sigma_1 - \sigma_3 = \pm\sigma_c; \quad \sigma_2 - \sigma_3 = \pm\sigma_c \quad (1.8)$$

Corpul format din aceste plane, reprezintă în sine o prismă hexagonală de înălțime infinită.

Axa prisme trece prin centrul axelor de coordonate și formează cu acestea unghiuri egale (fig. 1.2). Distanța dintre planurile opuse ale prisme, va fi: $a = \sqrt{\sigma_c^2 + \sigma_c^2} = \sigma_c \sqrt{2}$, iar latura prisme este egală cu $\sigma_c \sqrt{\frac{2}{3}}$.

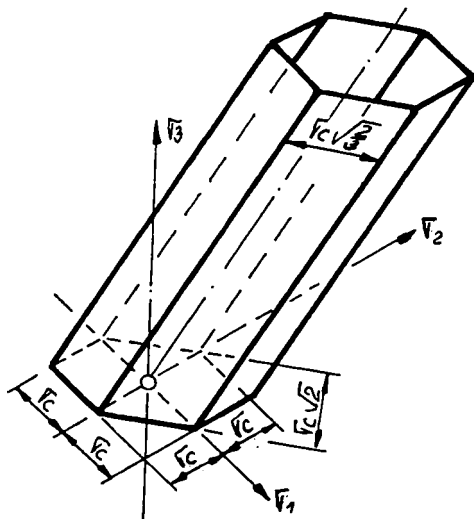


Fig.1.2.Prisma hexagonală formată din șase plane trasate cu ecuațiile(1.8)

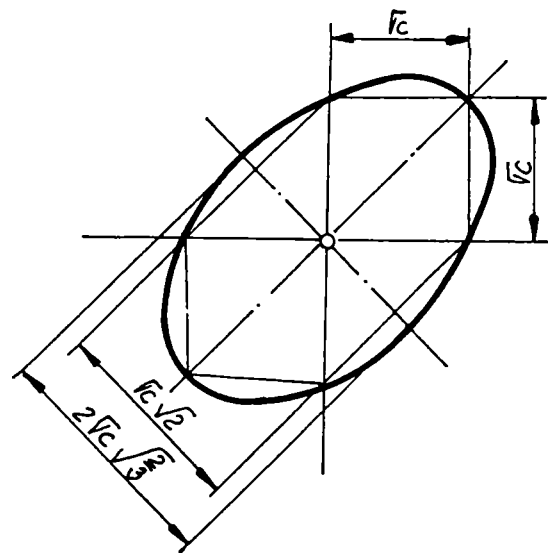


Fig.1.3.Hexagon și elipsa trasată în jur, formate din intersectarea prisme hexagonale și a cilindrului cu planul $\sigma_3 = 0$

Pentru a înlătura discontinuitatea care apare la trecerea de la punctul examinat pe o față a prisme la altă față, la propunerea lui Huber [48], prisma a fost înlocuită cu un cilindru circumscris, a cărui rază este egală cu $\sigma_c \sqrt{\frac{2}{3}}$. Atunci, la intersectarea cilindrului respectiv cu planul care trece prin

axele σ_1 și σ_2 , când $\sigma_3 = 0$, se formează o elipsă cu centrul situat în centrul axelor de coordonate. Ecuația elipsei formate, este de tipul:

$$A\sigma_1^2 + B\sigma_2^2 + C\sigma_1\sigma_2 = 1 \quad (1.9)$$

Deoarece elipsa formată trebuie să ocupe urma lăsată de prismă pe planul $\sigma_3 = 0$ (fig. 1.3), înseamnă că, coeficienții care intră în ecuația (1.7) pot fi determinați din condițiile:

$$1) \quad \sigma_1 = 0 \text{ și } \sigma_2 = \sigma_c, \text{ atunci } B = \frac{1}{\sigma_c^2};$$

$$2) \quad \sigma_2 = 0 \text{ și } \sigma_1 = \sigma_c, \text{ atunci } A = \frac{1}{\sigma_c^2};$$

$$3) \quad \sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_c, \text{ atunci } C = -\frac{1}{\sigma_c^2}.$$

În acest caz, ecuația (1.9) devine:

$$\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \sigma_1\sigma_2 = \sigma_c^2 \quad (1.10)$$

Deoarece cilindrul este situat simetric în raport cu cele trei coordonate, este evident că dacă $\sigma_3 \neq 0$ din expresia (1.10) rezultă că ecuația cilindrului va fi:

$$\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2 - \sigma_1\sigma_2 - \sigma_1\sigma_3 - \sigma_2\sigma_3 = \sigma_c^2$$

Înmulțind ambele părți cu 2, obținem:

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 = 2\sigma_c^2 \quad (1.11)$$

Această ecuație, asemănătoare cu ecuația (1.7) poate fi obținută din aceasta prin înlocuirea tensiunilor principale tangențiale cu tensiunile normale principale.

În prezent, ecuațiile (1.7) sau (1.11) reprezintă ecuațiile principale a plasticității, evidențiind raportul dintre tensiunile tangențiale principale sau tensiunile normale principale la deformarea plastică a materialelor metalice pentru orice stare de tensiune.

Trebuie să menționăm că starea de tensiune pe care o dezvoltăm în materialul metalic, determină curgerea plastică pe direcția de prelucrare dorită.

În acest mod, rezistența la deformare a materialului metalic prin laminare, reprezintă o funcție complexă formată din multe variabile, cum sunt: compoziția chimică a materialului respectiv, temperatura, viteza și gradul de deformare, frecarea de contact, forma calibrului și gradul de înțepenire a materialului metalic în acesta, tensiunile axiale din laminat, influența „capetelor rigide” etc.

Pentru a înlesni concluziile care urmează, stabilim care din factorii menționați reprezintă factori independenți, motiv pentru care recurgem din nou la ecuația de bază a plasticității (1.11). Pentru a rezolva această ecuație în raport cu tensiunea normală principală σ_1 , care la laminare reprezintă rezistența la deformare căutată (ρ), analizăm raportul dintre tensiunile principale care favorizează deplasarea materialului metalic:

- pentru starea de tensionare volumetrică:

$$\nu_0 = \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} \quad (1.12)$$

- pentru starea de tensionare plană:

$$\nu = \frac{\sigma_3}{\sigma_1} \quad (1.13)$$

Exprimând în ecuația (1.12) tensiunea normală principală σ_2 prin tensiunile extreme σ_1 și σ_3 și introducând apoi în ecuația de bază a plasticității (1.11), o aducem pe aceasta din urmă la următoarea formă:

$$\frac{\sigma_1}{\sigma_c} = \frac{l}{\sqrt{l - \nu_0(l - \nu_0)}} \cdot \frac{l}{l - \nu} = n \quad (1.14)$$

Din expresia (1.14):
$$p = |\sigma_1| = n \cdot \sigma_c \quad (1.15)$$

în care: n - reprezintă criteriul adimensional a stării de tensiune, care, după cum se observă din ecuația (1.14) este de asemenea o valoare aditivă:

$$n = \frac{l}{\sqrt{l - \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} \cdot \left(l - \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} \right)}} \cdot \frac{l}{l - \frac{\sigma_3}{\sigma_1}} = n_0 \cdot n_1 \quad (1.16)$$

Observăm că primul factor al ecuației (1.16) reprezintă o funcție continuă a raportului între tensiunile principale de alunecare (1.12) și la orice valori ale acestora se modifică în limite restrânse: $n = 1 \dots 1,155$.

Al doilea factor consideră numai influența raportului dintre tensiunea principală minimă și

maximă:
$$n_1 = \frac{l}{l - \frac{\sigma_3}{\sigma_1}} \quad (1.17)$$

deoarece $\sigma_1 = p$, obținem $p = n_0 \sigma_c + \sigma_3 = k + \sigma_3$,

sau:
$$n_1 = \frac{p}{k} = 1 + n_3 \quad (1.18)$$

în care: n_1 - reprezintă criteriul stării de tensiune în direcția tensiunii principale maxime, $n_1 = \frac{p}{k}$;

n_3 - același criteriu în direcția tensiunii principale minime, $n_3 = \frac{\sigma_3}{k}$;

k - rezistența la deformare liniară corectată cu influența tensiunii principale medii,
 $k = n \cdot \sigma_c \approx 1,155 \cdot \sigma_c$

Expresiile (1.14), (1.15) și (1.18) obținute din ecuația plasticității, arată că rezistența la deformare liniară și criteriile stării de tensiune reprezintă variabile independente. Astfel, rezistența la deformare liniară a unui material metalic oarecare este determinată numai de condițiile de deformare: temperatura de încălzire, gradul și viteza de deformare și nu depinde de metoda de deformare, adică la un regim dat de reducere, temperatură și viteză de deformare este indiferent dacă materialul metalic respectiv se laminează, se forjează sau se matrițează. De fapt, o oarecare dependență există, întrucât este cunoscută dependența orientării planelor de alunecare funcție de starea de tensiune.

Criteriile stării de tensiune depind numai de metoda de deformare, de caracterul acțiunii tensiunilor și mai ales de condițiile frecării pe suprafețele de contact, adică pentru o metodă de deformare dată, dimensiuni și forme a zonei de deformare, criteriile stării de tensiune nu depind de faptul că se deformează oțel, cupru sau plumb.

Trebuie de asemenea, să precizăm că o oarecare dependență a criteriilor stării de tensiune față de natura materialului respectiv și condițiile lui de deformare există, deoarece se cunoaște dependența coeficientului de frecare exterioară funcție de acești factori, numai că această dependență este indirectă și în calcule se consideră ușor.

Această interpretare de dependență funcțională a rezistenței la deformare, se bazează pe analiza conținutului fizic a ecuației plasticității, permite divizarea dependenței complicate a rezistenței la deformare față de diferiți factori în părți elementare, ceea ce simplifică considerabil studierea problemei și permite o cercetare mai aprofundată cu scopul de a obține anumite generalizări. În particular, se stabilește posibilitatea extinderii rezultatelor cercetării unui proces oarecare la altele și invers, să se generalizeze datele obținute prin diferite metode de deformare.

Întrucât rezistența la deformare liniară și criteriile stării de tensiune influențează presiunea unitară la deformarea plastică independent una de cealaltă, acestea pot fi studiate separat. De aceea, tendința ca într-o singură ecuație să se considere toți factorii care influențează atât starea de tensiune a materialului respectiv, cât și rezistența lui la deformare liniară (în particular, ecruisarea în procesul de laminare), complică fără nici o justificare problema.

În scopul simplificării și a preciziei calculelor, trebuie studiate separat și tot separat să se determine fiecare din componentele ecuației (1.15).

Din ecuația (1.16) se observă de asemenea că criteriul pentru starea de tensiune reprezintă o valoare aditivă compusă din doi termeni, din care primul consideră influența tensiunilor principale minimă și medie, iar al doilea numai a tensiunii principale minime.

Mărimile care definesc aceste expresii intră în calcul, sau mai corect în definirea stării de tensiune care condiționează începutul deformării plastice prin laminare. Orice expresie matematică formulată în vederea determinării parametrilor de forță la laminare, trebuie să justifice aceste mărimi în

funcție de factorii care definesc variațiile dimensionale suferite de material în urma procesului de laminare.

Cunoașterea dependenței dintre parametrii de forță pe de o parte și caracteristicile tehnologice ale materialelor metalice pe de altă parte în intervalul de temperaturi luat în considerare, implică necesitatea introducerii unor ipoteze suplimentare de lucru care să ușureze aplicarea formulelor de bază din teoria elasticității și plasticității.

Aceste ipoteze trebuie să precizeze aspecte legate de alunecarea materialului metalic în cursul deformării plastice și anume:

- modul în care variază forța de frecare pe suprafața de contact dintre cilindrii și laminat;
- cinematica particulelor de metal aflate în deplasare sub acțiunea forțelor ce acționează în cadrul unor stări de tensiune luate în considerare;
- rigiditatea (sau elasticitatea) cilindrilor de lucru.

Odată cu ipotezele respective au fost alese și delimitate din punctul de vedere al aplicabilității lor, rezultatele calculului teoretic trebuind să fie comparate cu cele ale prelucrărilor de date experimentale, deoarece evidențiază diferențe mari care trebuie explicate și raportate la anumite particularități ale modului de laminare examinat.

Totalitatea problemelor legate de determinarea principalilor parametri tehnologici, energetici și de forță la laminare, alcătuiesc o disciplină tehnologică separată, cunoscută sub denumirea de teoria laminării. Lucrările publicate în special în S.U.A., restrâng sfera acestei noțiuni, limitând-o exclusiv la problematica determinărilor teoretice și practice (inclusiv experimentale) ale parametrilor de forță la laminare.

Independent de aceste considerente, determinarea corectă și analiza sistematică a parametrilor de forță în procesul de laminare a materialelor metalice se impune mai ales pentru definirea algoritmului de calcul care să ducă la stabilirea valorilor optime pentru schemele de reduceri.

Teoria laminării, apărută mai întâi în deceniul al III-lea ca o preocupare minoră în câmpul vast de preocupări a mecanicii aplicate pentru corpurile solide, a avut o evoluție lentă la început și mai rapidă în ultimii 20-30 ani. Ea poate fi divizată în două mari direcții, în funcție de perioada la care se referă respectivele cercetări și anume:

- teoria clasică a laminării;
- teoria modernă a laminării.

CAPITOLUL II

ANALIZA TEORIEI CLASICE A LAMINĂRII

Teoria clasică a laminării deduce principalele situații de laminare ca rezultat al echilibrului forțelor care acționează numai pe suprafețele de contact dintre materialul metalic și cilindrii.

La baza analizei matematice a fenomenelor caracteristice, această teorie admite trei ipoteze simplificatoare:

- ipoteza secțiunilor plane verticale înainte de laminare, care rămân plane și în timpul laminării. Această ipoteză echivalează cu afirmația că viteza materialului metalic pe verticală este factor constant, sau că cilindrul alunecă în permanență pe metal;

- ipoteza constanței coeficientului de frecare de-a lungul arcului de contact dintre materialul metalic și cilindrii;

- ipoteza constanței presiunii radiale dezvoltate de materialul metalic pe cilindrii de-a lungul arcului de contact.

Prima și a doua ipoteză își păstrează valabilitatea și pentru teoria modernă a laminării, dar cea de-a treia le deosebește fundamental.

Ultima ipoteză, împreună cu ipoteza secțiunilor plane, permit teoriei clasice să trateze procesul de laminare ca fiind o compresiune uniformă a materialului metalic între cilindrii. Tensiunile orizontale care apar în materialul metalic datorită acțiunilor forțelor de frecare și care determină o distribuție neuniformă a presiunii pe lungimea arcului de contact, nu se iau în considerare. Acestea limitează posibilitatea utilizării concluziilor teoriei clasice pentru procesul real de laminare, deoarece concluziile teoriei moderne și cercetările experimentale arată că presiunea se repartizează neuniform pe suprafața de contact și înregistrează valoarea maximă în secțiunea neutră.

Dar, analiza concluziilor care rezultă din teoria clasică sunt necesare pentru a înțelege mai corect teoria actuală. Analiza forțelor care se dezvoltă între cilindrii și materialul metalic arată că acțiunea lor asupra unui element din arcul de contact este determinată pe de o parte de presiunea radială exercitată de cilindrii pe material p_r , și pe de altă parte apariția frecării exterioare dintre suprafața cilindrilor și materialul metalic care dezvoltă forțe tangențiale de frecare ce favorizează procesul de laminare (fig. 2.1).

Pentru a determina forțele care acționează pe suprafața de contact, separăm un element din arcul de contact: $Rd\varphi$, format de unghiul φ cu planul care trece prin centrele celor doi cilindrii (fig.2.1.a).

Pe unitatea de lățime a elementului respectiv, vor acționa următoarele forțe:

$P = p_r \cdot R \cdot d\varphi$ - presiunea radială exercitată de cilindrii pe laminat;

$T = \mu \cdot p_r \cdot R \cdot d\varphi$ - forța tangențială de frecare, orientată funcție de poziția elementului: până sau după secțiunea neutră.

Această analiză este efectuată pe baza ipotezelor menționate anterior, adică:

- presiunea radială se adoptă ca fiind repartizată uniform pe lungimea arcului de contact. Această presupunere este aproximativ corectă pentru cazurile laminării la cald a tablelor groase cu reduceri mici. Pentru laminarea la cald a benzilor subțiri și pentru laminarea la rece, aceasta nu corespunde cu realitatea.

- coeficientul de frecare μ se adoptă constant pe întreaga lungime a arcului de contact. Această presupunere este de asemenea arbitrară, deoarece datorită modificării continue a vitezei de alunecare și apariției în procesul de laminare pe materialul metalic a unor noi suprafețe de contact, coeficientul de frecare μ se schimbă de la un punct la altul pe arcul de contact.

- lățimea se neglijează, deoarece se presupune că lățimea materialului metalic care se laminează depășește cu mult grosimea acestuia.

- se consideră că ambii cilindrii sunt acționați și au diametre egale, iar viteza de laminare este constantă.

Deoarece în procesul analizat, asupra laminatului nu acționează alte forțe decât cele cauzate de cilindrii, este evident că în sistemul format din cilindrii și materialul metalic, toate forțele se află în echilibru, adică atât forțele verticale cât și cele orizontale se echilibrează reciproc. De aici, se pot trage două concluzii importante:

- deoarece suma tuturor forțelor orizontale este egală cu zero, înseamnă că rezultanta presiunii exercitate de materialul metalic pe cilindrii, va fi orientată vertical.

- poziția punctului sau secțiunii neutre pe suprafața de contact se determină din condiția ca suma forțelor orizontale din stânga și din dreapta acesteia să fie egale.

Componenta forțelor orizontale X (fig.2.1) are tendința de a atrage materialul între cilindrii, iar valoarea forței orizontale din punctul A determină posibilitatea de prindere fără forță de împingere inițială.

Conform figurii 2.1.b, în punctul de intrare A , componenta orizontală a forței P este egală cu $P \cdot \sin\alpha$, iar a forței de frecare va fi $T \cdot \cos\alpha$. Deci, forța X_A care antrenează materialul metalic între cilindrii, este:

$$X_A = T \cdot \cos\alpha - P \cdot \sin\alpha$$

Prinderea laminatului de către cilindrii devine imposibilă când $X_A = 0$, adică $T \cdot \cos \alpha = P \cdot \sin \alpha$, sau $\frac{T}{P} = \operatorname{tg} \mu$ sau $\operatorname{tg} \beta \leq \operatorname{tg} \alpha$, în care β reprezintă unghiul de frecare.

Prinderea materialului metalic de către cilindrii este posibilă numai dacă unghiul de prindere este mai mic decât unghiul de frecare.

Cu alte cuvinte, unghiul de frecare reprezintă valoarea limită a unghiului de prindere la laminarea fără efort inițial de împingere.

Faptul că între punctul de intrare a laminatului între cilindrii și secțiunea neutră forțele de frecare antrenează materialul între cilindrii, iar între secțiunea neutră și planul de ieșire se împotrivesc, duc uneori la fenomenul denumit „înțepenire”. În acest caz laminatul intră între cilindrii până la secțiunea neutră, unde întâlnesc acțiunea contrară a forțelor de frecare, după care laminatul se oprește și cilindrii se rotesc în gol pe suprafața acestuia. Astfel, valoarea coeficientului de frecare exterioară limitează reducerea sau alungirea care se poate obține în trecerea respectivă.

Uneori în practică, cu scopul de a mări coeficientul de frecare la laminoarele degrositoare, pe suprafața de lucru a cilindrilor se execută striuri.

Laminarea devine dificilă când coeficientul de frecare exterioară este foarte mic sau foarte mare.

Primul caz poate avea loc la laminarea la rece cu ungere în exces pe cilindrii șlefuiți și este dificilă prinderea benzii de către cilindrii. Invers, laminarea la rece pe cilindrii rugoși și fără ungere cu coeficient de frecare exterioară μ ridicat, este însoțită de rupturi frecvente ale benzii și fisurarea marginilor.

Prin laminarea la cald, când coeficientul de frecare este în general ridicat, la primele treceri apar pe suprafața materialului metalic fisuri fine care se oxidează și în continuare nu se sudează. Această situație, precum și apariția pe suprafața laminatelor a defectelor interioare ale lingourilor, are ca efect faptul că după laminarea la cald semifabricatele din aliaje de cupru și nichel trebuie supuse curățirii prin frezare pe două dintre fețele acestora.

2.1. PLANUL ȘI UNGHIUL NEUTRU

Teoria clasică a laminării acceptă că pe lungimea arcului de contact există un plan unde $v_{met} = v_{cil}$ (fig.2.2) și deci în fiecare din cele două porțiuni ale zonei de deformare există câte o rezultantă de semn opus a parametrilor de forță.

Condiția care determină poziția planului neutru, poate fi exprimată analitic astfel:

$$\sum_y^a X = \sum_0^y X_1 \quad (2.1)$$

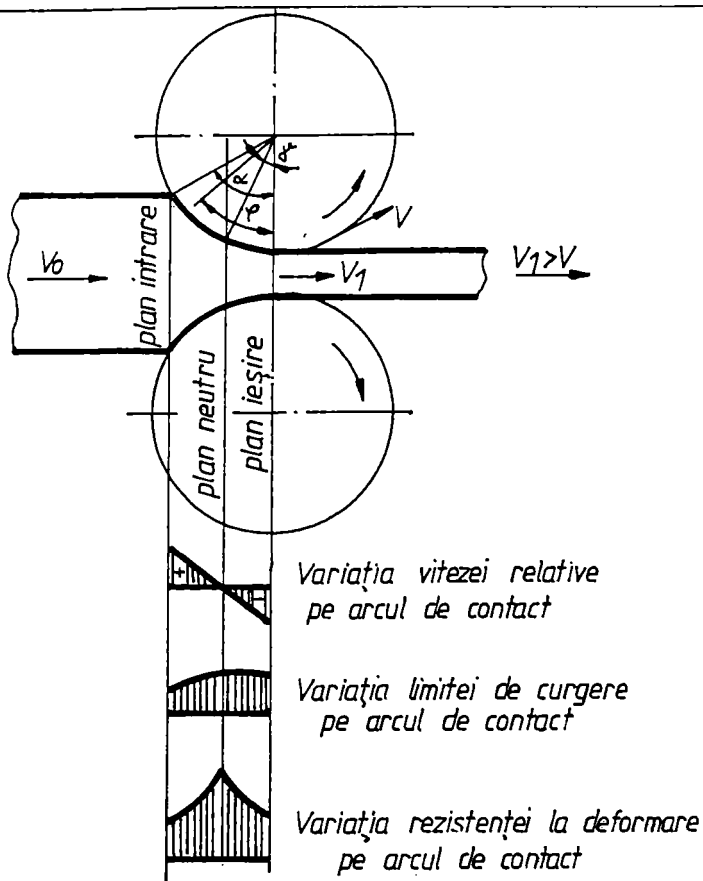


Fig.2.2. Planul și unghiul neutru în structura zonei de deformare

$$\text{Deoarece: } K = \sqrt{P^2 + T^2} = \sqrt{1 + \mu^2} p_r R d\varphi$$

în care: p_r - reprezintă presiunea radială;

β - este unghiul de frecare (adică $\mu = \text{tg}\beta$).

Trecând toate valorile constante de semnul integral și efectuând simplificările, se obține:

$$\int_{\gamma}^{\alpha} \sin(\beta - \varphi) d\varphi = \int_0^{\gamma} \sin(\beta + \varphi) d\varphi$$

iar după integrare,

$$\sin\gamma = \frac{\cos(\beta - \alpha) - \cos\beta}{2\sin\beta} \quad (2.3)$$

Prin alte două metode (analitică și grafică), Pavlov [83] a obținut ecuația de legătură între cele trei unghiuri de bază: α , β , și γ .

$$\sin\gamma = \frac{\sin \frac{\alpha}{2} \sin\left(\beta - \frac{\alpha}{2}\right)}{\sin\beta} = \frac{\sin\alpha}{2} - \frac{\sin^2 \frac{\alpha}{2}}{\mu} \quad (2.4)$$

Pentru unghiuri de prindere mici, sinusurile pot fi înlocuite cu arcurile astfel:

$$\gamma = \frac{\alpha}{2} - \frac{1}{\mu} \left(\frac{\alpha}{2}\right)^2 \quad (2.5)$$

în care, γ și α reprezintă unghiuri exprimate în radiani.

în care:

X - reprezintă componenta orizontală a tuturor forțelor care acționează de la planul de intrare a materialului metalic între cilindrii și până la secțiunea neutră;

X_1 - reprezintă aceleași forțe, cuprinse între secțiunea neutră și planul de ieșire dintre cilindrii.

Dacă φ reprezintă unghiul din're raza unui punct oarecare de pe arcul de contact și planul de ieșire a materialului metalic dintre cilindrii, atunci, conform figurii 2.1 această egalitate poate fi exprimată sub forma:

$$\sum_{\gamma}^{\alpha} K \sin(\beta - \varphi) = \sum_0^{\gamma} K \sin(\beta + \varphi) \quad (2.2)$$

în care:

K - reprezintă rezultanta forțelor P și T .

Această ultimă relație a fost obținută în forma prezentată și de către Ekelund [35]. Deoarece $\alpha \approx \frac{\text{coarda arcului de contact}}{\text{raza cilindrilor}} = \frac{\sqrt{R(h_0 - h_1)}}{R} = \sqrt{\frac{h_0 - h_1}{R}}$, atunci ecuația (2.5) poate fi exprimată aproximativ sub forma:

$$\gamma = \sqrt{\frac{h_0 - h_1}{2D}} - \frac{1}{\mu} \cdot \frac{h_0 - h_1}{2D}$$

în care: D - reprezintă diametrul cilindrilor;

γ - unghi exprimat în radiani.

Alte metode din teoria clasică [26], [66], [101] determină unghiul neutru γ cu relația:

$$\sin \gamma = \frac{\mu \sin \alpha + \cos \alpha - 1}{2\mu} \quad (2.6)$$

Această relație poate fi utilă pentru cercetarea condițiilor când $\gamma = 0$ și $\gamma = \max$. Din ecuația (2.6) rezultă că $\gamma = 0$ dacă $\alpha = 0$, sau dacă $\mu \sin \alpha = 1 - \cos \alpha$, de unde rezultă

$$\mu = \operatorname{tg} \beta = \frac{1 - \cos \alpha}{\sin \alpha} = \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}$$

Prin urmare, unghiul neutru devine zero când $\alpha = 0$ sau dacă $\alpha = 2\beta$. Între valorile $\alpha = 0$ și $\alpha = 2\beta$ trebuie să se găsească valoarea maximă pentru unghiul neutru. Se poate demonstra că $\frac{d\sin \gamma}{d\alpha} = 0$ când $\alpha = \beta$, adică unghiul neutru devine maxim când unghiul de prindere este egal cu unghiul de frecare. Introducând în ecuația (2.6) valoarea $\alpha = \beta$ se obține valoarea maximă pentru unghiul neutru:

$$\sin \gamma_{\max} = \frac{1}{2} \operatorname{tg} \frac{\beta}{2} \quad (2.7)$$

sau, aproximativ:

$$\gamma_{\max} = \frac{\beta}{4} \quad (2.8)$$

Deoarece unghiul neutru devine maxim dacă $\alpha = \beta$, iar la unghiuri de prindere α mai mari decât unghiul de frecare β , laminatul fără forță de împingere nu este prins de cilindrii, înseamnă că valoarea maximă pentru unghiul neutru γ are loc numai atunci când laminatul intră între cilindrii fără împingere.

În cazul când laminatul este împins între cilindrii și procesul se stabilizează, laminarea este posibilă cu unghiuri de prindere mai mari decât cele de frecare.

Din ecuația (2.5) se observă că dacă unghiul neutru $\gamma = 0$, atunci unghiul maxim de prindere poate ajunge la valoarea $\alpha = 2\beta$, sau:

$$\frac{\alpha}{\beta} = \frac{\alpha_{\max. \text{ processtab.}}}{\alpha_{\max. \text{ prindere}}} \cdot \frac{\sqrt{\frac{\Delta h_{\text{stab.}}}{R}}}{\sqrt{\frac{\Delta h_{\text{prindere}}}{R}}} = 2 \quad (2.9)$$

Laminarea cu unghiuri și mai mari de prindere este irealizabilă deoarece cilindrii vor patina pe materialul metalic.

Din ecuația (2.9) rezultă că $\frac{\Delta h_{stab.}}{\Delta h_{prind}} = 4$, adică reducerea maximă posibilă în procesul stabilizat

de laminare este de patru ori mai mare decât reducerea în momentul prinderii materialului de către cilindrii.

Cercetări experimentale efectuate și în condiții industriale [63], [64], nu au confirmat justetea acestor deducții analitice. Cauza acestor necorelări constă în faptul că în momentul inițial de prindere apare fenomenul de aderență a materialului metalic cu cilindrii și condițiile de echilibru deduse din ipoteza secțiunilor plane, nu se respectă.

În condițiile de aderență, reducerea maximă pe trecere depinde pe lângă coeficientul de frecare exterioară, și de dimensiunile laminatului.

2.2 FENOMENUL DE AVANS

O manifestare directă a influenței frecării asupra procesului de laminare o constituie fenomenul de avans.

După planul neutru viteza de curgere plastică a materialului metalic devine mai mare decât viteza periferică a cilindrilor v , deci materialul metalic iese dintre cilindrii cu o viteză v_1 mai mare decât v . Acest fenomen poartă denumirea de avans și se determină ca raportul:

$$S_a = \frac{v_1 - v}{v} \cdot 100\%$$

Avansul, ca și valoarea unghiului maxim de prindere, reprezintă manifestarea cea mai evidentă și ușor de măsurat a frecării exterioare.

Pentru a determina mărimea avansului, la baza cercetărilor se acceptă ipoteza secțiunilor plane care rămân plane și după trecerea laminatului printre cilindrii, iar repartizarea presiunii pe arcul de contact este uniformă. De asemenea, se acceptă:

- valoarea coeficientului de frecare este constantă și nu se modifică de la un punct la altul pe lungimea arcului de contact;

- lățirea se neglijează;

- cilindrii prezintă duritate ridicată și nu se deformează.

După cum se observă din figura 2.3:

v_1 - reprezintă viteza laminatului la intrarea între cilindrii;

v_2 - aceeași viteză, la ieșirea dintre cilindrii;

v_y - viteza orizontală a laminatului în planul neutru.

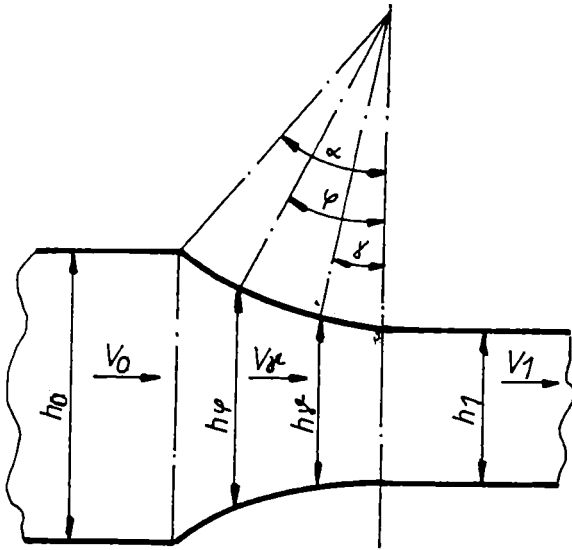


Fig.2.3. Determinarea avansului la laminare

Punctul de pe suprafața laminatului aflat în secțiunea neutră, va înregistra o viteză tangențială v , egală cu viteza periferică a cilindrilor, iar viteza orizontală $v_\gamma = v \cos \gamma$.

Deoarece ipoteza secțiunilor plane acceptă că viteza laminatului pe înălțimea secțiunilor respective se păstrează aceeași în orice secțiune transversală, atunci din condiția volumului constant, rezultă:

$$v_0 h_0 = v_\varphi h_\varphi = v \cos \gamma \cdot h_\gamma = v_1 h_1 = ct. \quad (2.10)$$

Conform figurii 2.1: $h_\gamma = h_1 + 2R(1 - \cos \gamma)$,

$$\text{de unde: } v_1 = \frac{v}{h_1} \cos \gamma [h_1 + D(1 - \cos \gamma)] \quad (2.11)$$

Avansul va fi:

$$S_a = \frac{v_1 - v}{v} = \frac{v_1}{v} - 1 = \frac{h_1 + D(1 - \cos \gamma)}{h_1} \cos \gamma - 1 \quad (2.12)$$

Ecuatia (2.12) poate fi transformată astfel:

$$\begin{aligned} S_a &= \cos \gamma + \frac{D}{h_1} (1 - \cos \gamma) \cos \gamma - 1 = \frac{D}{h_1} (1 - \cos \gamma) \cos \gamma - (1 - \cos \gamma) = \\ &= (1 - \cos \gamma) \left(\frac{D}{h_1} \cos \gamma - 1 \right) \end{aligned} \quad (2.13)$$

Pentru unghiuri de prindere mici, se poate adopta:

$$1 - \cos \alpha = 2 \sin^2 \frac{\gamma}{2} \approx \frac{\gamma^2}{2}; \quad \cos \gamma = 1 - \frac{\gamma^2}{2}$$

Atunci, introducând aceste valori în ecuația (2.13) și efectuând unele transformări în legătură cu unghiul γ , rezultă ecuația aproximativă pentru avans:

$$S_a = \frac{\gamma^2}{2} \left(\frac{D}{h_1} - 1 \right) \quad (2.14)$$

în care γ , reprezintă unghiul neutru exprimat în radiani.

Deoarece, unghiul neutru γ ajunge la valoarea maximă dacă unghiul de prindere α este egal cu unghiul de frecare β , atunci din ecuația (2.14) rezultă că avansul la această valoare a unghiului γ va fi de asemenea maxim. Deci, $\gamma_{max} = \frac{\beta}{4}$, de unde valoarea maximă a avansului va fi:

$$S_{amax} = \frac{\beta^2}{32} \left(\frac{D}{h_1} - 1 \right) \quad (2.15)$$

În figura 2.4 este prezentată dependența teoretică a avansului, funcție de coeficientul de frecare μ , în baza ecuației (2.14), pentru raportul $h_1/D = 0,1$, dacă $\mu = 0,2$ și $0,3$.

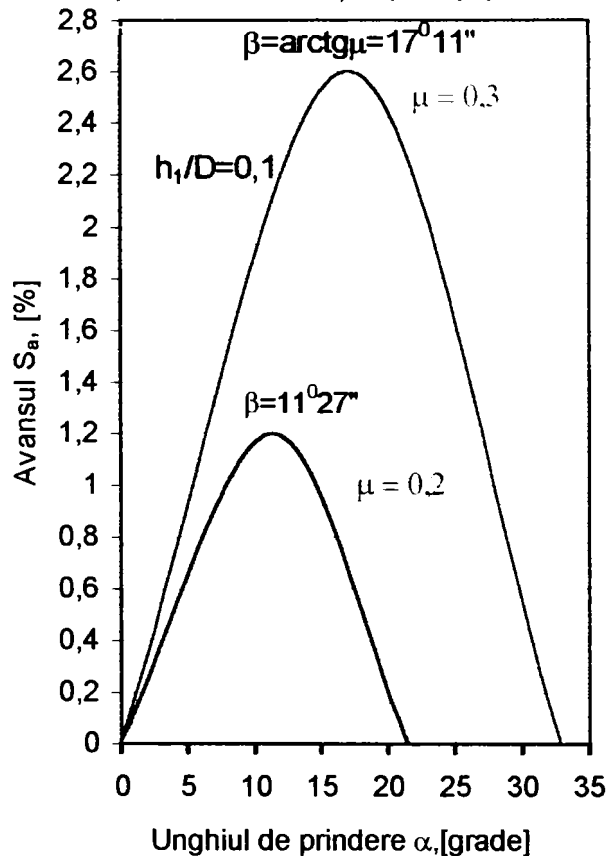


Fig.2.4. Dependenta avansului de unghiul de prindere

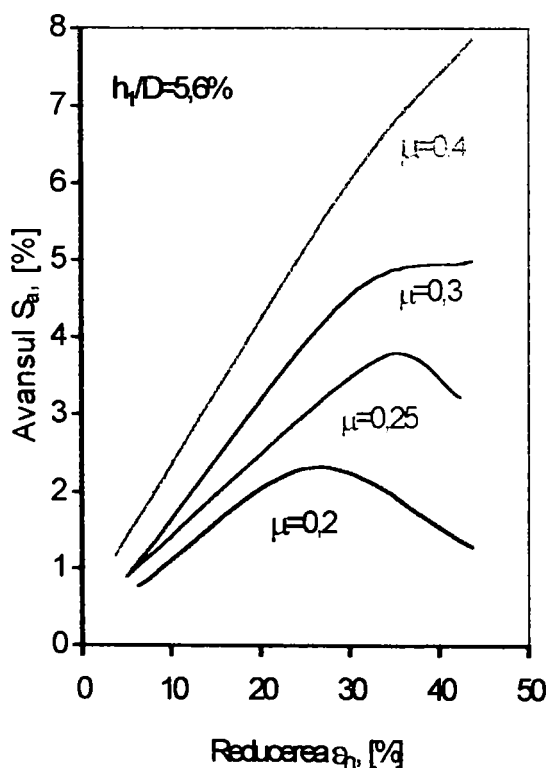


Fig.2.5. Dependenta avansului functie de reducere

Din figura 2.4. se observă că unghiurile de frecare constituie $11^{\circ}27'$ și $17^{\circ}11'$ și prin urmare avansul înregistrează valoarea maximă în acele cazuri când unghiul de prindere va fi egal cu fiecare din cele două valori. Această situație se folosește uneori pentru măsurarea coeficientului de frecare dintre cilindrii și materialul metalic.

Dacă laminarea se realizează cu un unghi de prindere mai mare decât unghiul de frecare când semifabricatul se introduce forțat, sau când capătul acestuia este ascuțit, atunci valoarea maximă a avansului poate fi ușor găsită și măsurată.

În figura 2.5. este prezentată dependența dintre avans și reducere, determinată cu relațiile (2.3) și (2.14) pentru raportul $\frac{h_1}{D} = 0,056$ și diferite valori a coeficientului de frecare μ .

Analizând curbele se observă că avansul crește odată cu creșterea coeficientului de frecare și depinde de reducere.

Dacă $\mu = 0,2$, avansul atinge valoarea maximă de cca. 2,3% la o reducere de 25%, iar dacă $\mu = 0,25$, avansul maxim de aproximativ 3,7% se realizează la o reducere de 35%.

Pentru laminarea la rece a benzilor subțiri, când raportul D/h_1 este ridicat, ecuația (2.14) poate fi simplificată sub forma:

$$S_a = \frac{R}{h_1} \gamma^2 \quad (2.16)$$

Din analiza ecuațiilor (2.15) și (2.16) se pot stabili concluzii cu privire la influența tensiunii de tragere aplicată în bandă asupra valorii avansului:

- tensiunea anterioară aplicată în bandă, duce la creșterea avansului;
- tensiunea posterioară scade avansul;
- influența tensiunii din bandă asupra avansului este cu atât mai mică, cu cât coeficientul de frecare are valori mai ridicate.

2.3. GRADUL DE DEFORMARE

La trecerea prin zona de deformare, materialul metalic se deformează pe grosime de la h_0 la h_1 , așa încât reducerea relativă maximă în planul de ieșire a materialului dintre cilindrii, va fi $\varepsilon = \frac{h_0 - h_1}{h_0} \cdot 100$.

Reducerea parțială în orice punct de coordonate φ , se determină cu expresia:

$$\varepsilon_\varphi = \frac{h_0 - h_\varphi}{h_0} = \frac{h_0 - h_1 - D(1 - \cos\varphi)}{h_0} = \varepsilon - \frac{2R}{h_0}(1 - \cos\varphi) \quad (2.17)$$

Pentru determinarea valorii medii a limitei de curgere, trebuie să se cunoască gradul mediu de deformare pe lungimea arcului de contact, ce poate fi determinat cu relația:

$$\frac{\varepsilon_m}{\varepsilon} = \frac{h_0 - \left[\frac{h_1 + 2R^2 \int_0^\alpha (1 - \cos\varphi) \cos\varphi d\varphi}{R \sin\alpha} \right]}{h_0 - h_1} = \frac{\Delta h - 2R \left(\frac{1}{2} - \cos\alpha - \frac{1}{2} \frac{\alpha}{\sin\alpha} \right)}{\Delta h} \quad (2.18)$$

Efectuând înlocuirile pentru $\sin\alpha = \sqrt{\frac{\Delta h}{R} - \frac{\Delta h^2}{4R^2}}$, $\cos\alpha = 1 - \frac{\Delta h}{R}$ și adoptând $\alpha = \sqrt{\frac{\Delta h}{R}}$, se obține relația:

$$\frac{\varepsilon_m}{\varepsilon} = 1 - \frac{\Delta h}{R} \left(\frac{1}{2} + \frac{\Delta h}{4R} - \frac{1}{2\sqrt{1 - \frac{\Delta h}{4R}}} \right) \quad (2.19)$$

2.4. VITEZA DE DEFORMAȚIE ÎN IPOTEZA SECȚIUNILOR PLANE

La trecerea semifabricatului printre cilindrii, acesta se comprimă pe grosime cu o viteză determinată „ u ”, care poate fi exprimată ca raportul dintre deformația elementară dh_φ și grosimea momentană h_φ în intervalul infinit mic de timp dt , adică:

$$u = \frac{1}{h_\varphi} \cdot \frac{dh_\varphi}{dt} = \frac{1}{h_\varphi} v_h \cdot s^{-1} \quad (2.20)$$

Valorile vitezei momentane și medii de deformație le analizăm separat, admitând atât ipoteza secțiunilor plane, cât și prezența zonei de aderență pe întreaga lungime a arcului de contact.

Neglijând lățirea, se poate determina viteza orizontală v_φ în oricare secțiune transversală, cu relația: $v_\varphi = \frac{v \cos \gamma \cdot h_\gamma}{h_\varphi}$.

În același timp, viteza de comprimare pe verticală a secțiunii este $v_h = 2v_\varphi \operatorname{tg} \varphi$, de unde:

$$v_h = \frac{2v \cos \gamma \cdot h_\gamma \cdot \operatorname{tg} \varphi}{h_\varphi} \quad (2.21)$$

Introducând valoarea v_h în ecuația (2.20), rezultă:

$$u_\varphi = \frac{2h_\gamma}{h_\varphi^2} v \cos \gamma \cdot \operatorname{tg} \varphi = \frac{2}{h_\varphi^2} \operatorname{tg} \varphi \cdot h_1 \cdot v \cdot \lambda \quad (2.22)$$

în care v , reprezintă viteza periferică a cilindrilor;

$$\lambda = \frac{\text{viteza laminatului la iesirea dintre cilindrii}}{\text{viteza periferica a cilindrilor}} = S_a + 1 \quad (2.23)$$

în care S_a , reprezintă avansul.

Ecuația (2.22) reprezintă expresia analitică a valorii vitezei de deformație în orice punct de pe arcul de contact format de unghiul φ cu linia verticală care unește centrele cilindrilor. Într-o trecere oarecare, când h_1 , v și λ sunt mărimi constante, viteza de deformație se schimbă de la un punct la altul pe lungimea arcului de contact, conform relației:

$$u_\varphi = \frac{k \operatorname{tg} \varphi}{h_\varphi^2} = \frac{k \operatorname{tg} \varphi}{[h_1 + D(1 - \cos \varphi)]^2} \quad (2.24)$$

în care k , reprezintă un coeficient egal cu $2h_1 v \lambda$.

Din ecuația (2.24) rezultă că în planul de intrare a materialului metalic între cilindrii, unde $\varphi = \alpha$

$$u_\alpha = \frac{k \operatorname{tg} \alpha}{[h_1 + D(1 - \cos \alpha)]^2} = \frac{2h_1 \cdot v \cdot k \cdot \operatorname{tg} \alpha}{h_\varphi^2}$$

iar în planul de ieșire, unde $\varphi = 0$, viteza de deformație scade până la zero.

În prezent, pentru determinarea influenței vitezei de deformație asupra valorii limitei de curgere, de obicei se consideră valoarea medie a vitezei de deformație în lungul arcului de contact. Aceasta se determină cu expresia:

$$\int_0^\alpha u_\varphi d\varphi = \int_0^\alpha \frac{2h_1}{2h_\varphi^2} \lambda \cdot v \cdot \operatorname{tg} \varphi d\varphi \quad (2.25)$$

de unde:

$$u_m = \frac{1}{\alpha} \int_0^\alpha 2h_1 \cdot v \cdot \lambda \frac{\operatorname{tg} \varphi d\varphi}{[D(1 - \cos \varphi) + h_1]^2} \quad (2.26)$$

după integrare și transformări, se obține relația:

$$u_m = \frac{2h_1 \cdot v \cdot \lambda \left[(h_1 + D) \frac{\Delta h}{h_0 h_1} + \ln \frac{h_0}{h_1 \cos \alpha} \right]}{(h_1 + D)^2 \cdot \cos \alpha} s^{-1} \quad (2.27)$$

în care: λ - reprezintă coeficientul de lungire;

D - diametrul cilindrilor;

α - unghiul de prindere, în radiani.

Expresia (2.27) dă o valoare destul de precisă pentru viteza medie de deformare care se obține când presarea materialului metalic se produce între cilindrii de laminare, dar este prea complicat pentru calcule practice. În practică de obicei se folosesc relații mult mai simple, care se obțin prin înlocuirea arcului cilindrilor cu coarda care unește punctele de intrare și de ieșire a materialului metalic. La valori mici ale unghiului φ , se admite: $\sin \varphi = \operatorname{tg} \varphi = \frac{x^2}{R}$. Prin înlocuirea arcului de prindere cu coarda,

rezultă: $h_x = h_1 + 2x \cdot \frac{x}{2}$.

Dacă se neglijează avansul, ecuația (2.22) poate fi dată sub forma:

$$u_x = \frac{2h_1 \cdot v}{\left(h_1 + \frac{x^2}{R}\right)^2} \cdot \frac{x dx}{x} \quad (2.28)$$

Valoarea medie a vitezei de deformare în lungul proiecției orizontale a arcului de contact, va fi:

$$u_m = \frac{2h_1 \cdot v}{R \cdot l} \int_{x=0}^{x=l} \frac{x dx}{\left(h_1 + \frac{x^2}{R}\right)^2} = \frac{2h_1 \cdot v}{R \sqrt{R \Delta h}} \cdot x \left[\frac{R^2}{2} \cdot \frac{l}{x^2 + \frac{x^2}{Rh_1}} \right]_{x=0}^{x=\sqrt{R \Delta h} = \frac{v \Delta h}{h_1 \sqrt{R}}} \quad (2.29)$$

2.5. VITEZA DE DEFORMAȚIE ÎN IPOTEZA ZONEI DE ADERENȚĂ

În baza acestei ipoteze, viteza periferică a cilindrilor și materialului metalic sunt egale, iar pentru determinarea vitezei de comprimare este valabilă expresia:

$$u_\varphi = \frac{l}{h_\varphi} \cdot 2 \cdot v \cdot \sin \varphi$$

$$h_\varphi = h_1 + D(1 - \cos \varphi) \quad (2.30)$$

$$u_\varphi = \frac{2v \sin \varphi}{h_1 + D(1 - \cos \varphi)}$$

Din ecuația (2.30) rezultă că în punctul de intrare a materialului metalic între cilindrii, când $\varphi = \alpha$:

iar în punctul de ieșire, când $\varphi = 0$, viteza de comprimare devine egală cu zero. Este simplu de observat că $\frac{du_\varphi}{d\varphi} = 0 = \cos\varphi(h_1 + D) - D$, de unde rezultă că ecuația (2.30) trece prin valoarea maximă dacă $\cos\varphi = \frac{D}{h_1 + D}$.

Pentru unghiuri de prindere mici, maximul curbei se situează mai aproape de intrarea materialului metalic între cilindrii, iar pentru unghiuri mari acesta se deplasează considerabil spre partea de ieșire.

Expresia corectă pentru viteza medie de deformație se obține prin integrarea expresiei (2.30) pe lungimea arcului de contact

$$u_m = \frac{1}{\alpha} \int_0^\alpha \frac{2v \sin \varphi d\varphi}{h_1 + D(1 - \cos \varphi)}$$

După integrare și transformări, se obține:

$$u_m = \frac{v}{R\alpha} \ln \frac{h_0}{h_1} \quad (2.32)$$

în care α - reprezintă unghiul de prindere exprimat în radiani.

Înlocuind arcul de contact $R \cdot \alpha$ cu coarda lui, $l = \sqrt{R\Delta h}$, se obține expresia aproximativă pentru viteza medie de deformație

$$u_m = \frac{v}{\sqrt{R\Delta h}} n \frac{h_0}{h_1} \quad (2.33)$$

Dacă se înlocuiește arcul de contact cu coarda respectivă, expresia u_m obține forma:

$$u_m = \frac{1}{l} \int_{x=0}^{x=l} \frac{2v \frac{x}{R}}{h_1 + \frac{x^2}{R}} \cdot dx \quad (2.34)$$

Prin integrarea acestei expresii se obține ecuația (2.33).

Dacă se compară valoarea u_m în condiții identice de laminare, rezultă că aceasta este mai ridicată în cazul că se acceptă ipoteza aderenței totale pe lungimea arcului de contact, decât în cazul ipotezei secțiunilor plane.

2.6. IPOTEZE PRIVIND TEORIA PROCESULUI DE CURGERE PLASTICĂ LA LAMINARE

Ipoteza secțiunilor plane, potrivit căreia materialul metalic se comprimă uniform între cilindrii, adică fără curbarea secțiunilor verticale sub acțiunea forțelor normale, iar în lungul arcului de contact se produce o alunecare continuă a metalului pe cilindrii, constituie modelul ideal al procesului. Acest model s-a utilizat cu succes pentru analiza matematică a procesului de laminare. Dar, foarte mulți cercetători din domeniu au înțeles că procesul real de laminare este mult diferit de modelul ideal.

O contribuție valoroasă în teoria laminării a adus Orowan [78] care a analizat condițiile de frecare dintre material și cilindrii, arătând cum se modifică frecarea pe trecere, relația dintre tensiunile tangențiale și normale, precum și evoluția acestora până se ajunge să fie egale cu limita de curgere a materialului, k .

Orowan a studiat fenomenul neuniformității deformației care duce la abaterea de la ipoteza secțiunilor plane și introduce coeficientul obligatoriu de neuniformitate, însă metoda lui de considerare a neuniformității se bazează pe o analiză care nu corespunde cu starea de tensiune volumetrică din zona de deformare. De asemenea, el recunoaște că limita de curgere a materialului metalic se schimbă pe măsura trecerii prin zona de deformare, ca urmare a ecruisării, modificării de temperatură și viteză de deformație și a apreciat posibilitatea includerii acestor modificări în sistemul de calcule.

Analiza efectuată de Orowan, în care aproape că nu introduce simplificări și aproximări (exemplu $\sin\varphi = \tan\varphi = \varphi$ și $1 - \cos\varphi = 0$ sau $1/2\varphi^2$), a fost imposibil de exprimat analitic. Aceasta a dus la conceperea metodei clasice grafice de rezolvare a complexului de condiții date.

Complexitatea metodei lui Orowan a determinat pe alți cercetători ca: Bland, Ford [14]; [15] și Sims [91] să găsească rezolvări mai simple, bazate pe aproximări. Acest lucru, însă, a condus la o precizie mai scăzută în privința determinării presiunii de laminare și a parametrilor de forță în general. Încercând să obțină precizie mai ridicată pentru aprecierea acestor parametrii, Ford și colaboratorii (Ford, Ellis și Bland [14], Lianis și Ford [68], precum și Bland, Ford și Sims [14], [15]), au introdus schimbări considerabile în metodele aproximative a lui Bland și Ford, luând în considerare influența zonelor elastice a arcului de contact la intrarea și ieșirea materialului dintre cilindrii și au încercat într-o măsură oarecare să aprecieze modificarea limitei de curgere în zona plastică a arcului de contact, care până atunci se aprecia ca o valoare medie.

Sobolevschi exprimă o părere contrarie în legătură cu procesul de laminare, potrivit căreia lipsește cu desăvârșire alunecarea cilindrilor pe suprafața materialului metalic, iar procesul de laminare se desfășoară identic cu procesul de comprimare. Secțiunea verticală din material care trece prin punctul de valoare maximă a presiunii (planul neutru), separă direcțiile de curgere în părți contrarii: o parte din material se presează comparativ cu acest plan pe direcția de laminare, iar o parte se presează în domeniul situat în urma acestui plan (dacă se neglijează lățirea). Deci, Sobolevschi admite că pe întreaga suprafață de contact materialul metalic se deplasează cu viteza cilindrilor, sau „aderă” la cilindrii, iar alunecarea se produce în interiorul materialului.

Telikov [98] propune teoria potrivit căreia în procesul de laminare au loc concomitent ambele fenomene: „aderarea” materialului metalic la suprafața cilindrilor în partea centrală a arcului de contact și alunecare pe ambele părți față de aceasta; întârziere la partea de intrare și avans la ieșirea materialului dintre cilindrii.

Teoria clasică bazată pe alunecare continuă evidențiază diagrama presiunii de laminare cu vârf ascuțit în punctul neutru, dar cercetările experimentale nu confirmă această formă.

Două situații stau la baza teoriei lui Telikov, și anume:

- în toate cazurile de laminare, în apropierea punctului neutru există zonă de aderență;
- în zona de aderență există o singură secțiune verticală (planul neutru) în care viteza materialului metalic pe înălțimea secțiunii reprezintă o valoare constantă.

Telikov însă nu precizează metoda cu care poate fi determinată poziția acestui plan neutru în distanța dintre cilindrii. Se subînțelege că planul neutru trece prin punctul neutru, determinat din condițiile de alunecare continuă.

Pentru o apreciere mai bună a rezultatelor cercetărilor experimentale de curgere laminară, analizăm cinematica procesului de laminare condiționată de existența zonei de aderență.

Admițând că în planul neutru toate punctele pe înălțimea h_y a materialului care se laminează vor avea aceeași viteză $v_y = v \cos \gamma$, se analizează distribuția vitezelor pe înălțimea secțiunii în două planuri care se află în zona de aderență (fig.2.6.): în planul A – zona de presare inversă și în planul B zona de presare pe sensul de laminare.

Deoarece în zona de aderență particulele de material metalic aflate la suprafața de contact cu cilindrii au și ele viteza cilindrilor, înseamnă că:

$$v_A = v \cos \varphi_A$$

$$v_B = v \cos \varphi_B$$

Volumul de material metalic care trece în unitatea de timp prin orice secțiune verticală, trebuie să fie constant și egal cu $h_y v \cos \gamma$, dar întrucât $h_A v \cos \varphi_A > h_y v \cos \gamma > h_B v \cos \varphi_B$, înseamnă că în secțiunile A-A și B-B trebuie să apară o neuniformitate a vitezelor de deplasare a materialului pe înălțimea secțiunilor, astfel încât valoarea vitezei medii să fie:

$$\text{- în secțiunea A-A: } v_{Amed} < v_A$$

$$\text{- în secțiunea B-B: } v_{Bmed} > v_B$$

În figura 2.6 este prezentată schematic distribuția vitezelor în zona de deformare pentru secțiunile A-A și B-B. Suprafața diagramelor reprezintă cantitatea de material metalic care trece prin secțiunea respectivă în unitatea de timp, și aceste suprafețe trebuie să fie egale între ele.

Repartizarea neuniformă a vitezelor pe înălțimea secțiunilor verticale, explică fenomenul de curbare a acestor secțiuni și de existență a alunecării interne.

Se apreciază că secțiunea verticală corespunzătoare aceluși punct de pe suprafața de contact care separă începutul zonei de aderență de zona de întârziere, va avea curbare maximă.

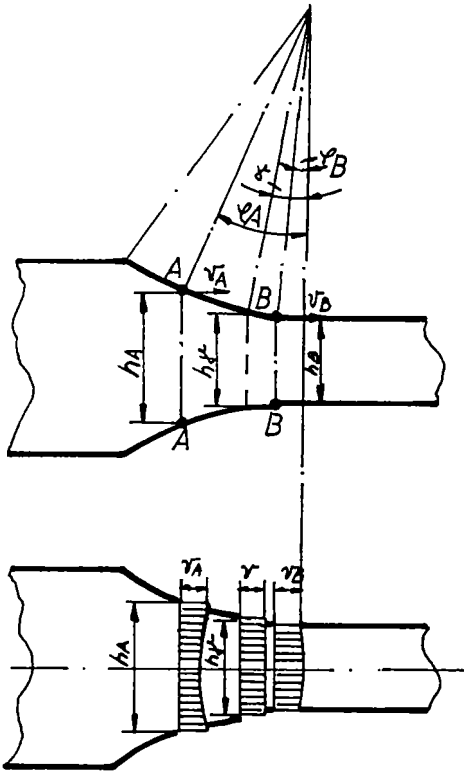


Fig.2.6. Viteza materialului metalic pe înălțimea secțiunilor verticale datorită prezentei zonei de aderență.

Datorită influenței părților învecinate ale laminatului, efectul de curbare se poate răspândi și la secțiunile verticale din zona de alunecare și chiar în secțiunile aflate după limitele zonei de deformare.

Caracterul lui v_A , v_B și v este variabil, ceea ce dă naștere și cazurilor de curbare a secțiunilor în sens invers, în funcție de multitudinea de factori variabili: valoarea coeficientului de frecare exterioară, reducerea grosimii laminatului, temperatura, natura materialului metalic, etc.

Această situație a permis să se tragă concluzia că pentru procesul real de laminare, ipoteza secțiunilor plane nu se confirmă și că în realitate se produce o neuniformitate a vitezelor de curgere pe înălțimea secțiunii și alunecare internă a materialului metalic, favorizând apariția zonei de aderență.

O analiză a vitezelor de curgere plastică pe înălțimea secțiunilor laminatului, efectuată pe bază experimentală a scos în evidență faptul că o devansare a straturilor exterioare în raport cu cele interioare începe cu ceva înainte de intrarea materialului metalic între cilindrii.

În continuare, deplasarea mai rapidă a straturilor de pe suprafața de contact începe să exercite influență asupra straturilor interioare și acestea de asemenea, își măresc viteza.

Când vitezele de curgere devin egale, deplasarea particulelor din straturile de pe suprafața de contact începe să se frâneze, metalul intrând în zona de aderență cu viteză mai mare în straturile interioare, și acest raport între viteze se păstrează până la ieșirea din zona de deformare, după care se atenuază.

Din analiza cinematicii procesului de laminare, rezultă că cea mai mare parte a cercetărilor legate de teoria clasică se caracterizează prin folosirea ipotezei secțiunilor plane.

Modelul de laminare construit pe baza acestei ipoteze include următoarele aproximări:

- egalitatea vitezelor longitudinale în secțiunile de intrare și ieșire, precum și în orice secțiune transversală din zona de deformare;
- uniformitatea deformației pe înălțime;
- alunecare continuă între laminat și cilindrii, pe întreaga lungime a suprafeței de contact, cu mențiunea că până la secțiunea neutră sau critică, cilindrii devansează laminatul, iar după aceasta, laminatul devansează cilindrii. Cercetările din ultimii ani au arătat că aproximările admise de teoria clasică sunt valabile doar în cazul benzilor relativ subțiri.

În formă generală, procesul de laminare se caracterizează de regulă prin prezența deformării neuniforme atât pe grosime, cât și pe lățimea materialului metalic [93]; [98]; [99].

Schema tipică care pune în evidență neuniformitatea deformației în privința reducerii structurilor exterioare și interioare a materialului metalic din zona de deformare pentru laminate cu grosimea medie, este dată în figura 2.7.

După cum se observă din alura curbelor prezentate în figura 2.7., stratul de metal aflat la suprafața de contact cu cilindrii (1-2) începe să se subțieze, iar stratul central (3) se îngroașă, încă până nu se ajunge la limita geometrică a planului de intrare în zona de deformare.

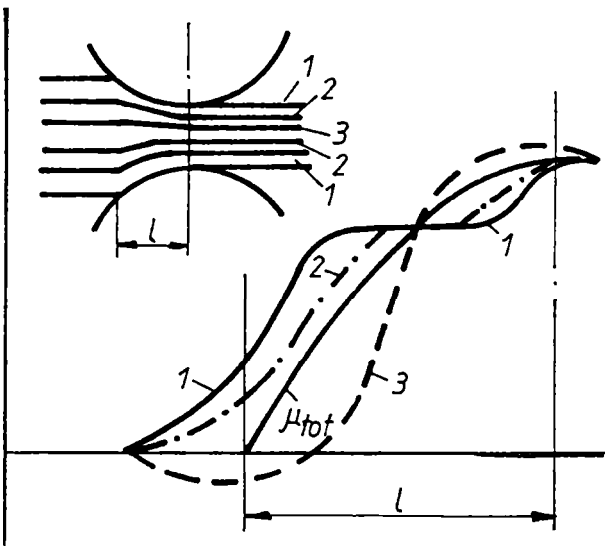


Fig.2.7. Graficul de variație a reducerilor relative din straturile elementare pe lungimea zonei de deformare

În continuare, deformarea straturilor de contact crește, iar a straturilor centrale începe să se reducă, mai târziu și slab. După reducerea la o grosime determinată, când straturile de contact încetează să se mai deformeze, încep să se subțieze intens straturile centrale, ajungând să atingă aceeași deformație ca și cele periferice.

După trecerea punctelor cu aceeași deformație (secțiunea neutră), straturile interioare continuă să se deformeze, iar cele periferice rămân aproape fără reducere.

Doar în apropierea planului de ieșire straturile de pe suprafața de contact cu cilindrii se deformează din

nou, iar intensitatea deformației straturilor centrale se micșorează considerabil. Straturile situate între cele de contact și centrale se caracterizează în fiecare secțiune verticală printr-o valoare intermediară a deformației. Neuniformitatea deformației, precum și lungimea porțiunii de aderență se mărește odată cu creșterea coeficientului de frecare și grosimea laminatului.

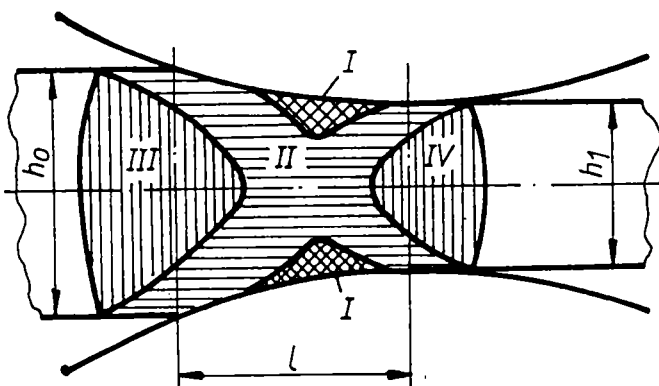


Fig.2.8. Schema de repartizare a deformațiilor plastice în materialul metalic

$$\text{dacă } \frac{l}{h_m} = 0,8$$

- zona cu deformare îngreunată;

II - domeniul de deformare plastică prin comprimare pe înălțime și întindere pe direcție longitudinală;

III, IV - domeniul de deformare plastică prin comprimare pe direcție longitudinală și îngroșare pe înălțime.

În figura 2.8. este prezentată secțiune longitudinală prin zona de deformare, cu ilustrarea porțiunilor de deformare plastică, conform teoriei actuale.

2.7. CONCLUZII LA CAPITOLUL II

Teoria clasică a laminării își deduce concluziile exclusiv din condițiile de echilibru ale forțelor externe care acționează pe suprafața de contact, fără să țină seama de doi factori de bază cu profund sens fizic:

- frecarea externă și internă;
- rezistența la deformare a materialului metalic, de compoziție chimică și temperatură dată.

Din analiza lucrărilor efectuate, rezultă că cea mai mare parte a cercetărilor legate de teoria clasică se caracterizează prin folosirea ipotezei secțiunilor plane. Modelul de laminare construit pe baza acestei ipoteze include însă următoarele aproximări:

- egalitatea vitezelor longitudinale în secțiunile de intrare și ieșire, precum și în orice secțiune transversală din zona de deformare;
- uniformitatea deformației pe înălțime;
- alunecare continuă între laminat și cilindri pe întreaga lungime a suprafeței de contact, cu mențiunea că până la „secțiunea neutră” cilindrii devansează materialul metalic, iar după această secțiune, fenomenul este invers.

Simplificările introduse prin acceptarea acestor aproximări care stau la baza teoriei clasice, duc la frecvente nepotriviri între rezultatele calculului analitic și datele reale din exploatare sau laborator.

Sursele principale de erori constau în acceptarea constanței frecării și presiunii pe lungimea arcului de contact, precum și neglijarea unor factori de natură tehnologică a procesului de laminare.

Din aceste cauze, cercetările actuale trebuie să orienteze teoria laminării pe direcții mult mai sigure în privința experimentărilor și a relațiilor de calcul pentru proiectarea de utilaje și exploatare.

CAPITOLUL III**ANALIZA TEORIEI MODERNE A LAMINĂRII**

Teoria modernă a laminării reprezintă în sine o încercare de a da o metodă științifică de calcul a presiunii pe care materialul metalic o dezvoltă pe cilindrii. Ea nu introduce nici un fel de coeficienți empirici, iar pentru efectuarea calculelor pentru o anumită trecere, pe lângă dimensiunile semifabricatului și ale cilindrilor, sunt necesare două valori determinate experimental, dar care înglobează un profund sens fizic:

- valoarea coeficientului de frecare exterioară;
- valoarea limitei de curgere a materialului metalic pentru trecerea respectivă.

Pe lângă acestea, teoria modernă mai include o serie întreagă de simplificări, în comparație cu procesul real de laminare, printre care se consideră:

- la baza analizelor matematice rămâne valabilă ipoteza secțiunilor plane, adică materialul metalic care se laminează este un mediu izotrop continuu format din secțiuni verticale care rămân verticale în cursul laminării și ulterior, între secțiunile respective existând doar presiuni normale fără eforturi de forfecare (ipoteza lui Karman – Siebel asupra compresiunii omogene la laminare [57]; [90]). În condițiile concrete de laminare, această ipoteză nu se justifică;

- coeficientul de frecare exterioară μ se adoptă constant pe arcul de contact;
- lățimea se neglijează, întrucât se consideră că lățimea semifabricatului depășește cu mult grosimea acestuia;

- fenomenul de „aplatizare” a cilindrilor nu se consideră și se presupune că lungimea reală a arcului de contact nu depășește pe cea teoretică calculată pentru cazul cilindrilor rigizi, cu toate că la laminarea tablelor și benzilor subțiri din materiale metalice cu limită de curgere ridicată acest punct nu corespunde realității.

Pe lângă aceste ipoteze simplificatoare care au stat și la baza teoriei clasice, în teoria modernă se mai admit următoarele:

- se neglijează influența zonelor învecinate cu focarul de deformare, ceea ce face ca teoria să fie valabilă doar pentru acele cazuri când $\frac{l}{h_m} > 1$;

- unghiurile de prindere se presupun nu prea mari, dar cum arată calculele, această condiție nu introduce erori mari nici pentru laminarea la cald, când unghiurile de prindere pot să ajungă la 22-24%;

- se adoptă că limita de curgere σ_c este constantă în lungul arcului de contact; această ipoteză înseamnă că pentru laminarea la rece nu se consideră influența ecruisării în timpul trecerii, iar pentru laminarea la cald – viteza și gradul de deformare, adică se adoptă că limita de curgere nu depinde de viteza de comprimare și de reducerea relativă pe trecere, care în realitate nu se schimbă pe lungimea arcului de contact după o dependență complicată;

- se introduc simplificări matematice.

De obicei problemele de conținut ale teoriei moderne se dau într-o formă matematică complicată, care uneori sunt greu de înțeles, cu toate că ideile principale ale acestora sunt destul de simple. De aceea, cercetările experimentale cu privire la repartizarea presiunii au o importanță deosebită atât pentru teorie cât și pentru practica proceselor de laminare.

Ele pot să servească direct pentru confirmarea experimentală a justetei concluziilor teoretice în privința legii generale de repartizare a presiunii pe arc de contact, precum și în privința influenței principalilor factori de laminare asupra presiunii, cum sunt: coeficientul de frecare exterioară, grosimea inițială a materialului metalic, gradul de reducere și temperatura.

În funcție de ipotezele menționate, în teoria modernă a laminării au apărut mai multe soluții de determinare a presiunii de laminare. Analizăm pe unele din acestea, care asigură o concordanță mai bună sau mai slabă cu datele experimentale sau cu cele înregistrate din exploatare.

3.1. ANALIZA SOLUȚIEI LUI KARMAN [57]

Dacă teoria clasică de laminare își deduce concluziile din condițiile de echilibru a forțelor exterioare care acționează pe un element din suprafața de contact dintre materialul metalic și cilindrii, teoria modernă analizează condițiile de echilibru a unui volum elementar din materialul respectiv aflat în zona de deformare, după cum se arată în figura 3.1.

Pe secțiunea verticală elementară $abcd$, cu grosimea dx și lățimea egală cu unitatea, amplasată în porțiunea dintre planul de intrare și punctul neutru analizăm forțele care acționează asupra acestui element de volum, pentru a stabili legea de repartizare a presiunii verticale p_x dintre material și cilindrii pentru orice punct a arcului de contact, de coordonate x .

Tensiunea radială care acționează pe elementul de arc ab , determină la extremitățile secțiunii dx suprafața $\frac{dx}{\cos\varphi}$ pe care acționează presiunea radială $p_r \frac{dx}{\cos\varphi}$ și corespunzătoare acesteia efortul de frecare tangențial $\tau_x \frac{dx}{\cos\varphi}$.

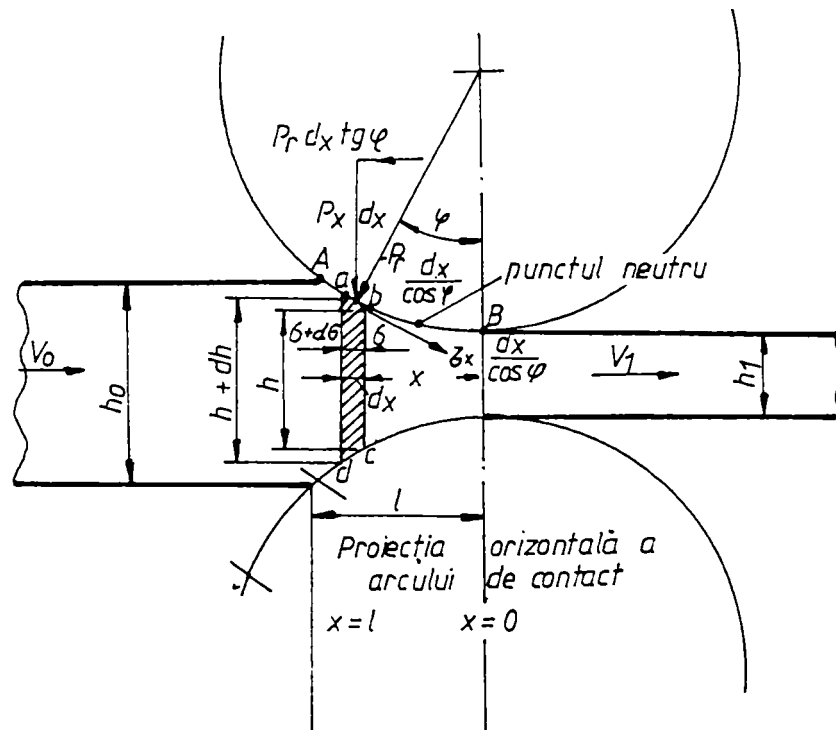


Fig.3.1. Condițiile de echilibru a elementului de volum în zona de deformare

Acțiunea momentană a acestor eforturi determină la extremitățile secțiunii dx o forță orizontală rezultantă, egală cu:

$$2 \left(p_r \cdot \frac{dx}{\cos \varphi} \sin \varphi - \tau_x \cdot \frac{dx}{\cos \varphi} \right) \quad (3.1)$$

care tinde să atragă materialul metalic între cilindri și dezvoltă în laminat apariția unor tensiuni orizontale de comprimare.

Pe suprafața laterală a secțiunii dx de înălțime h va acționa tensiunea orizontală σ , iar pe suprafața laterală a secțiunii $(x+dx)$ va acționa $\sigma+d\sigma$.

Ipoteza că secțiunile transversale ale secțiunilor nu se curbează la trecerea prin zona de deformare permite să analizăm deformarea elementului vertical de volum ca o comprimare uniformă a lui pe înălțime, de către cilindri. În legătură cu aceasta, se admit în continuare următoarele simplificări:

- secțiunile verticale din materialul metalic se analizează ca și cum ar fi separate una față de cealaltă, fără să existe frecare de alunecare între ele, iar tensiunile de deplasare în aceste muchii, se neglijează;

- viteza particulelor de material metalic este constantă pe verticală, deci se acceptă o distribuție uniformă a presiunii pe cele două fețe verticale ale secțiunii elementare.

Din figura 3.1, forța $p_x dx$ reprezintă componenta verticală a forței $p_r \frac{dx}{\cos \varphi}$;

$$p_x \cdot dx = p_r \frac{dx}{\cos \varphi} \cos \varphi \cong p_r \cdot dx \quad (3.2)$$

de unde rezultă că $p_x = p_r$, adică presiunea radială p_r care acționează pe elementul separat din arcul de contact, este egală cu presiunea verticală p_x , care acționează pe proiecția orizontală a elementului

respectiv din arcul de contact. Atunci suma proiecțiilor orizontale a tuturor forțelor care acționează asupra elementului dx , va fi:

$$\sum x = 0 = (\sigma + d\sigma)(h + dh) - h_x \sigma_x - 2p_x \operatorname{tg}\varphi dx + 2\tau_x dx \quad (3.3)$$

La valori mici ale unghiului φ , se poate admite $\sin\varphi = \operatorname{tg}\varphi = \frac{x}{R}$. Atunci:

$$h_x = h_1 + \frac{x^2}{R} \quad (3.4)$$

de unde,

$$\frac{1}{2} \cdot \frac{dh}{dx} = \frac{x}{R} = \operatorname{tg}\varphi \quad (3.5)$$

După introducerea acestei expresii în relația (3.2), neglijând mărimile infinit mici de ordinul doi, se obține:

$$\frac{d\sigma}{dx} - \frac{p_x - \sigma_x}{h} \cdot \frac{dh}{dx} \pm \frac{2\tau_x}{h} = 0 \quad (3.6)$$

în care semnul „minus” din fața ultimului termen se referă la zona de avans, iar semnul „plus” - la zona de întârziere.

Pentru rezolvarea ecuației trebuie să cunoaștem dependența dintre presiunea p_x și tensiunea σ_x . Ipoteza comprimării uniforme permite pentru acest scop să se folosească ecuația plasticității dedusă pe baza teoriei stării limită. Fiecare punct al materialului metalic care se află în zona de deformare este supus acțiunii a trei tensiuni principale.

Admițând ipoteza secțiunilor plane, una din tensiunile principale σ_1 va fi întotdeauna îndreptată vertical, iar celelalte două în planul orizontal: σ_3 pe direcția de laminare și σ_2 perpendicular pe aceasta.

Dacă însă se produce curbarea secțiunilor verticale, atunci direcția tensiunilor principale (care rămân întotdeauna perpendiculare între ele) se va schimba în interiorul materialului metalic pe lungimea arcului de contact. În acest caz, secțiunile verticale nu mai reprezintă suprafețe principale pentru tensiuni.

Condiția potrivit căreia se începe deformarea plastică după teoria stării limită, este dată de ecuația:

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 = 2k_f^2 \quad (3.7)$$

în care limita de curgere la întindere este notată cu simbolul k_f .

Ipoteza că lățirea este egală cu zero înseamnă că deformația transversală ε_2 este zero, determinându-se cu ecuația:

$$\varepsilon_2 = \frac{1}{E} [\sigma_2 - n(\sigma_1 + \sigma_3)] = 0 \quad (3.8)$$

în care: E - reprezintă modulul de elasticitate;

n - coeficient

de unde:

$$\sigma_2 = n(\sigma_1 + \sigma_3) \quad (3.9)$$

La deplasări mici ale volumelor de material în condițiile deformării plastice, $n = \frac{1}{2}$ (în cazul deformărilor elastice n este egal cu coeficientul lui Poisson).

$$\text{Astfel, } \sigma_2 = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2}.$$

După introducerea acestei valori în ecuația (3.7), se obține:

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \frac{2}{\sqrt{3}} k_f \approx 1,155 k_f \quad (3.10)$$

Valoarea $1,15k$, denumită "limită forțată de curgere", o vom nota în continuare simplu k . Atunci,

$$\sigma_1 - \sigma_3 = k \quad (3.11)$$

Ecuația (3.11) reprezintă condiția necesară pentru începerea deformării plastice, în cazul dacă lățirea este egală cu zero și dacă tensiunile de forfecare se neglijează.

La laminare (vezi fig.3.1) tensiunea verticală care revine pe elementul de suprafață dx , va fi:

$$\sigma_1 = \left(p_x \frac{dx}{\cos\varphi} \cdot \cos\varphi \pm \tau_x \frac{dx}{\cos\varphi} \cdot \sin\varphi \right) \frac{1}{dx} \quad (3.12)$$

Dacă se neglijează al doilea termen din partea dreaptă a acestei ecuații, adică componenta verticală a forței de frecare, datorită faptului că nu are o valoare considerabilă în comparație cu primul termen, atunci $\sigma_1 = p_x$, de unde după ecuația (3.11).

$$\sigma_3 = \sigma_x; \quad p_x - \sigma_x = k \quad (3.13)$$

Pentru a aprecia influența tensiunii de alunecare exprimăm condiția de începere a deformării plastice (3.11) în tensiuni principale. Cu acest scop, analizăm acele tensiuni principale care acționează asupra secțiunii elementare situate pe suprafața de contact cu cilindrii (fig.3.2).

Elementul analizat suportă acțiunea tensiunilor normale p_x și σ_x , precum și a tensiunilor de alunecare $\tau_x = \mu \cdot p_x$ care acționează în planurile tensiunilor p_x și σ_x . Atunci, tensiunile principale corespunzătoare acestui sistem de tensionare, vor fi:

- tensiunea principală maximă care acționează pe suprafața ab :

$$\sigma_1 = \frac{p + \sigma}{2} + \sqrt{\frac{(p - \sigma)^2}{4} + \tau^2}$$

- tensiunea principală minimă care acționează pe suprafața ac , sub un unghi de 90° cu suprafața ab :

$$\sigma_3 = \frac{p + \sigma}{2} - \sqrt{\frac{(p - \sigma)^2}{4} + \tau^2}$$

Conform ecuației (3.11), condiția de începere a deformării plastice este:

$$\sigma_1 - \sigma_3 = k = 2 \sqrt{\frac{(p - \sigma)^2}{4} + \tau^2} \quad (3.14)$$

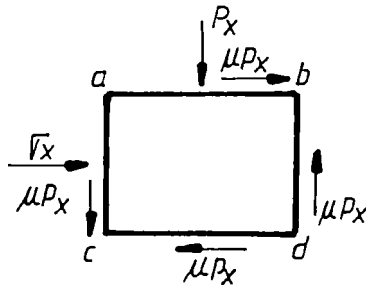


Fig.3.2. Tensiunile normale și tangențiale care acționează pe secțiunea elementară situată la suprafața de contact

de unde, dacă se admite că în lungul arcului are loc frecare uscată și $\tau_x = \mu \cdot p_x$, rezultă:

$$(p_x - \sigma_x)^2 + 4\mu^2 p_x^2 = k^2 \quad (3.15)$$

Datorită faptului că coeficientul de frecare μ nu este prea mare, în m n l $4\mu^2 p_x^2 = (2\tau_x)^2$ poate fi neglijat, adică acțiunea tensiunilor de alunecare se neglijează.

Însă, din ecuația (3.15) rezultă nemijlocit că:

$$\mu \cdot p_x < \frac{k}{2} \quad (3.16)$$

Această expresie limitează posibilitatea utilizării ecuației (3.11) în acele cazuri când $\mu \cdot p_x \geq \frac{k}{2}$. În acest mod, din expresia (3.16) rezultă că forța de frecare $\tau_x = \mu \cdot p_x$ într-un punct oarecare nu poate fi mai mare decât limita de curgere a materialului metalic la alunecare ($\tau = \frac{k}{2}$).

La deducerea ecuației diferențiale pentru presiune se neglijează aceste condiții și acest fapt constituie cauza neconcordanțelor dintre rezultatele experimentale și unele concluzii teoretice.

Introducând valoarea $p_x - \sigma_x = k$ în ecuația (3.6), se obține ecuația diferențială de bază pentru calculul presiunii, sau ecuația lui Karman [57]:

$$\frac{d(p_x - k)}{dx} - \frac{k}{h} \cdot \frac{dh}{dx} \pm \frac{2\tau_x}{h} = 0 \quad (3.17)$$

Semnele „+” și „-” se referă la zonele de avans și întârziere. Ecuația diferențială a lui Karman reprezintă expresia de bază pentru determinarea valorii presiunii în orice punct de pe lungimea arcului de contact.

Rezolvarea acestei ecuații este în funcție de relația dintre p_x și τ_x , care după Karman se supune legii lui Coulomb:

$$\tau_x = \mu \cdot p_x, \text{ unde } \mu = \text{constant}$$

În acest caz, soluția ecuației (3.4) va fi:

$$p_x = e^{\pm \int \frac{\mu}{h} dx} \cdot \left[C + \int \frac{k}{h} e^{\pm \int \frac{\mu}{h} dx} \cdot dh \right] \quad (3.18)$$

Rezolvarea acestei integrale se simplifică dacă se admite că arcul de cerc este reprezentat de o ecuație a unei parabole sau și mai simplu, a unei coarde (aproximația lui Telikov [99]).

În primul caz, rezultă pentru zona de întârziere:

$$p_x = k \left\{ \left[\zeta_0 + \frac{2}{m^2} (1 - mu_0) \right] e^{m(u_0 - u)} - \frac{2}{m^2} (1 - mu) \right\} \quad (3.19)$$

iar pentru zona de avans:

$$p_x = k \left\{ \left(\zeta_1 + \frac{2}{m^2} \right) e^{mu} - \frac{2}{m^2} (1 - mu) \right\} \quad (3.20)$$

în care:

$$m = \frac{2\mu \cdot l}{\sqrt{h_1 \cdot \Delta h}}; \quad u_0 = \operatorname{arctg} \sqrt{\frac{\Delta h}{h_1}}; \quad u = \operatorname{arctg} \left(\sqrt{\frac{\Delta h}{h_1}} \cdot \frac{x}{l} \right);$$

$$\zeta_0 = 1 - \frac{\sigma_0}{k}; \quad \zeta_1 = 1 - \frac{\sigma_1}{k}$$

În al doilea caz, se obține pentru zona de întârziere:

$$p_x = \frac{k}{\delta} \left[(\zeta_0 \delta - 1) \left(\frac{h_0}{h} \right)^\delta + 1 \right] \quad (3.21)$$

iar pentru zona de avans:

$$p_x = \frac{k}{\delta} \left[(\zeta_1 \delta + 1) \left(\frac{h}{h_1} \right)^\delta - 1 \right] \quad (3.22)$$

în care: $\delta = \frac{2 \cdot \mu \cdot l}{\Delta h}$; l - lungimea arcului de contact, egală cu $\sqrt{R \cdot \Delta h}$

3.2. ANALIZA SOLUȚIEI LUI SIEBEL [90]

Soluția propusă de Siebel pentru a rezolva mai comod ecuația lui Karman, acceptă două ipoteze:

- forța de frecare pe lungimea arcului de contact $\tau_x = \text{const.} = \mu \cdot k$,
- arcul de contact deformat are forma unei parabole

În acest caz, soluțiile de rezolvare a ecuației pentru zona de întârziere sunt:

$$p_x = k \left[\zeta_0 - \log \frac{z_0^2 + 1}{z^2 + 1} \right] + 2\tau_x \sqrt{\frac{R}{h_0}} \operatorname{arctg} \frac{z_0 - z}{1 + z_0 z} \quad (3.23)$$

iar pentru zona de avans:

$$p_x = k \left[\zeta_1 + \log(z^2 + 1) \right] + 2\tau_x \sqrt{\frac{R}{h_1}} \operatorname{arctg} z \quad (3.24)$$

în care:

$$z = \frac{l}{l} \sqrt{\frac{\Delta h}{h_1}} \cdot x; \quad z_0 = \sqrt{\frac{\Delta h}{h_1}}$$

ζ_0 și ζ_1 au aceleași semnificații ca în cazul precedent.

3.3. ANALIZA SOLUȚIEI LUI NADAI [75]

Soluția propusă de Nadai are și ea la bază două ipoteze:

- admiterea existenței frecării vâscoase, $\tau_x = \eta \cdot \frac{dv}{dh}$, în care η reprezintă vâscozitatea

dinamică;

- arcul de contact deformat are forma unei parabole.

Ecuția fundamentală a lui Karman obține forma :

$$\frac{dp_x}{dx} - \frac{k}{h} \frac{dh}{dx} - \tau_x \left(\frac{l}{h} - \frac{l}{h_N} \right) \cdot \frac{h_1}{h} = 0 \quad (3.25)$$

în care: τ_x - reprezintă forța de frecare;

h_N - reprezintă 1/2 din înălțimea materialului metalic în secțiune neutră.

Soluția acestei ecuații, după Nadai este:

$$p_x = k \left[\zeta_1 + \log(z^2 + l) \right] + \frac{A \cdot \tau_x}{2} \left[\frac{z}{z^2 + l} - B \cdot \operatorname{arctgz} \right] \quad (3.26)$$

$$\text{în care, } A = \frac{2 \cdot l}{\sqrt{h_1 \cdot \Delta h}}, \text{ iar } B = \frac{l - z_n^2}{l + z_n^2} = \frac{\frac{2 \cdot k}{A \cdot \tau_x} \cdot [\zeta_1 - \zeta_0 + \log(l + z_0^2)] + \frac{z_0}{l + z_0^2}}{\operatorname{arctgz}_0}$$

$$z = \frac{l}{l} \sqrt{\frac{\Delta h}{h_1}} \cdot x; \quad z_0 = \sqrt{\frac{\Delta h}{h_1}}$$

Celelalte mărimi au aceleași semnificații ca și în cazurile precedente.

Rezultă că, în cazul alunecării cu frecare lichidă, diagramele de repartizare a presiunii normale de laminare pentru ambele zone (întârziere și avans) se pot exprima printr-o singură relație.

Pentru evoluția forțelor de frecare pe lungimea arcului de contact, Nadai propune relația :

$$\tau_x = \pm \tau_0 \cdot \left(\frac{l}{l + x^2} - \frac{l}{l + z_n^2} \right) \quad (3.33)$$

Valoarea necunoscută pentru z_n se determină din ecuația $z_n = \sqrt{\frac{l - B}{l + B}}$

$$\text{iar atunci: } \tau_x = \pm \tau_0 \cdot \left(\frac{2}{l + z^2} - B - l \right) \quad (3.34)$$

Utilizând această ecuație se poate determina poziția secțiunii neutre, adică presupunând că dacă $z = z_n$, valoarea $\tau_x = 0$.

Atunci trebuie să menționăm că poziția secțiunii neutre nu se suprapune cu maximul pentru secțiunea normală. În această privință ne putem lămuri utilizând ecuația (3.32) conform căreia dacă $z = z_n$, derivata $\frac{dp_x}{dz} \neq 0$.

Caracterul diagramei pentru presiunea normală va fi diferit, comparativ cu tipurile anterioare de frecare. În locul vârfului ascuțit pentru curba presiunii în secțiunea neutră se înregistrează o curbă sub formă de cupolă.

Pentru a compara soluția dată de Nadai cu alte două soluții (când $\tau_x = \mu \cdot p_x$ și $\tau_x = \mu \cdot 2k = \text{constant}$), în figura 3.3 sunt prezentate curbele pentru presiunea normală și tangențială pe lungimea arcului de contact, pe baza teoriilor respective.

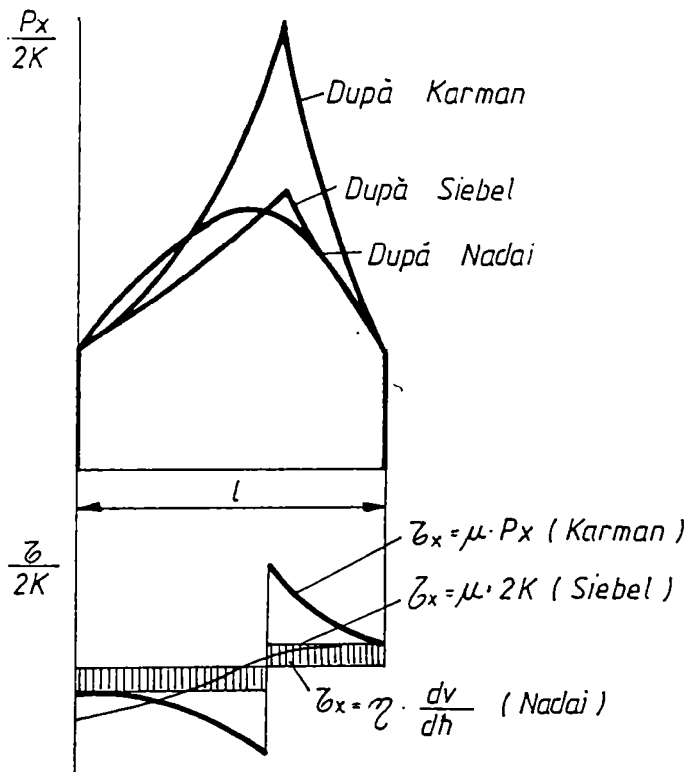


Fig.3.3. Représentarea grafică pentru trei soluții de calcul analizate

valorile maxime ale raportului $\frac{P_x}{2k}$ diferă mult de la o soluție la alta. Încercarea de a aplica una din aceste soluții la laminarea la cald duce la erori considerabile, în primul rând datorită faptului că nu se ia în considerare influența temperaturii asupra caracteristicilor fizice ale materialului metalic, precum și asupra coeficientului de frecare μ . În al doilea rând admiterea unei constante a vitezei de deplasare într-o secțiune verticală a particulelor metalice supuse curgerii prin deformare în direcția laminării, nu poate fi justificată. Cu alte cuvinte, ipoteza secțiunilor plane nu poate fi menținută.

Din compararea datelor experimentale cu cele teoretice, rezultă că în condiții reale de lucru nu se poate susține ipoteza existenței exclusive a unor zone de alunecare (întârziere sau avans) despărțite printr-un plan neutru ca în soluțiile lui Karman și Siebel.

Mai apropiată de realitate este totuși distribuția presiunii pe lungimea arcului de contact, figurată în formă de cupolă (soluția lui Nadai), care se corelează mai bine cu datele experimentale și de exploatare. Această distribuție impune însă o reconsiderare a ipotezelor fundamentale admise inițial, cu corectarea lor în următorul mod:

- secțiunile plane înainte de laminare se curbează în zona de deformare în funcție de viteza de deplasare a particulelor metalice;

Din analiza soluțiilor de calcul comparate se pot trage următoarele concluzii:

- distribuția presiunii normale pe lungimea arcului de contact este funcție de ipoteza admisă pentru distribuția coeficientului de frecare dintre materialul metalic și cilindrii de laminare;
- în toate cazurile ezulă este împărțită în porțiuni în care se manifestă frecarea de alunecare, astfel încât diagrama de distribuție a presiunii evidențiază existența unor zone de întârziere și avans. Cu relația lui Nadai, separarea prin plan neutru a acestor zone nu se evidențiază;
- soluțiile analizate au aplicabilitate mai ales în cazul laminării la rece a benzilor cu unghiuri de contact sub 6... 8°.

După cum se observă din figura 3.3,

- frecarea variază după legi diferite de-a lungul arcului de contact.

În acest mod, Orowan și Telikov [79]; [99] au acceptat că frecarea de alunecare nu poate fi predominantă de-a lungul arcului de contact și trebuie admisă și existența unei zone în care se exercită frecarea de aderență, unde în primă aproximație $\tau = \mu \cdot p_x \geq \frac{k}{2}$.

Schimbarea legii de variație a frecării determină modificarea diagramei de distribuție a presiunii, iar calculul acesteia se va efectua diferit pentru zonele de alunecare și aderență.

Există și în acest domeniu mai multe soluții care au fost propuse, dar fiecare dintre ele are un anumit domeniu de aplicabilitate. Analizăm pe cele considerate mai importante.

3.4. ANALIZA SOLUȚIEI LUI OROWAN [79]

Cea mai completă rezolvare a ecuațiilor de laminare a fost obținută de Orowan. În soluția pe care a obținut-o, Orowan admite faptul că tensiunile de curgere se modifică o dată cu unghiul φ , datorită ecrisării.

Orowan deduce ecuația diferențială de laminare și apoi dă o rezolvare mai precisă pentru cazul comprimării între două plăci paralele, folosind teoria lui Nadai. Toate aproximațiile admise sunt luate după teoria lui Karman, afară de faptul că adoptă pentru $d\varphi = \frac{dx}{R \cdot \cos \varphi}$.

În cazul general, prin existența zonelor de întârziere și avans, este valabilă ecuația:

$$\frac{d(\sigma \cdot h)}{d\varphi} = p_x \cdot \sin \varphi \cdot R \pm \tau \cdot \cos \varphi \cdot R \quad (3.27)$$

în care: σ - reprezintă tensiunea de comprimare orizontală, $\sigma = f_1(\varphi)$;

$d\varphi$ - lungimea arcului de contact dintre elementul care se deformează și cilindrii.

De aceea, ecuația (3.27) se schimbă în următorul mod:

$$\sigma_1 = p_x \pm \tau \cdot \operatorname{tg} \varphi = p_x \pm p_x \cdot \mu \cdot \operatorname{tg} \varphi \quad (3.28)$$

în care σ_1 - reprezintă tensiunea de comprimare verticală a elementului separat în zona de deformare, $\sigma_1 = f_1(\varphi)$.

Corespunzător, și ecuația (3.27) se scrie:

$$\frac{dT}{dx} = 2p_x \cdot \operatorname{tg} \varphi \mp 2p_x \cdot \mu \quad (3.29)$$

în care T , reprezintă forța orizontală egală cu $2h\sigma$ pentru întreaga înălțime a elementului separat.

În locul lui x , Orowan introduce unghiul φ ca variabilă independentă, conform relației:
 $x = R \cdot \sin \varphi$

Atunci, ecuația diferențială pentru $\frac{dT}{dx}$ obține următoarea formă:

$$\frac{dT}{dx} = \frac{dT}{d\varphi} \cdot \frac{d\varphi}{dx} = \frac{dT}{d\varphi} \cdot \frac{1}{R \cdot \cos\varphi} \quad (3.30)$$

Dacă această expresie se introduce în ecuația (3.31) se obține:

$$\frac{dT}{dx} = D \cdot p_x \cdot \cos\varphi (\operatorname{tg}\varphi \mp \mu) \quad (3.31)$$

Prin rezolvarea ecuației (3.29) pentru p_x și după introducerea expresiei găsite în ecuația (3.32), se obține:

$$\frac{dT}{d\varphi} = D \cdot \sigma_1 \cos\varphi \frac{\operatorname{tg}\varphi \mp \mu}{1 \pm \mu \cdot \operatorname{tg}\varphi} \quad (3.32)$$

Dacă se înlocuiește coeficientul de frecare prin unghiul de frecare β , atunci relația:

$\frac{\operatorname{tg}\varphi \mp \operatorname{tg}\beta}{1 \pm \operatorname{tg}\varphi \cdot \operatorname{tg}\beta} = \operatorname{tg}(\varphi \mp \beta)$ se poate scrie:

$$\frac{dT}{d\varphi} = D \cdot \sigma_1 \cdot \cos\varphi \cdot \operatorname{tg}(\varphi \mp \beta) \quad (3.33)$$

În calitate de ecuații suplimentare pentru funcțiile necunoscute $f(\varphi)$ și $\sigma_1(\varphi)$, Orowan a folosit condiția elementară de plasticitate:

$$\sigma_1 = \sigma_3 + \sigma_c = \frac{T}{h} + \sigma_c \quad (3.34)$$

Prin introducerea acestei condiții în ecuația (3.33) se obține ecuația de laminare după Orowan:

$$\frac{dT}{d\varphi} = D \left(\frac{T}{h} + \sigma_c \right) \cdot \cos\varphi \cdot \operatorname{tg}(\varphi + \beta) \quad (3.35)$$

în care: T - reprezintă forța orizontală care acționează pe unitatea de lățime a laminatului;

φ - unghiul de prindere în secțiunea x ;

$D = 2R$, diametrul cilindrilor;

h - înălțimea paralelipipedului elementar;

σ_c - limita de curgere cu considerarea tensiunii principale medii (după W.Lode);

β - unghiul de frecare, $\beta = \operatorname{arctg}\mu$.

Ecuația diferențială (3.35) este asemănătoare ecuației lui Karman, motiv pentru care și curbele de repartizare a presiunii pe arcul de contact, calculate după cele două teorii, aproape că se suprapun.

3.5. ANALIZA SOLUȚIEI LUI ȚELIKOV [98]

Un mare merit a lui Telikov constă în faptul că a propus o rezolvare simplă a ecuației diferențiale a lui Karman, egalând arcul de contact cu coarda acestuia. El arată că în conformitate cu rezultatele calculelor comparative, eroarea pentru această înlocuire este mică, iar în cazul aplicării unor reduceri mari precizia crește mult.

Este evident că neconcordanța între curbele experimentale a repartizării presiunii și cele teoretice, pe arcul de contact, constă în aceea că primele formează un maxim sub formă de cupolă, iar cele teoretice – maximul ascuțit. Acest fapt limitează corectitudinea teoriei moderne, deoarece neconcordanța dintre curbele teoretice și cele experimentale de repartizare a presiunii reprezintă consecința simplificărilor și ipotezelor admise la deducerea formulelor teoretice.

Admițând că forța de frecare pentru orice valori a presiunii p_x este $\mu \cdot p_x$, presupunem că alunecarea cilindrilor pe materialul metalic se păstrează chiar și în punctul de pe suprafața de contact pentru care forța de frecare este mai mare decât limita de curgere a materialului în punctul dat.

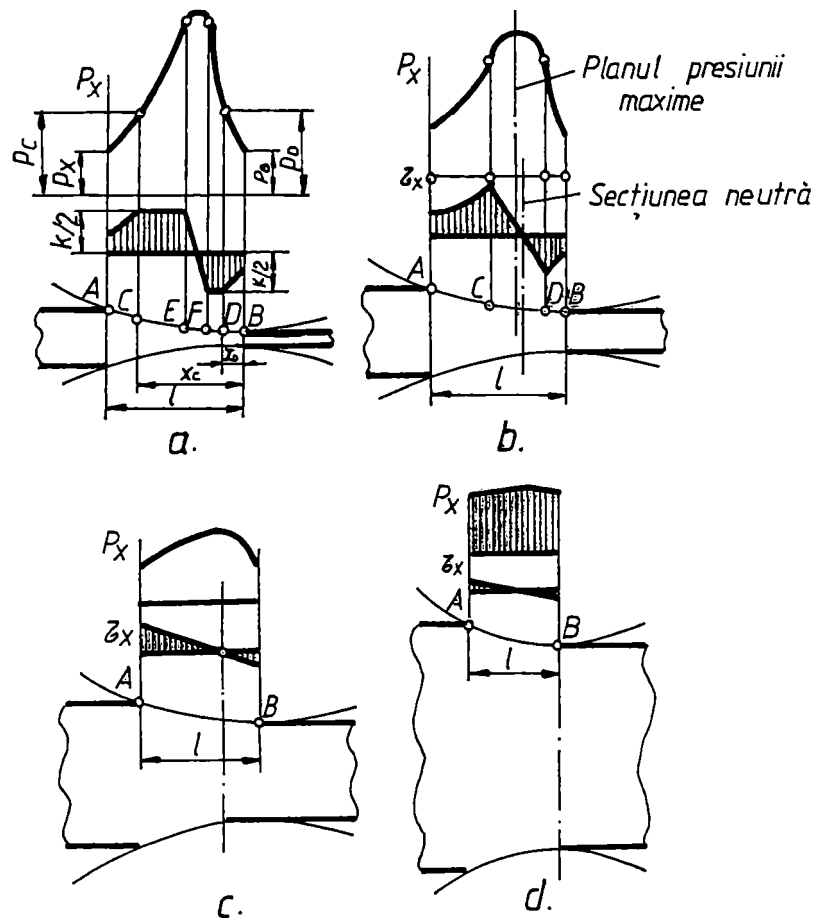


Fig.3.4. Diagrammele de repartizare pe arcul de contact a presiunii p_x și frecării τ_x ,

pentru patru cazuri de laminare cu rapoarte $\frac{l}{h_m}$ diferite:

$$\mathbf{a} - \frac{l}{h_m} \geq 4; \quad \mathbf{b} - \frac{l}{h_m} = 2 \div 4; \quad \mathbf{c} - \frac{l}{h_m} = 0,5 \div 2 \quad \mathbf{d} - \frac{l}{h_m} \leq 0,5$$

A admite o situație similară, fizic este imposibil. Imposibilitatea derivă nemijlocit și din condiția de curgere la deformare, cu considerarea tensiunilor de alunecare. Astfel, valoarea forței de frecare $\tau_x = \mu \cdot p_x$ în punctul dat, reprezintă o mărime determinată, indiferent dacă materialul alunecă pe cilindrii sau aderă la suprafața lor. Dacă în punctul analizat $\mu \cdot p_x < \frac{k}{2}$, atunci materialul metalic va aluneca pe

cilindrii, iar dacă $\mu \cdot p_x \geq \frac{k}{2}$, atunci în punctul respectiv materialul va adera. Prin urmare, zona de aderență reprezintă locul geometric al punctelor în care $\mu \cdot p_x \geq \frac{k}{2}$.

După Ţelikov, legea de distribuție a forțelor de frecare în aceste zone este funcție de raportul $\frac{l}{h_m}$. Structura zonelor după acest criteriu este dată în figura 3.4.

În primul caz de laminare ($\frac{l}{h_m} \geq 4$) pe suprafața de contact se evidențiază trei zone în care forțele de frecare se supun la legi diferite. În porțiunile suprafeței de contact învecinate cu planurile de intrare și ieșire a materialului metalic dintre cilindrii, sunt situate porțiunile cu frecare uscată în care forța de frecare este dată de relația $\tau_x = \mu \cdot p_x$ (fig.3.4).

Pe măsura creșterii presiunii pe direcția jumătății arcului de contact, forța de frecare atinge valoarea $\tau_{max} = \frac{k}{2}$ și din acest moment, alunecarea materialului metalic pe cilindrii încetează și apare porțiunea de aderență în care forța de frecare rămâne constantă.

În partea centrală a porțiunii de aderență, lângă planul neutru unde apare porțiunea cu deformare îngreunată, forțele de frecare se schimbă după o altă regulă, nestabilită deocamdată.

Se admite că evoluția forțelor de frecare de la valoarea $+\frac{k}{2}$ în zona de întârziere, la $-\frac{k}{2}$ în zona de avans, nu se produce în trepte ci după o curbă aproape de linia dreaptă (vezi fig.3.4,a).

În al doilea caz de laminare ($\frac{l}{h_m} = 2...4$) porțiunile în care forțele de frecare sunt constante ($\tau_x = \frac{k}{2}$) pot să dispară și diagrama va include trei porțiuni; două de alunecare cu frecare uscată și porțiunea centrală cu deformare îngreunată (fig.3.4,b).

În al treilea caz de laminare ($\frac{l}{h_m} = 0,5...2$) zonele de alunecare dispar și pe întregul arc de contact se produce deformare îngreunată, iar materialul metalic ca și cum se comprimă în ambele părți, comparativ cu secțiunea neutră.

Diagrama presiunii reprezintă o curbă continuă convexă (fig.3.4,c).

În al patrulea caz de laminare ($\frac{l}{h_m} \leq 0,5$) diagrama forțelor de frecare și a presiunii prezintă aceeași formă de distribuție ca în cazul precedent, cu deosebirea că diagrama presiunii este foarte aproape de un dreptunghi. În acest caz deformația nu se propagă pe întreaga înălțime a secțiunii, ci se formează un contur concav al secțiunii transversale (fig.3.4,d).

Astfel, legea de repartizare a presiunii pe arcul de contact, dacă $\frac{l}{h_m} > 2...4$, include câteva porțiuni a căror limite se determină rezolvând în comun ecuațiile acestor zone. Toate acestea complică

mult deducerea formulelor de calcul. De aceea, prezintă interes metodele de calcul bazate pe distribuția pe întreaga lungime a arcului de contact a unei legi pentru forțele de frecare care să considere și porțiunea de aderență.

Soluția propusă de Ţelikov are la bază ecuația dată de Karman, după care se obțin rezultatele aproximative. Ţelikov a rezolvat această ecuație printr-o altă metodă, introducând în locul lui x valoarea:

$$y = \frac{\Delta h}{2l} \cdot x + \frac{h_1}{2} \quad (3.36)$$

și înlocuind expresia $\frac{dy}{dx} = \frac{x}{R}$ cu $\frac{dy}{dx} = \frac{\Delta h}{2l}$, în ecuația:

$$y \cdot \frac{d\sigma}{dx} + \sigma \cdot \frac{x}{R} = \sigma_1 \left(\frac{x}{R} \mp \mu \right) \quad (3.37)$$

Prin aceasta, ecuația diferențială obține următoarea formă:

$$y \cdot \frac{d\sigma}{dx} + \sigma \cdot \frac{\Delta h}{2l} = \sigma_1 \left(\frac{\Delta h}{2l} \mp \mu \right) \quad (3.38)$$

Ţelicov a utilizat condiția de plasticitate $\sigma_1 - \sigma_3 = \sigma_c = 2\tau_{\max} = ct.$, pe care a scris-o însă sub forma $\sigma_3 = \sigma_1 - \sigma_c$. De menționat că, după Ţelikov, $\sigma = \sigma_3$ este tensiunea care acționează în plan longitudinal asupra elementului de volum, separat în zona de deformare. Atunci:

$$\frac{d(\sigma_1 - \sigma_c)}{dx} + \frac{(\sigma_1 - \sigma_c)}{y} \cdot \frac{\Delta h}{2l} = \frac{\sigma_1}{y} \left(\frac{\Delta h}{2l} \mp \mu \right)$$

Dacă dx se schimbă cu $2 \cdot l \cdot \frac{dy}{\Delta h}$, după anumite transformări, se obține:

$$\frac{d\sigma_1}{dy} - \frac{\sigma_c}{y} \pm \frac{\sigma_1}{y} \cdot \frac{2\mu l}{\Delta h} = 0 \quad (3.39)$$

Dacă $\frac{2\mu l}{\Delta h} = \delta$, această ecuație se scrie sub forma:

$$\sigma_1 = e^{\mp \int \frac{\delta}{y} dy} \left[c + \int \frac{\sigma_c}{y} \cdot e^{\pm \int \frac{\delta}{y} dy} \cdot dy \right] \quad (3.40)$$

$$\sigma_1 = c \cdot y^{\mp \delta} \pm \frac{\sigma_c}{\delta} \quad (3.41)$$

Ţelikov a propus următoarea soluție:

- pentru zona de întârziere, $\sigma_1 = c_1 \cdot y^{-\delta} + \frac{\sigma_c}{\delta}$;

- pentru zona de avans, $\sigma_1 = c_2 \cdot y^{+\delta} - \frac{\sigma_c}{\delta}$.

Pentru determinarea constantelor de integrare s-au folosit condițiile limită:

- în zona de întârziere, pentru $y = \frac{h_0}{2}$, tensiunea $\sigma_1 = \sigma_c$; de unde:

$$c_1 = \frac{\sigma_c}{\delta} \cdot (\delta - 1) \cdot \left(\frac{h_0}{2}\right)^\delta;$$

- în zona de avans, pentru $y = \frac{h_1}{2}$, tensiunea $\sigma_1 = \sigma_c$; de unde:

$$c_2 = \frac{\sigma_c}{\delta} \cdot (\delta + 1) \cdot \left(\frac{h_1}{2}\right)^\delta.$$

Prin introducerea constantelor de integrare și $y = \frac{h_x}{2}$ se obține ecuația lui Ţelikov pentru laminarea produselor plate fără ecruisare:

$$\text{- în zona de întârziere, } \sigma_1 = \frac{\sigma_c}{\delta} \left[(\delta - 1) \cdot \left(\frac{h_0}{h_x}\right)^\delta + 1 \right] \quad (3.42)$$

$$\text{- în zona de avans, } \sigma_1 = \frac{\sigma_c}{\delta} \left[(\delta + 1) \cdot \left(\frac{h_x}{h_1}\right)^\delta - 1 \right]$$

unde: σ_1 - reprezintă tensiunea verticală de comprimare, $\sigma_1 = f_1(x)$;

σ_c - limita de curgere, $\sigma_c = 2\tau_{max}$;

h_0 - grosimea laminatului la introducerea în zona de deformare;

h_1 - grosimea laminatului la ieșirea din zona de deformare.

$$\delta = \frac{2\mu l}{\Delta h} = 2\mu \sqrt{\frac{R}{\Delta h}}$$

Poziția secțiunii neutre, determinată de valoarea h_N pentru abscisa x_N , se află din condiția $(\sigma_1)_v = (\sigma_1)_N$, adică:

$$h_N = \sqrt[\delta]{\frac{B \cdot h_1^\delta}{2A} + \sqrt{\frac{B^2 \cdot h_1^{2\delta}}{4A^2} + \frac{h_0^\delta \cdot h_1^\delta}{A}}} \quad (3.43)$$

în care:

$$A = \frac{\delta + 1}{\delta - 1}; \quad B = \frac{2}{\delta - 1}. \quad (3.44)$$

Abscisa x_N pentru secțiunea neutră, se determină din ecuația:

$$x_N = \sqrt{R(h_N - h_1)} \quad (3.45)$$

Determinarea presiunii de laminare direct prin integrarea ecuației (3.42) nu este posibilă, dar se simplifică considerabil metoda grafică după care tensiunea σ_1 se determină cu relația (3.42) pentru porțiuni separate ale arcului de contact. Prin aceasta se obține aceeași formă a diagramei presiunii, cum a obținut Karman (fig.3.3).

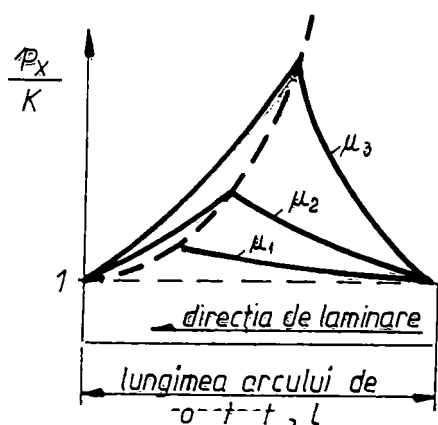


Fig.3.5. Influența coeficientului de frecare asupra caracterului de repartizare a presiunii de contact

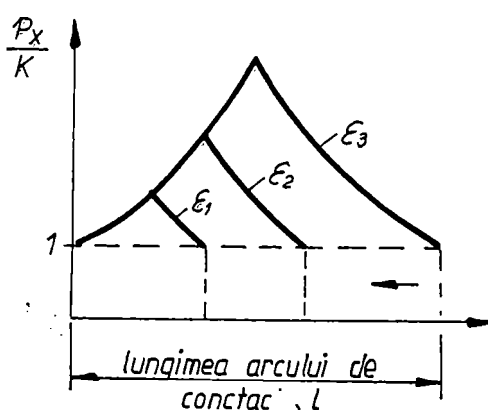


Fig.3.6. Influența gradului de reducere asupra repartizării presiunii de contact.
 $\epsilon_1 < \epsilon_2 < \epsilon_3$

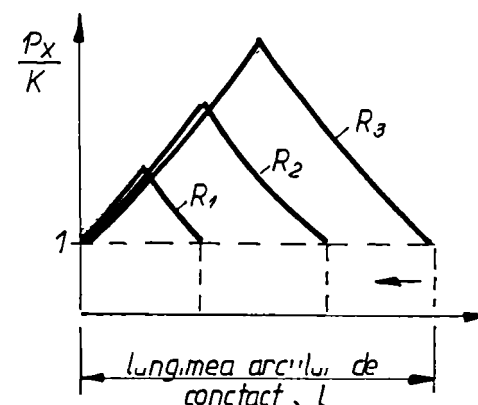


Fig.3.7. Influența diametrului cilindrilor asupra repartizării presiunii de contact
 $R_1 < R_2 < R_3$

Deoarece tensiunea depinde funcțional de δ , care corespunde valorii ϵ după Karman, atunci tensiunile σ_1 și σ_3 depind de o serie de factori, în principal de coeficientul de frecare, grosimea laminatului, gradul de reducere și raza cilindrilor.

În figura 3.5 este prezentată dependența tensiunii σ_1 funcție de coeficientul de frecare μ , menținând constante gradul de reducere relativă ϵ și diametrul cilindrilor.

În figura 3.6 tabloul este invers și anume se prezintă influența gradului de reducere la valori constante ale coeficientului de frecare μ și diametrul cilindrilor D , iar în figura 3.7, influența diametrului cilindrilor la valori constante ale coeficientului de frecare μ și a gradului de reducere ϵ .

3.6. ANALIZA SOLUȚIILOR DE DETERMINARE A PRESIUNII CU CONSIDERAREA CURBĂRII SECȚIUNILOR TRANSVERSALE ÎN ZONA DE DEFORMARE

În ultimul timp s-au elaborat teorii care renunță la simplificări, adică la unghiuri mici de prindere în condiții de deformare plană și la ipoteza secțiunilor plane, adică teoria încearcă să considere curbarea secțiunilor transversale la trecerea lor prin zona de deformare.

Au fost deduse și rezolvate două ecuații diferențiale, una pentru cazul alunecării pe întreaga lungime a arcului de contact cu frecare uscată și alta pentru cazul aderării materialului metalic la suprafața cilindrilor, când orice punct din acesta se deplasează cu viteza cilindrilor și alunecarea se produce numai în interiorul materialului respectiv.

Se analizează și condițiile în care pe arcul de contact sunt prezente ambele situații de frecare amintite: alunecarea la extremitățile zonei și aderență în partea centrală a arcului de contact.

Bland și Ford [15] pentru cazul frecării uscate, iar Sims [91] pentru cazul aderenței pe întreaga lungime a arcului de contact, au dat rezolvarea aproximativă a ecuațiilor diferențiale și apoi au propus metode simple de calcul a presiunii.

Ecuațiile diferențiale date de autori pot fi rezolvate numai prin metoda integrării numerice în forma dată de aceștia, dar reprezintă una din cele mai precise rezolvări din punctul de vedere al mecanicii procesului de laminare.

3.7. ANALIZA SOLUȚIEI LUI BLAND ȘI FORD [15]

Admițând alunecare pe întreaga lungime a arcului de contact, autorii propun ecuația diferențială în următoarea formă:

$$\frac{dT}{d\varphi} = 2p_x R' (\sin\varphi \pm \mu \cdot \cos\varphi) \quad (3.46)$$

în care: T - reprezintă forța orizontală care acționează pe unitatea de lățime a laminatului în zona de deformare, $T = \sigma \cdot h$;

φ - unghiul care definește poziția punctului curent, considerat pe arcul de contact;

R' - raza de curbură a arcului de contact deformat elastic.

Deoarece, conform condiției de plasticitate $p_x = \sigma + k = \frac{T}{h} + k$, atunci $T = h(p_x - k)$.

Introducând această valoare în ecuația (3.46), autorii au obținut relația:

$$\frac{d}{d\varphi} [h(p_x - k)] = 2p_x R' (\sin\varphi \pm \mu \cos\varphi)$$

Dacă se admite că $p_x \approx k$, această aproximație este echivalentă cu următoarea ecuație:

$$h \cdot k \cdot \frac{d}{d\varphi} \left(\frac{p_x}{k} \right) = 2p_x \cdot R' (\sin\varphi \pm \mu \cdot \cos\varphi)$$

În continuare, acest procedeu va simplifica mult rezolvarea matematică. Admițând că $\sin\varphi \approx \varphi$; $\cos\varphi \approx 1$; $h_\varphi = h_1 + R'\varphi^2$; $\sin\varphi \pm \mu \cos\varphi \approx \varphi \pm \mu$, autorii obțin:

$$\int \frac{\frac{d}{d\varphi} \cdot \frac{p_x}{k}}{\frac{p_x}{k}} = \int \frac{2R'(\varphi \pm \mu)}{h_1 + R'\varphi^2}$$

După integrare, soluțiile rezultate sunt:

$$\text{- pentru zona de avans: } \frac{p_x^+}{k} = \frac{h}{h_1} \cdot e^{\mu H} \quad (3.47)$$

$$\text{- pentru zona de întârziere: } \frac{p_x^-}{k} = \frac{h}{h_0} \cdot e^{\mu(H_1 - H)} \quad (3.48)$$

$$H = 2\sqrt{\frac{R'}{h_1}} \operatorname{arctg} \left(\sqrt{\frac{R'}{h_1}} \varphi \right),$$

în care:

$$H_1 = 2\sqrt{\frac{R'}{h_1}} \operatorname{arctg} \left(\sqrt{\frac{R'}{h_1}} \alpha \right)$$

3.8. ANALIZA SOLUȚIEI LUI SIMS [91]

Prin soluția lui Sims se încearcă rezolvarea aproximativă a ecuației care consideră curbarea secțiunilor transversale pentru cazul aderenței pe întreaga lungime a arcului de contact. Pentru aceasta, Sims admite ecuația diferențială de laminare, sub forma:

$$(p_x \operatorname{tg} \varphi \pm \tau_x) dx - \frac{1}{2} d(\sigma h) = 0 \quad (3.49)$$

în care: p_x - reprezintă presiunea materialului metalic pe cilindrii;

σ - tensiunea orizontală în laminat (vezi fig.3.1);

x - distanța elementului separat față de planul de ieșire.

Admițând că pe întreaga lungime a arcului de contact se produce fenomenul de aderență, atunci $\tau_x = \frac{k}{2}$ și considerând că $\sigma \cdot h = T$, care reprezintă forța orizontală pe unitatea de lățime a

laminatului, $dx = R d\varphi$, precum și aproximând că $\sin \varphi = \operatorname{tg} \varphi = \varphi$; $\cos \varphi = \frac{1}{1 - \cos \varphi} = \frac{\varphi^2}{2}$, ecuația

anterioară devine:

$$\frac{dT}{d\varphi} = R' (2p_x \operatorname{tg} \varphi \pm k) \quad (3.50)$$

În continuare, autorul aplică concluziile teoriei care consideră curbarea secțiunilor transversale în zona de laminare și deduce pentru forța T , expresia: $T = h \left(p_x - \frac{\pi}{4} k \right)$

Coeficientul $\frac{\pi}{4}$ din relație consideră neuniformitatea deformației datorată curbării secțiunilor transversale din zona de deformare. Introducând această valoare pentru forța T în ecuația anterioară, se obține:

$$\frac{d}{d\varphi} \left[h \left(\frac{p_x}{k} - \frac{\pi}{4} \right) \right] = 2R' \varphi \frac{p_x}{k} \pm R' \quad (3.51)$$

De asemenea, dacă k este constant pe întregul arc de contact (adică nu depinde de viteza de deformație și reducere pe trecere) și înlocuind în ecuația (3.51) $h = h_1 + R' \varphi^2$, rezultă:

$$\frac{d}{d\varphi} \left(\frac{p_x}{k} - \frac{\pi}{4} \right) = \frac{R' \pi \varphi}{2(h_1 + R' \varphi^2)} \pm \frac{R'}{h_1 + R' \varphi^2} \quad (3.52)$$

Integrând această ecuație, rezultă pentru presiunea de laminare următoarele soluții:

- pentru zona de avans:

$$\frac{p^+}{k} = \frac{\pi}{4} \ln \frac{h}{h_1} + \frac{\pi}{4} + \sqrt{\frac{R'}{h_1}} \operatorname{arctg} \left(\sqrt{\frac{R'}{h_1}} \varphi \right) \quad (3.53)$$

- pentru zona de întârziere:

$$\frac{p^-}{k} = \frac{\pi}{4} \ln \frac{h}{h_0} + \frac{\pi}{4} + \sqrt{\frac{R'}{h_1}} \operatorname{arctg} \left(\sqrt{\frac{R'}{h_1}} \alpha \right) - \sqrt{\frac{R'}{h_1}} \operatorname{arctg} \left(\sqrt{\frac{R'}{h_1}} \varphi \right) \quad (3.54)$$

Deci, diagrama presiunii nu reprezintă o funcție continuă, ci se compune din două curbe care se intersectează în planul a cărui poziție este determinată de rezolvarea în comun a ecuațiilor (3.53) și (3.54).

Relațiile lui Sims pot fi aplicate pentru calculul presiunii în cazul laminării la cald a tablelor groase.

3.9. ANALIZA SOLUȚIEI LUI KOROLEOV [59]

Soluția propusă de Koroleov are la bază ecuația diferențială dedusă cu acceptarea ipotezelor secțiunilor plane (excluzând zona de aderență), adică ecuația:

$$\frac{dp_x}{dx} - \frac{k}{h} \cdot \frac{dh}{dx} \pm \frac{\mu}{h} p_x = 0 \quad (3.55)$$

și introduce în aceasta legea schimbării liniare a forțelor frecării de contact pe lungimea întregului arc de contact.

$$\tau_x = \tau \left(1 - \frac{x}{l_n} \right) \quad (3.56)$$

în care: τ - reprezintă valoarea forțelor de frecare în planul de ieșire a materialului metalic dintre cilindri;

l_n - distanța de la planul de ieșire și până la secțiunea neutră, unde frecarea de contact își schimbă semnul.

Prin metoda diferențierii curbilor pentru presiunea normală, autorul determină cu oarecare aproximare experimentală poziția porțiunii de aderență care ocupă partea centrală a zonei de contact – porțiunea cu deformare îngreunată. Extinzând această porțiune pe întreaga lungime a arcului de contact, Koroleov cercetează parametrii de forță pentru întreaga zonă de deformare. Astfel, se ajunge la o ecuație diferențială de tipul:

$$\frac{dp_x}{dx} - \frac{k}{y} \cdot \frac{dy}{dx} - \tau \left(1 - \frac{x}{l_n} \right) \cdot \frac{1}{y} = 0 \quad (3.57)$$

Înlocuind arcul de contact cu coarda, adică admițând că:

$$y = \frac{\Delta h}{2l} x + \frac{h_1}{2} = \frac{\alpha}{2} x + \frac{h_1}{2}; \quad dx = \frac{2}{\alpha} dy,$$

rezultă:

$$\frac{dp_x}{dx} - \left[k \frac{\alpha}{2} + \tau \left(1 - \frac{x}{l_n} \right) \cdot \frac{1}{y} \right] = 0 \quad (3.58)$$

După integrarea acestei ecuații și introducerea unor simplificări, Koroleov obține următoarea ecuație pentru presiunea de laminare:

$$\frac{p_x}{k} = \left\{ 1 + (\delta - 1) \left[\frac{2 - \varepsilon}{\varepsilon} \ln \left(\frac{\alpha_x}{h_1} + 1 \right) - \frac{2}{l} x \right] \right\} \quad (3.59)$$

în care: $\delta = \frac{2\mu_1 l}{\Delta h} = \frac{2\mu_1}{\alpha};$

μ_1 - coeficientul de frecare în momentul introducerii materialului metalic între cilindrii.

Diagrama presiunii trasată pe baza acestei ecuații reprezintă în sine o curbă continuă simetrică, având un maxim sub formă de cupolă situat la jumătatea arcului de contact (care nu se suprapune cu secțiunea neutră).

Soluția lui Koroleov are aplicabilitate mai ales în cazul laminării benzilor la rece și uneori pentru grosimi mai mari și pentru laminarea la cald.

3.10. ANALIZA SOLUȚIEI LUI MICAN [70]

Soluția propusă de Mican constă în prelucrarea ecuației de bază a presiunii de laminare, admițând o extindere a zonei de aderență pe tot arcul de contact, ajungând în final la următoarea relație de calcul:

$$\frac{p_x}{k} = \frac{l}{(\cos \varphi + \mu \sin \varphi) - \frac{R[\mu(\sin \alpha - \sin \varphi) - (\cos \varphi - \cos \alpha)]}{h_0 - 2R(\cos \varphi - \cos \alpha)}}$$

Această relație poate fi aplicată pentru determinarea presiunii de laminare la cald a blumurilor, bramelor, tablelor groase și a benzilor late.

În ecuația dată, pentru cazurile curențe de laminare, $\mu = 0,55 \dots 0,575$.

Diferitele relații aplicate în condiții de exploatare și corectate cu indicațiile date de aparatura de măsură și control, au permis trasarea a numeroase grafice de mare utilitate pentru cercetarea și exploatarea curentă, care permit să se dea o apreciere cantitativă și calitativă asupra modului în care se desfășoară procesul de laminare.

3.11. CONCLUZII LA CAPITOLUL III

Din analiza soluțiilor de calcul comparate, rezultă următoarele concluzii:

- Repartizarea presiunii este funcție de ipoteza admisă pentru distribuția forțelor de frecare pe suprafețele de contact dintre materialul metalic și cilindrii de laminare;

- În toate cazurile rezultă prezența unor porțiuni în care se manifestă frecarea de alunecare, astfel încât diagrama presiunii evidențiază existența unor zone de întârziere și avans. Cu relația lui Nadai, separarea prin plan neutru a acestor zone nu se evidențiază;

- Soluțiile analizate au aplicabilitate în cazul laminării la rece a benzilor și tablelor cu unghiuri de contact sub 10° . Valorile maxime ale presiunii diferă mult de la o soluție la alta. Încercarea de a aplica una din aceste soluții pentru laminarea la cald duce la erori considerabile pe motivul că se neglijează influența temperaturii asupra caracteristicilor fizico-mecanice și a coeficientului de frecare μ .

- Din compararea soluțiilor analizate, rezultă că în condiții reale de lucru nu se poate susține ipoteza existenței exclusive a unor zone de alunecare (întârziere și avans), separate printr-un plan neutru, ca în soluțiile lui Karman și Siebel. Mai aproape de realitate este distribuția presiunii figurată sub formă de cupolă, după soluția lui Nadai, care se corelează mai bine cu datele experimentale și de exploatare. Este deci necesară o reconsiderare a ipotezelor fundamentale admise inițial, cu corectarea lor în următorul mod:

- secțiunile plane înainte de laminare se curbează în zona de deformare în funcție de viteza de deplasare a particulelor metalice;

- frecarea variază după legi diferite de-a lungul arcului de contact.

Neconcordanța între curbele experimentale de repartizare a presiunii și cele teoretice, constă în aceea că primele formează un maxim sub formă de cupolă, iar cele teoretice un maxim ascuțit. Aceasta ca urmare a simplificărilor și ipotezelor admise la deducerea formulelor teoretice.

Analiza teoretică a laminării la cald nu a avansat la nivelul de cunoștințe la care se găsește analiza laminării la rece, din cauza dificultății de a acumula date experimentale sigure și a complexității mai mari a problemei. Ca și în alte procese, presiunea de laminare este o funcție atât de temperatură, cât și de viteza de laminare.

Făcându-se o comparație cu datele experimentale cunoscute privind laminarea la cald, soluția lui Sims și Mican arată o corespondență mai bună.

CAPITOLUL IV**ANALIZA TEORIEI ACTUALE DE CALCUL
A PRESIUNII ÎN ZONA DE DEFORMARE**

Cercetările teoretice și experimentale efectuate, [59], [64] au lărgit cu mult domeniul cunoștințelor despre fenomenele care se produc în zona de deformare la laminare.

Pe baza acestor cercetări, zona de deformare nu include numai limitele geometrice ale porțiunii care se deformează între cilindrii, ci se întinde mai departe în straturile învecinate cu această zonă.

Deformarea materialului metalic prin laminare este posibilă numai în prezența forțelor de frecare pe suprafețele de contact cu cilindrii.

Aceste forțe își exercită influența asupra întregului volum de material metalic care se deformează. Ca rezultat, orice părticică elementară din materialul respectiv pe înălțimea și lungimea zonei de deformare se găsește în condiții de tensionare volumetrică care se caracterizează prin ecuațiile diferențiale ale teoriei plasticității. La laminarea unor benzi relativ late, $\left(\frac{l}{h_m} > 5\right)$ în cazul general, zona geometrică de deformare se compune din două porțiuni :

- porțiunea de alunecare a metalului pe cilindrii, în care frecarea de contact se supune legii lui Coulomb, $\tau_k = \mu \cdot p_x$; aici se include de fapt două porțiuni, aflate în imediata vecinătate a zonei geometrice de deformare, adică la intrarea și ieșirea materialului metalic dintre cilindrii;

- porțiunea de aderență, în care alunecarea materialului pe suprafața cilindrilor lipsește, adică stratul de suprafață al metalului se deplasează cu o viteză tangențială egală cu viteza periferică a cilindrilor, sau particulele de materialului metalic ca și când s-ar lipi de suprafața cilindrilor.

Așa cum arată Telikov [98], [99], ca rezultat a fenomenului de aderență pe suprafața de contact, straturile interioare ale materialului metalic, conform legii constanței debitului de metal care se deplasează în unitatea de timp în orice secțiune verticală a zonei de deformare, trebuie să înregistreze o viteză care să se deosebească de viteza straturilor de la suprafață.

Datorită prezenței gradientului de viteză din aceste secțiuni, volumele de material metalic se deformează neuniform și în acestea, pe lângă tensiunile normale mai apar și tensiuni tangențiale.

În zona de aderență de asemenea există două porțiuni. În prima, forțele de frecare pe suprafața de contact, ajungând la valoarea maximă la sfârșitul zonei de alunecare, rămân constante și egale cu:

$$\tau_k = k = \frac{l}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_c \approx 0,58 \cdot \sigma_c = \text{const.}$$

În a doua porțiune, forțele de frecare se micșorează pe direcția secțiunii neutre; această condiție este necesară din punct de vedere fizic, deoarece în secțiunea neutră forțele de frecare trecând prin valoarea zero, își schimbă direcția.

Prin aceasta trebuie să subliniem că termenul „secțiune neutră” este convențional deoarece datorită prezenței gradientului de viteză în straturile interioare ale materialului metalic, tensiunile tangențiale nu sunt egale cu zero; prin urmare secțiunea neutră nu poate fi verticală în volumul de material care se deformează.

Diagramele de repartizare a tensiunilor tangențiale pe suprafețele de contact cu cilindrii (forțele de frecare τ_k) și în volumul materialului metalic care se deformează (τ_{xy}) sunt prezentate în figura 4.1.

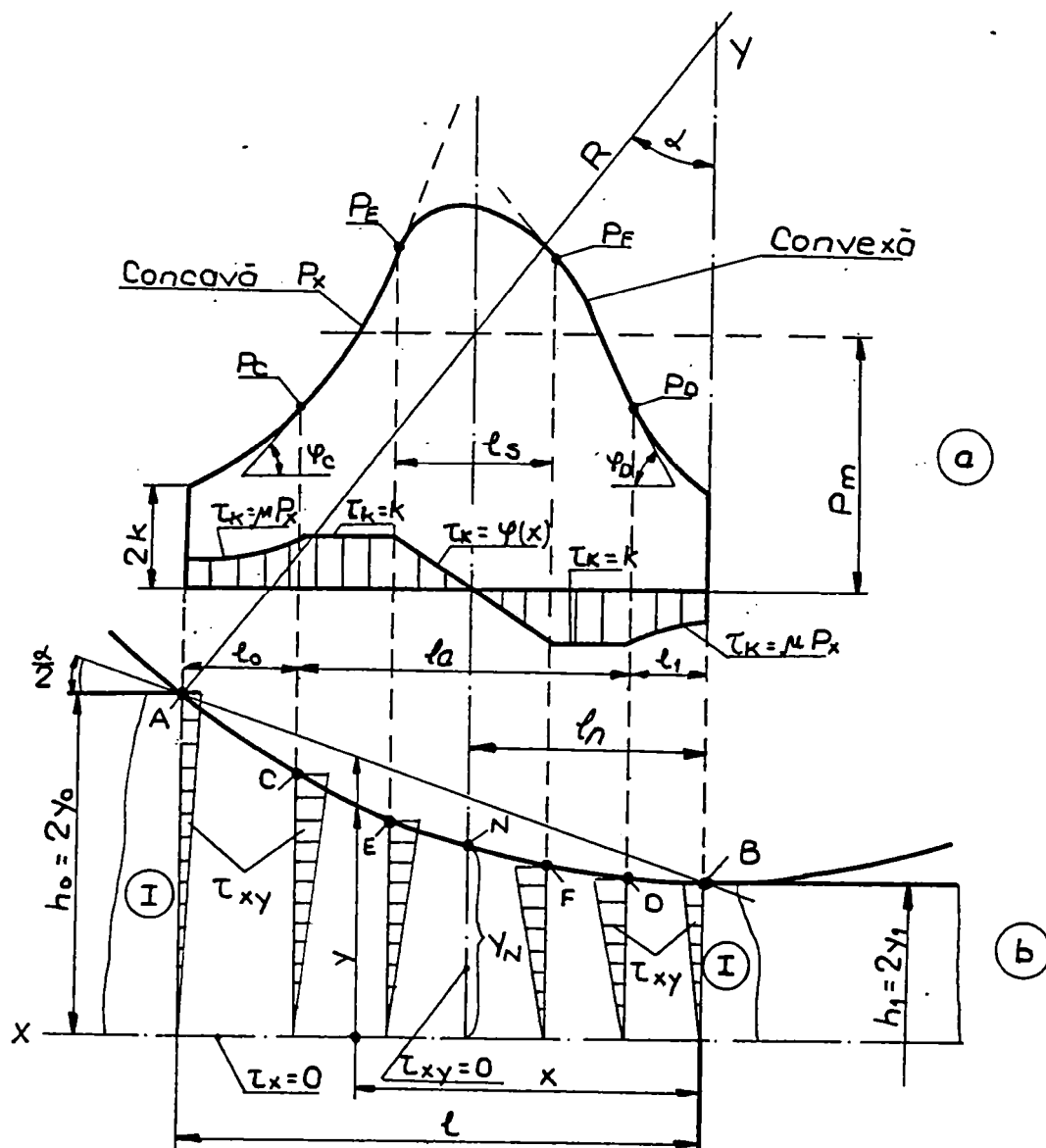


Fig.4.1. Diagramele de repartizare pentru:

- a* – forțele de frecare τ_k pe suprafețele de contact cu cilindrii de laminare și presiunile normale p_x pe lungimea arcului de contact;
b – tensiunile tangențiale interioare τ_{xy} din secțiunile verticale a zonei geometrice de deformare (I – zonele de deformare din afara zonei de contact).

Din această figură rezultă că tensiunile tangențiale din zona geometrică de deformare sunt egale cu zero în două cazuri:

- în secțiunea neutră, unde forțele de frecare pe suprafețele de contact își schimbă semnul de la minus la plus;
- pe axa de simetrie x , deoarece în orice punct pe această axă gradientul de viteză este egal cu zero (alunecarea interioară lipsește).

În conformitate cu prezentarea din figura 4.1 a tabloului de repartizare a tensiunilor tangențiale, tensiunile normale în volumul materialului metalic se vor repartiza de asemenea neuniform.

Până în ultimul timp, tensiunile normale (verticale σ_y și orizontale σ_x) s-au determinat utilizând ecuația diferențială de echilibru a lui Karman [57], la demonstrarea căreia au fost admise ipotezele:

- în orice secțiune verticală tensiunile tangențiale din interiorul metalului metalic lipsesc cu desăvârșire, excepție făcând punctele de contact de la suprafața cu cilindrii, unde aceste tensiuni sunt egale cu valoarea forțelor de frecare de pe suprafețele de contact;

- la rezolvarea ecuației de echilibru, elementul infinit mic presupus în zona de deformare, compatibil cu ecuația plasticității s-a admis în concordanță cu prima ipoteză a ecuației plasticității în tensiuni principale, $\sigma_1 - \sigma_3 = 2k$, în care $\sigma_1 \cong p_x$; $\sigma_3 \cong \sigma_x$ și k - rezistența la alunecare ideală;

- pe toată suprafața de contact are loc frecare uscată (alunecare) între materialul metalic și cilindrii, care se supune legii lui Coulomb $\tau_k = \mu \cdot p_x$. Dar, după cum se poate observa și din figura 4.1, nici una din aceste ipoteze nu sunt adevărate, de aceea se poate trage concluzia că ecuația diferențială a lui Karman nu este în concordanță cu actuala teorie a laminării. Aceste neajunsuri au determinat cercetătorii din domeniu să stabilească noi ecuații diferențiale care să considere neuniformitatea deformației și a vitezelor de deformație, adică să ia în considerare atât tensiunile tangențiale de pe suprafețele de contact cu cilindrii, cât și pe cele din interiorul materialului metalic care se deformează.

Datorită prezenței forțelor de frecare pe suprafețele de contact, în orice secțiune a zonei de deformare vor apărea pe înălțimea acesteia tensiuni tangențiale și normale neuniforme.

Admitem că tensiunile tangențiale se situează pe înălțime în mod liniar: pe axa x acestea sunt egale cu zero, iar la suprafața de contact sunt egale cu forțele de frecare ($\tau_{xy} = \tau_k$). Pentru deformarea în două direcții (lățirea lipsește) ecuația plasticității care ia în considerare tensiunile tangențiale are forma:

$$\left(\frac{\sigma_y - \sigma_x}{2} \right)^2 + \tau_{xy}^2 = k^2 \quad (4.1)$$

sau:
$$\sigma_y - \sigma_x = 2k \cdot \psi_x \quad (4.2)$$

în care: $\psi_x = \sqrt{1 - \left(\frac{\tau_{xy}}{k}\right)^2}$ - coeficient care ia în considerare influența tensiunilor tangențiale asupra diferenței dintre tensiunile normale (maximă σ_y și minimă σ_x) [83].

Pentru orice punct de pe suprafața de contact, $\tau_{xy} = \tau_k$, $\psi_k = \sqrt{1 - \left(\frac{\tau_k}{k}\right)^2}$ și $\sigma_y = \sigma_x + 2k \cdot \psi_k$.

Pentru orice punct de pe axa de simetrie x, $\tau_{xy} = 0$, $\psi_x = 1$ și $\sigma_y = \sigma_x + 2k$.

Datorită faptului că la laminare unghiul de prindere nu înregistrează valori mari, admitem că presiunea elementară radială este egală cu tensiunea verticală, adică $p_x = \sigma_y$.

Dacă separăm în zona de deformare un element cu lățimea d_x și admitem că $\sigma_y = \text{const.}$ pe înălțimea acestui element, obținem că tensiunea medie orizontală, care acționează pe elementul respectiv va fi:

$$\sigma_{xm} = p_x - k(1 + \psi_k) \quad (4.3)$$

Proiectând pe axa orizontală toate forțele care acționează la elementul separat de lățime d_x , și egalând suma proiecțiilor acestora cu zero, rezultă ecuația diferențială de echilibru:

$$\frac{d\sigma_{xm}}{d_x} - \frac{p_x - \sigma_{xm}}{y} \frac{d_y}{d_x} \mp \frac{\tau_k}{y} = 0 \quad (4.4)$$

În această ecuație și în continuare, înaintea ultimului termen τ_k semnul de sus se referă la zona din stânga, iar cel de jos, la zona din dreapta, comparativ cu secțiunea neutră.

Folosind ecuația plasticității (4.3) și considerând că $d\sigma_{xm} = dp_x - kd\psi_k$, se obține o nouă ecuație diferențială pentru tensiunea orizontală σ_{xm} și tensiunea verticală p_x [34]:

$$d\sigma_{xm} = k(1 + \psi_k) \frac{d_y}{y} \mp \tau_k \frac{d_x}{y}; \quad (4.5)$$

$$dp_x = k \left[d\psi_k + (1 + \psi_k) \frac{d_y}{y} \mp \frac{\tau_k}{k} \frac{d_x}{y} \right] \quad (4.6)$$

Analizând aceste ecuații, rezultă următoarele concluzii :

- dacă nu luăm în considerare deformarea neuniformă și prezența tensiunilor interne tangențiale din materialul metalic care se deformează, adică în ecuația plasticității (4.1) să admitem că $\tau_{xy} = 0$, $\psi_x = 1$, și să o folosim pentru ecuația de echilibru (4.4) în tensiunile normale principale $p_x - \sigma_x = 2k$, atunci ecuația diferențială (4.6) obține forma ecuației lui Karman:

$$dp_x = k \left(2 \frac{d_y}{y} \mp \frac{\tau_k}{k} \frac{d_x}{y} \right) \quad (4.7)$$

Prin urmare, ecuația lui Karman reprezintă o formă particulară a ecuației diferențiale (4.6), care ia în considerare și tensiunile tangențiale din materialul metalic supus deformării;

- în secțiunea neutră [$\tau_k=0$, $\psi_k=1$ și $d(\psi_k)=0$], $d\sigma_x=dp_x$, $\frac{dp_x}{dx} \neq 0$ și $\frac{d\sigma_x}{dx} \neq 0$, adică secțiunea neutră nu reprezintă secțiunea valorilor maxime pentru p_x și σ_x ;

- dacă $\frac{d\sigma_{x_m}}{dx} = 0$, atunci $k(1 + \psi_k) \frac{dy}{dx} = \pm \tau_k$;

- dacă $\frac{dp_x}{dx} = 0$, atunci $k \left[\frac{d}{dx} (\psi_k) y + (1 + \psi_k) \frac{dy}{dx} \right] = \pm \tau_k$ (4.8)

Deoarece părțile din stânga ale acestor egalități sunt pozitive, atunci și cele din dreapta vor fi de asemenea pozitive. Înseamnă că maximele p_x și σ_x sunt situate în stânga față de secțiunea neutră și proiectate la planul orizontal nu se suprapun între ele (deoarece $d\psi_k \neq 0$) [108].

Examinăm rezolvarea ecuației diferențiale (4.6) exprimată în formă generală, pentru porțiuni separate care compun suprafața de contact din zona de deformare (figura 4.1).

4.1. PORȚIUNILE DE ALUNECARE LA INTRAREA ȘI IEȘIREA DIN ZONA DE DEFORMARE

Introducând în ecuația (4.6) condiția că $\tau_k = \mu \cdot p_x$, rezultă ecuația diferențială cu următoarea parte din dreapta:

$$dp_x \pm \mu \cdot p_x \cdot \frac{dx}{y} = k \left[d\psi_k + (1 + \psi_k) \frac{dy}{y} \right] \quad (4.9)$$

În această ecuație dependența dintre coordonatele oricărui punct de pe suprafața de contact se determină cu ecuația arcului cilindrului, deplasat față de axa x cu valoarea $a = R + y_1$ [98]:

$$x^2 + (a - y)^2 = R^2 ; \quad dx = \frac{(a - y) dy}{\sqrt{R^2 - (a - y)^2}} \quad (4.10)$$

în care a - reprezintă un coeficient care ia în considerare influența tensiunilor tangențiale din ecuația plasticității (4.2)

$$\psi_k = \sqrt{1 - \left(\frac{\mu \cdot p_x}{k} \right)^2} = \sqrt{1 - \left(\frac{\tau_k}{k} \right)^2} \quad (4.11)$$

Rezolvarea ecuației diferențiale (4.9), luând în considerare condițiile (4.10) și (4.11), duce în final la formule greoaie.

Având în vedere că fiecare din porțiunile de alunecare au o întindere redusă pe lungimea arcului de contact deoarece τ_k poate să crească numai până la valoarea $\tau_k = k$, cu suficient grad de exactitate, ecuația (4.9) se poate rezolva admitând următoarea aproximație: înlocuim curbura arcului cilindrului, adică arcul de contact dintre materialul metalic și cilindrii se aproximează cu coarda respectivă.

Atunci $y = y_1 + \frac{a}{2}x$; $dy = \frac{a}{2}dx$; $dx = \frac{2}{a}dy$, și ecuația (4.9) devine:

$$dp_x \pm 2 \frac{\mu}{\alpha} p_x \cdot \frac{dy}{y} = k \left[d\psi_k + (1 + \psi_k) \frac{dy}{y} \right] \quad (4.12)$$

Această ecuație poate fi rezolvată mai simplu dacă se admite că $\left(\frac{\tau_k}{k}\right)^2 \leq 1$, atunci conform relației (4.11) $\psi_k=1$, $d\psi_k=0$ și ecuația (4.12) obține forma:

$$dp_x \pm 2 \frac{\mu}{\alpha} p_x \cdot \frac{dy}{y} = 2k \frac{dy}{y} \quad (4.13)$$

Rezolvând această ecuație, se obțin cunoscutele relații a lui Țelikov [37]:

- pentru zona de întârziere:

$$p_x = \frac{2k}{\delta} \left[(\delta - 1) \left(\frac{y_0}{y} \right)^\delta + 1 \right] \quad (4.14)$$

- pentru zona de avans:

$$p_x = \frac{2k}{\delta} \left[(\delta + 1) \left(\frac{y}{y_1} \right)^\delta - 1 \right] \quad (4.15)$$

în care: $\delta = 2 \frac{\mu}{\alpha}$.

Analizând după relațiile (4.14) și (4.15), curbele $p_x = f(x)$ au o formă exponențială.

Limita porțiunilor de alunecare-aderență și întinderea întregii zone de aderență o determinăm din condiția că în punctele C și D forțele de frecare pe suprafețele de contact realizează maximum $\tau_k = \mu \cdot p_x = k$, și presiunea normală aici este egală cu $p_c = p_o = \frac{k}{\mu}$.

Înlocuind această condiție în relațiile (4.14) și (4.15) obținem:

$$\frac{l_o}{l} = \frac{1}{\varepsilon} (1 - A); \quad \frac{l_1}{l} = \frac{1 - \varepsilon}{\varepsilon} (B - 1) \quad (4.16)$$

$$\frac{y_o}{y_c} = \frac{1}{A}; \quad \frac{y_D}{y_1} = B \quad (4.17)$$

în care: $A = \left(\frac{2\mu - \alpha}{1 - \alpha} \right)^{\frac{\alpha}{2\mu}}; \quad B = \left(\frac{1 + \alpha}{2\mu + \alpha} \right)^{\frac{\alpha}{2\mu}}$ (4.18)

Relațiile (4.17) și (4.18) au fost propuse pentru determinarea întinderii zonei de aderență. Deoarece $l_a = l - l_o - l_1$, atunci rezultă:

$$\frac{l_a}{l} = B - \frac{B - A}{\varepsilon} \quad (4.19)$$

Din analiza relației (4.19) și a curbelor corespunzătoare, prezentate în figurile 4.2. și 4.3., se pot concluziona următoarele:

- dacă $\mu = 0,5$, zona de aderență ocupă întregul arc de contact (aderență pe întreaga întindere a zonei de deformare);

- dacă $\mu = \text{constant}$, întinderea zonei de aderență se mărește odată cu creșterea reducerii relative, adică odată cu creșterea raportului $\frac{l}{h_0}$ (dacă $\alpha = \text{constant}$);

- la valori reduse $\mu < 0,1$ și $\varepsilon < 0,40$ zona de aderență în mod practic lipsește.

Determinăm raportul porțiunilor de alunecare și, în baza relației (4.16), se obține:

$$\frac{l_o}{l_i} = \frac{1-A}{(1-\varepsilon)(B-1)} > 1 \quad (4.20)$$

Rezultă astfel că porțiunea de alunecare este mai extinsă în zona de întârziere decât în zona de avans;

Admițând o modificare liniară a tensiunii τ_k pe porțiunile de alunecare de la valoarea inițială în secțiunea de intrare (ieșire), egală cu $\mu \cdot 2k$ și până la valoarea maximă finală care se află la limita dintre porțiunea de alunecare – aderență, egală cu k , adică valoarea medie:

$$\tau_{k_m} = k \frac{1+2\mu}{2} = \text{const.} \quad (4.21)$$

de aceea: $\psi_k = \sqrt{1 - \left(\frac{1+2\mu}{2}\right)^2} = \text{const.}$ și $d\psi_k = 0$

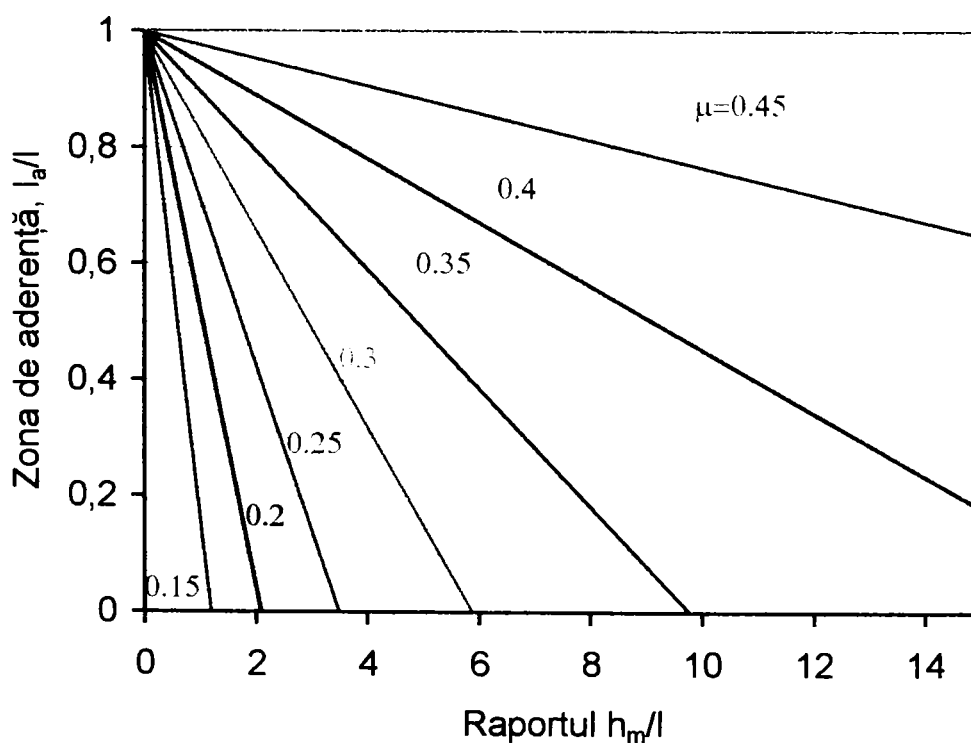


Fig.4.2. Întinderea zonei de aderență l_a/l , funcție de raportul l/h_m , la diferite valori a coeficientului de frecare μ

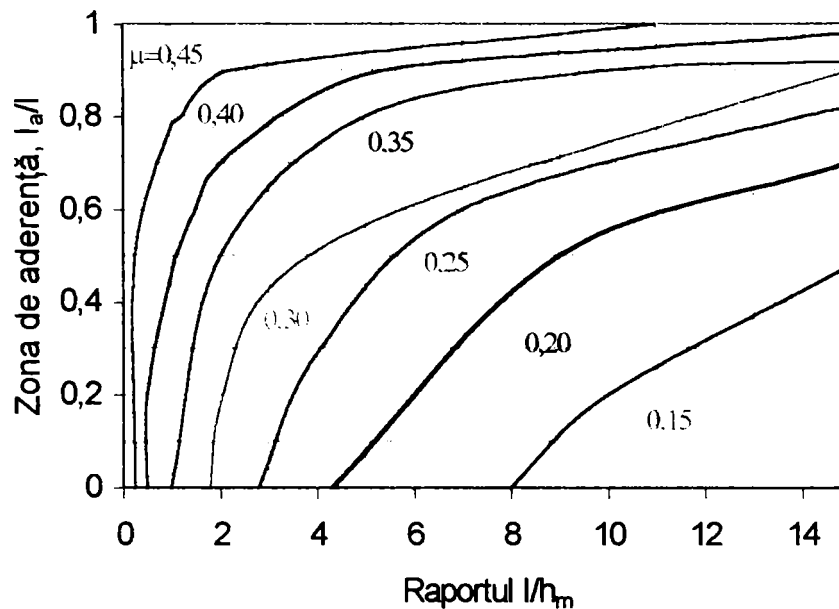


Fig.4.3. Întinderea zonei de aderență l_a/l , funcție de raportul h_m/l , la diferite valori a coeficientului de frecare μ

Atunci ecuația (4.6) primește forma:

$$p_x = k \left[(1 + \psi_k) \int \frac{dy}{y} + \frac{1 + 2\mu}{2} \int \frac{dx}{y} \right] + c \quad (4.22)$$

Pentru zona de întârziere:
$$p_x = 2k \left(1 + C_o \cdot \ln \frac{y_o}{y} \right) \quad (4.23)$$

Pentru zona de avans:
$$p_x = 2k \left(1 + C_l \cdot \ln \frac{y}{y_l} \right) \quad (4.24)$$

în care:
$$C_o = \frac{l}{2} \left[\left(\frac{1 + 2\mu}{\alpha} \right) - (1 + \psi_k) \right]; \quad C_l = \frac{l}{2} \left[\left(\frac{1 + 2\mu}{\alpha} \right) + (1 + \psi_k) \right] \quad (4.25)$$

În felul acesta se observă că în zonele de alunecare presiunea de laminare crește după curbe concave de tip exponențial.

Determinăm întinderea porțiunilor în care deformarea se produce cu alunecare pe suprafața de contact cu cilindrii.

$$\text{Înlocuind } \ln \frac{y_o}{y_c} = \ln \frac{y_l + \frac{\alpha}{2} l}{y_l + \frac{\alpha}{2} x_c} = \frac{\alpha}{h_l} (l - x_c) = \frac{\alpha}{h_l} l_o; \quad \ln \frac{y_D}{y_l} \approx \frac{\alpha}{2} l_l,$$

se obține:
$$\frac{l_o}{l} = \frac{1 - \varepsilon}{\varepsilon} \cdot \frac{l}{2\mu(1 + C_o)} \quad (4.26)$$

$$\frac{l_l}{l} = \frac{1 - \varepsilon}{\varepsilon} \cdot \frac{l}{2\mu(1 + C_l)} \quad (4.27)$$

$$\frac{l_a}{l} = 1 - \left(\frac{l_0}{l} + \frac{l_1}{l} \right) \quad (4.28)$$

$$\frac{l_0}{l_1} = \frac{1+C_1}{1+C_0} \quad (4.29)$$

Rezultă că: $\frac{l_0}{l_1} > 1.$

Admitem de asemenea că la începutul porțiunii de alunecare $y = y_0 = \text{const.}$, adică pe aceste porțiuni laminarea între cilindrii o echivalăm cu refularea materialului metalic între plăci paralele ($dy=0$). Deoarece ψ_k se schimbă neînsemnat pe axa x , rezultă că $d\psi_k = 0$. Atunci ecuația (4.9) preia obișnuita formă a ecuației pentru refulare :

$$dp_x = \bar{\tau}_k \frac{dx}{y} = \bar{\tau}_\mu \cdot p_x \frac{dx}{y} \quad (4.30)$$

$$\ln p_x = \bar{\tau} \frac{\mu}{y} \int dx + C = \bar{\tau} \frac{\mu}{y} x + C$$

Pentru porțiunea de alunecare în zona de întârziere $y = y_0$; $p_x = p_0 = 2k$; $x = l$;

$$C_0 = \ln 2k + \frac{\mu}{y_0} l \text{ și de aceea: } p_x = 2ke^{2m_0 \left(l - \frac{x}{l} \right)} \quad (4.31)$$

în care: $m_0 = \mu \frac{l}{h_0}$

Pentru porțiunea de alunecare în zona de avans $y = y_1$; $p_x = p_1 = 2k$; $x = 0$; $C_1 = \ln 2k$,

astfel: $p_x = 2ke^{2m_1 \frac{x}{l}} \quad (4.32)$

în care: $m_1 = \mu \frac{l}{h_1}$

Conform relațiilor (4.31) și (4.32), presiunea de laminare evoluează după curbe exponențiale. Determinăm întinderea porțiunilor de alunecare. Astfel, pentru zona de întârziere $x = x_C$;

$$\frac{1}{2\mu} = e^{2\mu \frac{l_0}{h_0}} = e^{2m_0 \left(l - \frac{x_C}{l} \right)},$$

de unde obținem: $\frac{l_0}{l} = \frac{h_0}{l} \cdot \eta \quad (4.33.a)$

în care: $\eta = \frac{\ln \frac{1}{2\mu}}{2\mu}$

Pentru zona de avans $x = x_D$; $\frac{1}{2\mu} = e^{2m_1 \frac{x_D}{l}} = e^{2\mu \frac{l_1}{h_1}}$, rezultând că:

$$\frac{l_1}{l} = \frac{h_1}{l} \cdot \eta \quad (4.33.b)$$

Bazându-ne pe relația (4.28), determinăm întinderea zonei de aderență (figura 4.2 și figura 4.3):

$$\frac{l_a}{l} = 1 - 2\eta \frac{h_m}{l} \quad (4.34)$$

în care:

$$h_m = \frac{h_0 + h_1}{2}$$

Din analiza relațiilor (4.19), (4.28) și (4.34) se ajunge la concluzia că rezultatele calculelor efectuate cu acestea pentru presiunea de laminare p_x , precum și pentru determinarea întinderii porțiunilor de alunecare și aderență din zona de deformare se deosebesc neînsemnat. Având în vedere întinderea nu prea mare a porțiunilor de alunecare în raport cu lungimea totală a arcului de contact, menționăm că relațiile (4.31) – (4.34) sunt mult mai simple și mai comode pentru utilizarea lor ulterioară privind calculul presiunii de laminare. De asemenea, se poate concluziona:

- din analiza relațiilor (4.33,a) și (4.33,b) rezultă că $l_0 > l_1$, adică întinderea porțiunii de alunecare în zona de întârziere este mai mare decât în zona de avans;

- din analiza relației (4.34) rezultă că:

a) dacă $\mu = 0,5$ ($\eta = 0$), $\frac{l_a}{l} = 1$, adică zona de aderență se întinde pe întreaga lungime a arcului de contact;

b) odată cu creșterea raportului $\frac{h_m}{l}$ întinderea zonei de aderență se micșorează [37].

4.2. PORȚIUNILE DIN ZONA DE DEFORMARE $\tau_k = k = const.$

Pe aceste porțiuni a zonei de aderență (fig. 4.1), din vecinătatea celor de alunecare, forțele de frecare pe suprafețele de contact au valoare maximă și constantă, de aceea în conformitate cu ecuația plasticității (4.2), $\psi_k = 0$, $d\psi_k = 0$ și ecuația diferențială (4.6) obține forma:

$$dp_x = k \left(\frac{dy}{y} \mp \frac{dx}{y} \right) \quad (4.35)$$

Această ecuație se poate rezolva prin două metode .

Prima metodă: înlocuind arcul de contact cu o parabolă.

Atunci, introducând în termenul doi din dreapta $y = y_1 + \frac{x^2}{2R}$, se obține:

$$p_x = \left[\int \frac{dy}{y} \mp \int \frac{dx}{y_1 + \frac{x^2}{2R}} \right] + C$$

$$\text{sau: } p_x = k \left[\ln y \mp \sqrt{\frac{2R}{y_1}} \operatorname{arctg} \left(x \sqrt{\frac{1}{2R \cdot y_1}} \right) \right] + C \quad (4.36)$$

Pentru porțiunea respectivă din zona de întârziere $y = y_c$; $x = x_c$; $p_x = p_c = \frac{k}{\mu}$;

$$C_o = k \left[\frac{1}{\mu} - \left(\ln y_c - \sqrt{\frac{2R}{y_1}} \operatorname{arctg} x_c \sqrt{\frac{1}{2R y_1}} \right) \right],$$

de unde:
$$p_x = 2k \left[\frac{1}{2\mu} + \sqrt{\frac{R}{h_1}} \left(\operatorname{arctg} x_c \sqrt{\frac{1}{R \cdot h_1}} - \operatorname{arctg} x \sqrt{\frac{1}{R \cdot h_1}} \right) - \frac{1}{2} \ln \frac{y_c}{y} \right] \quad (4.37)$$

Pentru aceeași porțiune, dar din zona de avans $x = x_D$; $y = y_D$; $p_x = p_D = \frac{k}{\mu}$;

$$C_i = k \left[\frac{1}{\mu} - \left(\ln y_D + \sqrt{\frac{2R}{y_1}} \operatorname{arctg} x_D \sqrt{\frac{1}{2R \cdot y_1}} \right) \right]$$

de unde:
$$p_x = 2k \left[\frac{1}{2\mu} + \sqrt{\frac{R}{h_1}} \left(\operatorname{arctg} x \sqrt{\frac{1}{R \cdot h_1}} - \operatorname{arctg} x_D \sqrt{\frac{1}{R \cdot h_1}} + \frac{1}{2} \ln \frac{y}{y_D} \right) \right] \quad (4.38)$$

Datorită faptului că înlocuirea arcului de contact al cilindrului de laminare în zona de deformare cu o curbă parabolică dă o eroare foarte mică, iar pentru cazul laminării la rece curba parabolică corespunde mai bine profilului aplatizat al arcului de contact decât arcul de cerc, se poate aprecia că rezultatele calculelor pentru p_x cu relațiile (4.37) și (4.38) vor fi mult mai exacte.

Metoda a doua.: înlocuind arcul de contact cu o coardă.

Pentru acest caz $y = y_1 + \frac{\alpha}{2} x$; $dy = \frac{\alpha}{2} dx$ și $dx = \frac{2}{\alpha} dy$. Atunci, ecuația (4.35) obține forma:

$$dp_x = k \left(1 \mp \frac{2}{\alpha} \right) \frac{dy}{y} \quad (4.39)$$

$$p_x = k \left(1 \mp \frac{2}{\alpha} \right) \int \frac{dy}{y} = k \left(1 \mp \frac{2}{\alpha} \right) \ln y + C \quad (4.40)$$

Pentru porțiunea respectivă din zona de întârziere $y = y_c$; $p_x = p_c = \frac{k}{\mu}$;

$$C_o = k \left[\frac{1}{\mu} + \left(\frac{2}{\alpha} - 1 \right) \ln y_c \right]$$

de unde:
$$p_x = 2k \left[\frac{1}{2\mu} + \frac{1 - \frac{\alpha}{2}}{\alpha} \ln \frac{y_c}{y} \right] \quad (4.41)$$

Pentru aceeași porțiune, dar din zona de avans $y = y_D$; $p_x = p_D = \frac{k}{\mu}$;

$$C_1 = k \left[\frac{l}{\mu} - \left(\frac{2}{\alpha} + 1 \right) \ln y_D \right]$$

de aceea,

$$p_x = 2k \left(\frac{l}{2\mu} + \frac{l + \frac{\alpha}{2}}{\alpha} \ln \frac{y}{y_D} \right) \quad (4.42)$$

După cum arată calculele, valoarea lui p_x obținută cu relațiile (4.37) și (4.38) prin înlocuirea arcului de contact cu o parabolă, este cu 3÷8 % mai mare decât cea obținută cu relațiile (4.41) și (4.42), prin înlocuirea arcului de contact cu o coardă. La valori reduse ale unghiului de prindere, rezultatele calculelor după aceste relații se suprapun. Astfel, înlocuind:

$$\operatorname{arctg} x \sqrt{\frac{l}{R \cdot h_1}} \approx x \sqrt{\frac{l}{R \cdot h_1}}; \ln \frac{y_c}{y} = \ln \frac{l + \frac{\alpha}{h_1} x_c}{l + \frac{\alpha}{h_1} x} \approx \frac{\alpha}{h_1} (x_c - x); \ln \frac{y}{y_D} \approx \frac{\alpha}{h_1} (x - x_D),$$

pentru ambele cazuri se obține:

$$p_{CE} = 2k \left[\frac{l}{2\mu} + \left(1 - \frac{\alpha}{2} \right) \frac{x_c - x}{h_1} \right] \quad (4.43)$$

$$p_{DF} = 2k \left[\frac{l}{2\mu} + \left(1 + \frac{\alpha}{2} \right) \frac{x - x_D}{h_1} \right] \quad (4.44)$$

După cum s-a arătat mai înainte (fig.4.1.), pe porțiunile de alunecare curbele diagramelor p_x au o formă exponențială. Analizăm forma curbelor p_x pe porțiunile de aderență, unde $\tau_k = \tau_{max} = k = const.$. Pentru aceasta cercetăm unghiul de înclinare al tangentei la curbele p_x , pentru diferite valori ale lui x , adică cercetăm funcția $\frac{dp_x}{dx}$:

a) porțiunea de aderență CE din zona de întârziere.

Prin înlocuirea arcului de contact cu o parabolă, conform relației (4.37),

$$\frac{dp_x}{dx} = -\frac{2k}{h_1} \left(1 - \alpha \frac{x}{l} \right) \left[\frac{l}{1 + \frac{\varepsilon}{1 - \varepsilon} \left(\frac{x}{l} \right)^2} \right] \quad (4.45)$$

Prin înlocuirea arcului de contact cu o coardă, conform relației (4.41)

$$\frac{dp_x}{dx} = -\frac{2k}{h_1} \left(1 - \frac{\alpha}{2} \right) \left[\frac{l}{1 + \frac{\varepsilon}{1 - \varepsilon} \left(\frac{x}{l} \right)} \right] \quad (4.46)$$

Din analiza relațiilor (4.45) și (4.46), rezultă că în ambele cazuri odată cu micșorarea raportului $\frac{x}{l}$ (începând de la $\frac{x_c}{l}$), unghiul de înclinare al tangentei la curba p_x se micșorează, adică curba va fi concavă, ca și în porțiunea anterioară de alunecare.

b) pentru porțiunea de aderență DF din zona de avans, conform relației (4.35)

$$\frac{dp_x}{dx} = +\frac{2k}{2y} \left(1 + \frac{dy}{dx} \right) \quad (4.47)$$

Odată cu creșterea lui x (de la punctul x_D în direcția x_F) $\frac{dy}{dx}$ se mărește, iar termenul $\left(\frac{l}{2y}\right)$ se micșorează, de aceea, din relația (4.47) nu rezultă dacă se micșorează sau se mărește prin aceasta $\frac{dp_x}{dx}$.

Reanalizăm ecuația (4.47).

Conform ecuației exacte a cercului (4.10),

$$y = (R + y_1) - \sqrt{R^2 - x^2} \approx y_1 + \frac{R}{2} \left(\frac{x}{R} \right)^2;$$

$$2y = h_1 \left[1 + \frac{\varepsilon}{1 - \varepsilon} \left(\frac{x}{l} \right)^2 \right];$$

$$\frac{dy}{dx} = \frac{x}{\sqrt{R^2 - x^2}} = \frac{x}{R} \frac{1}{\sqrt{1 - \left(\frac{x}{R} \right)^2}} \approx \frac{x}{R} = \alpha \left(\frac{x}{l} \right);$$

(care de fapt corespunde înlocuirii arcului de contact cu o curbă parabolică)

$$\frac{dp_x}{dx} = +\frac{2k}{h_1} \left[\frac{1 + \alpha \frac{x}{l}}{1 + \frac{\varepsilon}{1 - \varepsilon} \left(\frac{x}{l} \right)^2} \right] \quad (4.48)$$

Egalând această ecuație cu zero, observăm că funcția $\frac{dp_x}{dx}$ are un punct de inflexiune când $x = \frac{h_1}{2}$. Dacă $x < \frac{h_1}{2}$, unghiul de înclinare al tangentei $\frac{dp_x}{dx}$ se mărește odată cu micșorarea raportului $\frac{x}{l}$. Curba presiunii p_x în această porțiune are forma concavă.

Dacă $x > \frac{h_1}{2}$, odată cu creșterea raportului $\frac{x}{l}$, $\frac{dp_x}{dx}$ se micșorează, adică curba presiunii p_x are forma convexă. Determinăm punctul de inflexiune al curbei p_x în comparație cu punctul D (adică limita dintre porțiunile de alunecare și aderență).

Conform relației (4.33):

$$\frac{x}{l_i} = \frac{l}{2\eta} > 1 \quad (4.49)$$

dacă $\eta < 0,5$ ($\mu > 0,35$), $\frac{x}{l_i} > 1$ și punctul de inflexiune este situat pe porțiunea DF în zona de aderență, iar dacă $\eta > 0,5$ ($\mu < 0,35$; vezi tabelul 4.1.) $\frac{x}{l_i} < 1$, adică punctul de inflexiune va fi situat în porțiunea de alunecare BD.

Raportul între coeficientul de frecare μ și coeficientul η

Tabelul 4.1.

	0,05	0,1	0,15	0,2	0,25	0,3	0,35	0,4	0,45	0,5
$\ln \frac{1}{2\mu}$	2,3	1,61	1,2	0,96	0,693	0,512	0,353	0,223	0,104	0
η	23	8,05	4,0	2,3	1,39	0,85	0,51	0,28	0,12	0
$1+2\eta$	47	17,1	9,0	5,6	3,78	2,7	2,02	1,56	1,29	1

Pe baza acestor relații se pot trage concluziona următoarele:

- a) dacă $\mu < 0,35$ curba presiunii p_x pe porțiunea DF (în dreapta față de secțiunea neutră) are formă convexă;
- b) dacă $\mu > 0,35$, curba presiunii p_x este compusă din două porțiuni: de la punctul D până la $x = \frac{h_i}{2}$ curba p_x are formă concavă (este o continuare a curbei concave p_x pe porțiunea de alunecare BD), iar de la punctul $x = \frac{h_i}{2}$ până la punctul F – formă convexă. Prin înlocuirea arcului de contact nu cu o parabolă, ci cu o coardă conform relației (4.42), se obține:

$$\frac{dp_x}{dx} = + \frac{2k}{h_i} \left[\frac{l + \frac{\alpha}{2}}{l + \frac{\varepsilon}{l - \varepsilon} \left(\frac{x}{l} \right)} \right] \quad (4.50)$$

Din analiza acestei relații, rezultă că odată cu creșterea raportului $\frac{x}{l}$ (de la punctul D pe direcția cu punctul F), unghiul de înclinare al tangentei la curba p_x se micșorează, adică curba p_x a presiunii în această porțiune este convexă (pentru orice valoare a lui μ).

Trebuie să menționăm că reprezentarea diagramelor presiunii p_x (figura 4.4) pe porțiunea DF sub formă de curbă exponențială, ca și în zona de alunecare, tratate în literatura de specialitate [48], nu corespunde cu realitatea.

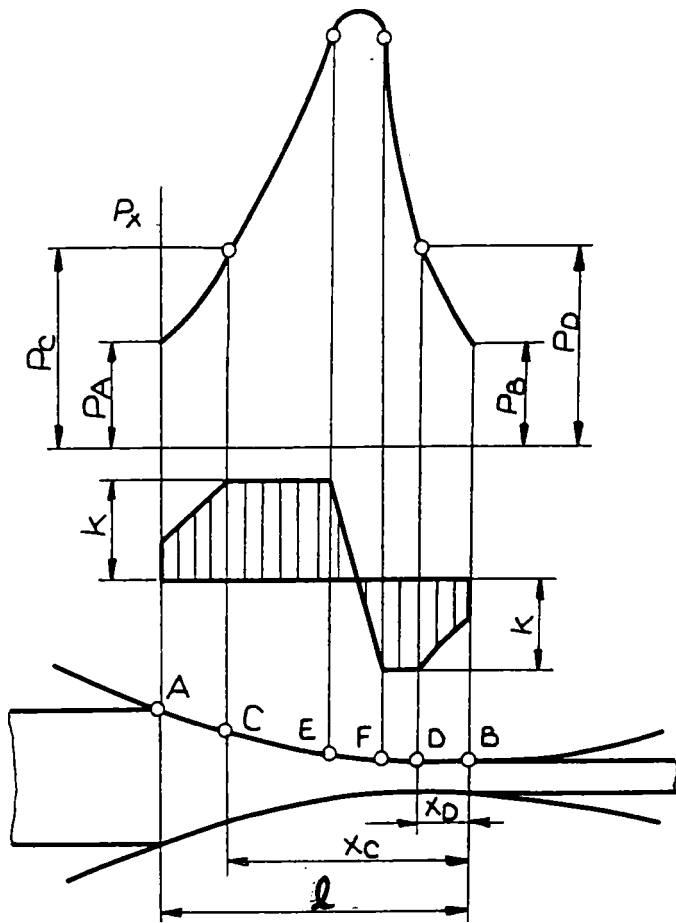


Fig.4.4. Diagrama teoretică a presiunii pe lungimea arcului de contact la laminarea biaxială, când $(\frac{l}{h_m} > 5)$. [98].

Diagrama teoretică a presiunii p_x pe porțiunea DF (prin înlocuirea arcului de contact cu o coardă) are forma convexă. Această formă a curbelor teoretice a presiunii p_x (fig.4.1,a și 4.4) corespunde în mai mare măsură cu cele experimentale înregistrate de către autor.

Analizăm unghiul de înclinare al tangentei în punctele limită C și D, (fig.4.1,a)

Unde $\tau_k = k$ și $p_C = p_D = \frac{k}{\mu}$. Dacă se

avansează spre aceste puncte prin porțiunile de alunecare, atunci unghiurile de înclinare a tangentelor la curbele p_x vor fi egale cu mărimile:

a) cu formula mai precisă (4.9):

$$\frac{dp_x}{dx}(C) \approx -2k \frac{l}{h_C} \quad (4.51)$$

$$\frac{dp_x}{dx}(D) \approx +2k \frac{l}{h_D} \quad (4.51,a)$$

b) cu relațiile lui Ţelikov (4.14) și (4.15) prin înlocuirea arcului de contact cu o coardă,

$$\frac{dp_x}{dx}(C) = -2k \frac{l - \alpha}{h_C} \quad (4.52)$$

$$\frac{dp_x}{dx}(D) = +2k \frac{l + \alpha}{h_D} \quad (4.52,a)$$

c) cu relațiile (4.23) și (4.24), adoptând valoarea medie pentru τ_x pe porțiunile de alunecare:

$$\frac{dp_x}{dx}(C) = -2k \frac{l - 2\mu - \alpha}{2} \frac{l}{h_C} \quad (4.53)$$

$$\frac{dp_x}{dx}(D) = +2k \frac{l + 2\mu + \alpha}{2} \frac{l}{h_D} \quad (4.53,a)$$

d) cu relațiile (4.31) și (4.32), dacă $h_x = h_0 = \text{const.}$ pe porțiunea AC și $h_x = h_1 = \text{const.}$ pe porțiunea BD:

$$\frac{dp_x}{dx}(C) = -2k \frac{l}{h_0} \quad (4.54)$$

$$\frac{dp_x}{dx}(D) = +2k \frac{l}{h_1} \quad (4.54,a)$$

Din compararea cu relația mai precisă (4.51), rezultă că cea mai bună suprapunere a curbelor presiunii p_x este dată de înlocuirea arcului de contact cu dreptele $h = \text{const.}$ pe porțiunile de alunecare AC și BD.

De aceea, relațiile (4.21) și (4.32) sunt asemănătoare cu cele pentru refularea metalului metalic între plăci paralele și trebuie să le recunoaștem ca fiind suficient de precise, având în vedere întinderea redusă a porțiunilor DC și BD, conform relațiilor (4.33,a) și (4.33,b).

Dacă se avansează spre punctele C și D dinspre porțiunile de aderență CE și DF, atunci unghiurile de înclinare a tangentelor la curbele p_x a diagramelor presiunii vor fi egale cu mărimile:

a) prin înlocuirea arcului de contact cu o parabolă, conform relațiilor (4.45)

(dacă $x = x_C = l - l_0$ și $\frac{x_C}{l} = 1 - \eta \frac{h_0}{l}$) și (4.48) (dacă $x = x_D = l_1$ și $\frac{x_D}{l} = \eta \frac{h_1}{l}$):

$$\frac{dp_x}{dx}(C) = -\frac{2k}{h_1} \left[\frac{1 - \alpha \left(1 - \eta \frac{h_0}{l}\right)}{1 + \frac{\varepsilon}{1 - \varepsilon} \left(1 - \eta \frac{h_0}{l}\right)^2} \right] \quad (4.55)$$

$$\frac{dp_x}{dx}(D) = \frac{2k}{h_1} \left[\frac{1 + \eta \frac{h_1}{l}}{1 + \frac{\varepsilon}{1 - \varepsilon} \left(\eta \frac{h_1}{l}\right)^2} \right] \quad (4.55,a)$$

b) prin înlocuirea arcului de contact cu o coardă, conform relațiilor (4.46) și (4.50):

$$\frac{dp_x}{dx}(C) = -\frac{2k}{h_0} \frac{1 - \frac{\alpha}{2}}{1 + \alpha\eta} \quad (4.56)$$

$$\frac{dp_x}{dx}(D) = +\frac{2k}{h_1} \cdot \frac{1 + \frac{\alpha}{2}}{1 + \alpha\eta} \quad (4.56,a)$$

Din compararea relațiilor (4.55) și (4.56) cu relațiile (4.51) și (4.54) rezultă că unghiurile de înclinare a tangentelor la curbele presiunii p_x în punctele C și D, calculate cu relațiile presiunii p_x pentru porțiunile de alunecare și de aderență nu sunt egale între ele. În felul acesta, creșterea presiunii de la porțiunile de alunecare spre cele de aderență are loc nu continuu, ci cu inflexiunea curbelor

respectiv în punctele limită C și D, corespunzător schimbării calitative a diagramelor presiunii p_x în aceste puncte (fig.4.1.).

Determinăm gradul de variație a unghiului de înclinare al tangentelor în punctele C și D.

Pentru aceasta se ia raportul $\frac{dp_x}{dx}$ din relațiile (4.54) și (4.56) pentru punctele corespunzătoare:

$$\xi(C) = \frac{1 - \alpha \cdot \eta}{1 - \frac{\alpha}{2}} > < 1 \quad (4.57)$$

$$\xi(D) = \frac{1 + \alpha \cdot \eta}{1 + \frac{\alpha}{2}} > < 1 \quad (4.58)$$

Dacă $2\eta > 1$, adică $\mu < 0,35$ (tabelul 4.1), atunci $\xi(C) < 1$ și $\xi(D) > 1$; aceasta înseamnă că curba presiunii p_x pe porțiunea de aderență CE va avea o pantă mai abruptă decât pe porțiunea de alunecare AC, iar în porțiunea de aderență DF va fi cu o pantă mai lină (și convexă) decât în porțiunea de alunecare BD.

Dacă $2\eta < 1$, adică $\mu > 0,35$, atunci $\xi(C) > 1$, iar $\xi(D) < 1$; aceasta înseamnă că curba presiunii p_x pe porțiunea CE va fi mult mai lină decât în porțiunea AC, iar în porțiunea DF va fi mult mai abruptă decât în porțiunea BD (fig.4.1.).

Din analiza efectuată până în prezent, rezultă că înclinarea curbelor presiunii din diagramele p_x în apropierea punctelor limită C și D depinde de mărimea coeficientului de frecare pe suprafețele de contact din porțiunile de alunecare.

4.3. PORȚIUNEA CU DEFORMARE ÎNGREUNATĂ (l_s , din figura 4.1)

În porțiunea mijlocie EF a zonei de aderență (porțiunea de stagnare cu lungimea l_s) forțele de frecare de pe suprafețele de contact se micșorează în mod monoton pe direcția secțiunii neutre, după o curbă sinusoidală.

Pentru a simplifica analiza problemei, admitem că forțele de frecare de pe această porțiune a suprafeței de contact, se schimbă în mod liniar (fig.4.1.).

$$\frac{\tau_k}{k} = \pm \frac{2}{l_s} (x - l_n) \quad (4.59)$$

în care: l_n - reprezintă distanța de la secțiunea de ieșire a materialului metalic dintre cilindrii și până la secțiunea neutră.

Pe porțiunea EF deformarea plastică în întreg volumul materialului metalic se îngreunează mult, sau aceasta lipsește cu desăvârșire [58], de aceea gradientul de viteză și tensiunile tangențiale interne pot fi admise ca fiind egale cu zero. În acest caz, în locul ecuației generalizate a plasticității

(4.1) se poate utiliza ecuația plasticității exprimată în tensiuni principale $p_x - \sigma_x = 2k$, adică în relațiile (4.2) și (4.3) se admite că $\psi_x = 1$ și $d\psi_x = 0$. Atunci ecuația diferențială (4.6) pentru porțiunea EF are forma:

$$dp_x = k \left[2dy \mp \frac{\tau_k}{k} dx \right] \frac{1}{y} \quad (4.60)$$

sau:

$$dp_x = 2k \left[dy - \frac{1}{l_s} (x - l_n) dx \right] \frac{1}{y} \quad (4.61)$$

Semnul + din ecuația (4.60) a dispărut, deoarece prin utilizarea relației (4.59) presiunea pe porțiunea EF trebuie să se determine cu o singură ecuație.

Pentru a ușura stabilirea concluziilor, se înlocuiește arcul de contact cu o coardă. Atunci rezultă: $y = y_1 + \frac{\alpha}{2} x$; $x = (y - y_1) \frac{2}{\alpha}$; $dx = \frac{2}{\alpha} dy$ și:

$$\int (x - l_n) \frac{dx}{y} = \frac{4}{\alpha} \left(\frac{1}{\alpha} y - \frac{y_n}{\alpha} \ln y \right)$$

$$p_x = 2k \left[(1 + Ay_n) \ln y - Ay \right] + C \quad (4.62)$$

în care: $A = \frac{4}{\alpha^2 l_s}$.

Pentru punctul limită E, vom avea:

$$p_x = p_E; \quad y = y_E \quad \text{și} \quad C_0 = p_E - 2k \left[(1 + Ay_n) \ln y_E - Ay_E \right]$$

iar pentru punctul limită F:

$$p_x = p_F; \quad y = y_F \quad \text{și} \quad C_1 = p_F - 2k \left[(1 + Ay_n) \ln y_F - Ay_F \right]$$

De aceea, presiunea de laminare pentru porțiunea EF se poate determina după oricare din relațiile:

$$p_x = p_E + 2k \left[A(y_E - y) - (1 + Ay_n) \ln \frac{y_E}{y} \right] \quad (4.63)$$

$$p_x = p_F + 2k \left[(1 + Ay_n) \ln \frac{y}{y_F} - A(y - y_F) \right] \quad (4.64)$$

în care p_E și p_F reprezintă presiunea în punctele limită E și F, calculată cu relațiile (4.37), (4.41) prin

înlocuirea $x = x_E = l_n + \frac{l_s}{2}$ și $y = y_E = y_1 + \frac{\alpha}{2} x_E$ și cu relațiile (4.38), (4.42) prin înlocuirea

$x = x_F = l_n - \frac{l_s}{2}$ și $y = y_1 + \frac{\alpha}{2} x_F$.

Diagrama presiunii p_x , trasată după relațiile (4.63) și (4.64), va avea o formă de cupolă ca în figurile 4.1 și 4.5.

Determinăm presiunea maximă p_x din diagramă:

$$\frac{dp_x}{dx} = 2k \left[-A + (1 + Ay_n) \frac{l}{y} \right] \frac{2}{\alpha} = 0$$

de unde obținem că dacă $y = y_{p_{max}}$, atunci:

$$y_{p_{max}} = y_n + \frac{\alpha^2 l_s}{4} \quad (4.65)$$

sau:

$$x_{p_{max}} = l_n + \frac{\alpha \cdot l_s}{2} \quad (4.66)$$

În acest mod, secțiunea în care presiunea este maximă (p_{max}) nu se suprapune cu secțiunea neutră ci este situată în apropierea acesteia, în partea de intrare a materialului metalic între cilindrii. Această concluzie corespunde situației teoretice potrivit căreia secțiunea neutră nu se suprapune cu maximul pentru presiunea de laminare, fără ca aceasta să depindă de caracterul repartizării forțelor de frecare pe suprafața de contact.

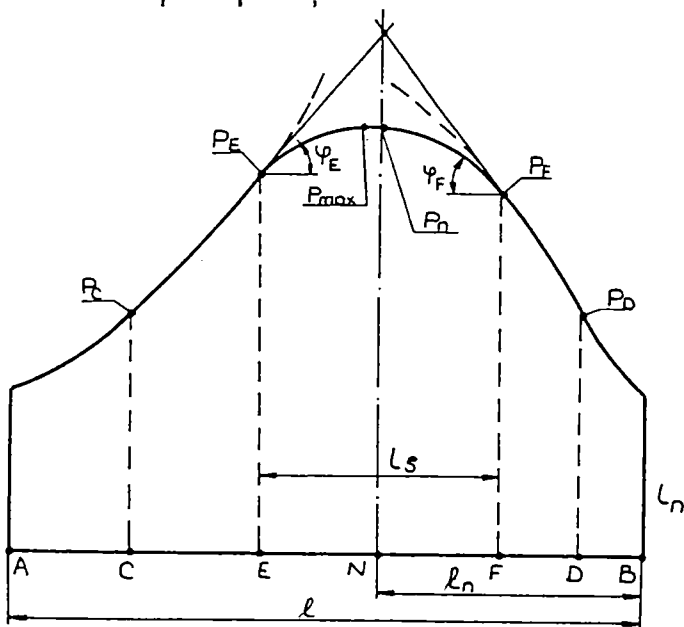


Fig.4.5. Determinarea domeniului cu deformare îngreunată-stagnare (l_s) din zona de deformare și poziția secțiunii neutre

Formule analitice pentru determinarea lungimii porțiunii cu deformare îngreunată (zona de stagnare, l_s), până în prezent nu există în literatură.

Pentru cazul refulării materialului metalic între plăci paralele în lucrarea I59I se apreciază lungimea acestei porțiuni egală cu de două ori grosimea semifabricatului care se refulează ($l_s = 2h_m$).

Țelikov recomandă să se adopte în mod orientativ, valorile:

- pentru cazul laminării la cald $l_s = (0,5 \div 2)h_m$;
- pentru cazul laminării la rece $l_s = (0,3 \div 1)h_m$.

Apreciem lungimea porțiunii cu deformare îngreunată (zonă în care deformarea plastică lipsește), astfel:

Pentru punctele egal distanțate pe abscisă E și F față de secțiunea neutră se determină diferența între presiunile p_E și p_F conform relației (4.41) prin $y = y_E$ și (4.42) prin $y = y_F$ (fig. 4.5).

$$\frac{p_E - p_F}{2k} = \frac{l}{\alpha} \left[\left(1 - \frac{\alpha}{2}\right) \ln \frac{y_C}{y_E} - \left(1 + \frac{\alpha}{2}\right) \ln \frac{y_F}{y_D} \right] \approx \frac{l}{\alpha} \ln \frac{y_C y_D}{y_E y_F} \quad (4.67)$$

Dacă înlocuim:

$$\ln \frac{y_C}{y_E} = \ln \frac{y_1 \left[1 + \frac{\alpha}{h_1} (l - l_0) \right]}{y_1 \left[1 + \frac{\alpha}{h_1} \left(l_n + \frac{l_s}{2} \right) \right]} \approx \frac{\alpha}{h_1} \left(l - l_0 - l_n - \frac{l_s}{2} \right);$$

$$\ln \frac{y_F}{y_D} = \ln \frac{y_1 \left[1 + \frac{\alpha}{h_1} \left(l_n - \frac{l_s}{2} \right) \right]}{y_1 \left[1 + \frac{\alpha}{h_1} (l_1) \right]} \approx \frac{\alpha}{h_1} \left(l_n - \frac{l_s}{2} - l_1 \right);$$

$$\ln \frac{y_C y_D}{y_E y_F} = \frac{\alpha}{h_1} [l - (l_0 - l_1) - 2l_n]; \quad l_0 - l_1 = \eta(h_0 - h_1) = \eta \cdot \alpha \cdot l$$

conform relațiilor (4.33), relația (4.67) obține următoarea formă :

$$\frac{P_E - P_F}{2k} = \frac{l}{h_1} \left(1 - \alpha \cdot \eta - 2 \frac{l_n}{l} \right) \quad (4.68)$$

Determinăm aceeași diferență între presiuni, în conformitate cu relațiile (4.63) și (4.64), egalând părțile din dreapta a acestora:

$$\frac{P_E - P_F}{2k} = (1 + A y_n) \ln \frac{y_C}{y_F} - A (y_E - y_F) \quad (4.69)$$

Cu grad de precizie suficient (deoarece $y_E \approx y_F$) prin distribuirea în șir se obține:

$$\ln \frac{y_E}{y_F} = 2 \frac{y_E - y_F}{y_E + y_F}$$

Dacă înlocuim:

$$y_E - y_F = \left[y_1 + \frac{\alpha}{2} \left(l_n + \frac{l_s}{2} \right) \right] - \left[y_1 + \frac{\alpha}{2} \left(l_n - \frac{l_s}{2} \right) \right] \approx \frac{\alpha l_s}{2};$$

$$y_E + y_F = 2y_1 + \alpha \cdot l_n = h_n,$$

în care: h_n - reprezintă înălțimea în secțiunea neutră a materialului metalic care se laminează.

Vom obține:

$$\frac{P_E - P_F}{2k} = \alpha \frac{l_s}{h_n} \quad (4.70)$$

Deoarece partea din dreapta a egalității (4.70) este pozitivă, presiunea din punctul E va fi mai mare decât în punctul F ($p_E > p_F$).

Egalând expresiile (4.68) și (4.70) și înlocuind

$$l_n = \frac{l}{\alpha} (h_n - h_1) \quad \text{și} \quad l = \frac{\Delta h}{\alpha} = \frac{\varepsilon \cdot h_0}{\alpha},$$

rezultă:

$$\frac{l_s}{h_n} = \frac{l}{\alpha^2} \cdot \frac{\varepsilon}{1 - \varepsilon} \left(\frac{2 - \varepsilon}{\varepsilon} - \alpha \cdot \eta - 2 \frac{1 - \varepsilon}{\varepsilon} \cdot \frac{h_n}{h_1} \right) \quad (4.71)$$

Această relație nu este comodă pentru calcule practice, deoarece raportul $\frac{h_n}{h_1}$ nu se cunoaște.

De aceea, trebuie reluată rezolvarea printr-o altă metodă, adică determinăm unghiurile de înclinare a tangentelor la curbele presiunii p_x în punctele limită E și F conform relațiilor (4.46) și (4.50) prin înlocuirea valorilor $x = x_E = l_n + \frac{l_s}{2}$ și $x = x_F = l_n - \frac{l_s}{2}$.

$$\operatorname{tg} \varphi_E = \frac{dp_x}{dx}(E) = -2k \frac{1 - \frac{\alpha}{2}}{h_1 + \alpha \left(l_n + \frac{l_s}{2} \right)} \quad (4.72)$$

$$\operatorname{tg} \varphi_F = \frac{dp_x}{dx}(F) = +2k \frac{1 + \frac{\alpha}{2}}{h_1 + \alpha \left(l_n - \frac{l_s}{2} \right)} \quad (4.73)$$

Punctul de intersecție al tangentelor va defini poziția secțiunii neutre (fig.4.5.) față de care punctele E și F se află egal distanțate. Este foarte evident că diferența între presiunile din aceste puncte se poate determina prin tangentele la unghiurile de înclinare φ_E și φ_F a punctelor presiunii din punctele E și F. Pentru aceasta, luăm valoarea absolută a unghiurilor și înlocuim $\operatorname{tg} \varphi \approx \varphi = \frac{dp_x}{dx}$.

Astfel,
$$(p_E - p_F) = \frac{l_s}{2} (\varphi_F - \varphi_E)$$

sau:
$$\frac{p_E - p_F}{2k} = \frac{l_s}{2} \left[\frac{1 + \frac{\alpha}{2}}{h_1 + \alpha \left(l_n - \frac{l_s}{2} \right)} - \frac{1 - \frac{\alpha}{2}}{h_1 + \alpha \left(l_n + \frac{l_s}{2} \right)} \right]$$

După transformare, rezultă:
$$\frac{p_E - p_F}{2k} = \frac{l_s}{2} \cdot \frac{l_s + h_n}{h_n^2 \left(\frac{\alpha \cdot l_s}{2} \right)^2} \quad (4.74)$$

Egalând părțile din dreapta a relațiilor (4.70) și (4.74) se ajunge la o ecuație de gradul II, de forma:

$$l_s^2 + 2 \frac{h_n}{\alpha^2} l_s - \frac{2}{\alpha^2} h_n^2 = 0$$

pe care dacă o rezolvăm, se obține relația de calcul pentru lungimea zonei în care deformarea este îngreunată (zona de stagnare):

$$l_s = \frac{h_n}{\alpha^2} \left(\sqrt{1 + 2\alpha^2} - 1 \right) \quad (4.75)$$

Deoarece la laminare $\alpha < 0,5$, atunci cu o toleranță neglijabilă se poate admite că $\sqrt{1+2\alpha^2} \approx 1+\alpha^2$, de aceea relația (4.75) va avea forma:

$$l_s = h_n = h_1 + \alpha \cdot l_n \quad (4.76)$$

În felul acesta, prin ipotezele admise anterior, (micșorarea liniară a forțelor de frecare pe porțiunea l_s , arcul de contact pe această porțiune egalându-se cu coarda), lungimea zonei cu deformare îngreunată este egală cu înălțimea secțiunii neutre și depinde de aceeași factori ca și unghiul neutru din zona de deformare (adică de coeficientul de frecare, unghiul de prindere și grosimea laminatului h_1).

Cu oarecare eroare lungimea acestei zone se poate adopta egală cu grosimea medie a barei care se laminează:

$$l_s = h_m = \frac{h_0 + h_1}{2} \quad (4.77)$$

Determinăm acum înălțimea secțiunii neutre h_n și distanța de la planul de ieșire a materialului metalic dintre cilindri până la această secțiune l_n (fig.4.6.).

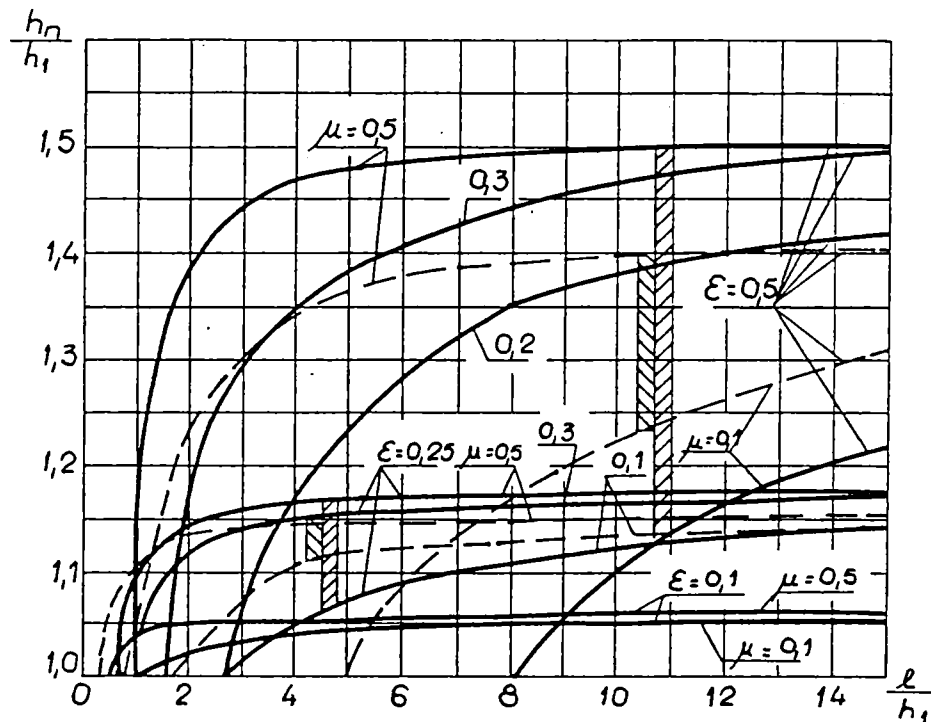


Fig.4.6. Domeniul zonei cu deformare îngreunată – stagnare și înălțimea secțiunii neutre $\frac{l_s}{h_1} = \frac{h_n}{h_1}$,

funcție de raportul $\frac{l}{h_1}$ la diferite valori ale lui μ . Punctat sunt trasate curbele $\frac{h_n}{h_1}$ după formula lui Telikov, pentru cazul alunecării pe întreaga suprafață de contact.

Dacă se înlocuiește în relația (4.71) valoarea $\frac{l_s}{h_n} = 1$, rezultă următoarele relații de calcul:

$$\frac{h_n}{h_1} = 1 + \frac{\epsilon}{1-\epsilon} \left[\frac{1}{2} - \frac{\alpha}{2} \left(\eta + \alpha \frac{1-\epsilon}{\epsilon} \right) \right] \quad (4.78)$$

$$\text{sau: } \frac{h_n}{h_1} = 1 + \frac{\varepsilon}{1-\varepsilon} \left[\frac{l}{2} - \frac{\varepsilon}{2(1-\varepsilon)} \cdot \frac{h_1}{l} \cdot \left(\eta + \frac{h_1}{l} \right) \right] \quad (4.79)$$

$$\frac{l_n}{l} = \frac{l}{2} - \frac{\alpha}{2} \left(\eta + \alpha \frac{l-\varepsilon}{\varepsilon} \right) \quad (4.80)$$

$$\text{sau: } \frac{l_n}{l} = \frac{l}{2} - \frac{\varepsilon}{2(1-\varepsilon)} \cdot \frac{h_1}{l} \left(\eta + \frac{h_1}{l} \right) \quad (4.81)$$

Din analiza acestor relații, rezultă că:

- secțiunea neutră este situată mai în dreapta decât jumătatea arcului de contact, adică în apropierea secțiunii de ieșire a materialului metalic dintre cilindrii $\left(\frac{l_n}{l} < \frac{l}{2} \right)$;

- poziția secțiunii neutre depinde de coeficientul de frecare exterioară (frecarea pe suprafețele de contact), reducerea relativă și unghiul de prindere (sau raportul $\frac{h_1}{l}$ sau $\frac{l}{h_1}$). Distanța până la

secțiunea neutră se micșorează dacă se micșorează μ (se mărește $\eta = \frac{l_n}{2\mu}$), și dacă se mărește

reducerea relativă ε și raportul $\frac{h_1}{l}$ (se micșorează $\frac{l}{h_1}$);

$$\text{- deoarece, } \frac{h_n}{h_1} = 1 + \frac{\alpha}{h_1} l_n = 1 + \frac{\varepsilon}{1-\varepsilon} \cdot \frac{l_n}{l} \quad (4.82)$$

atunci este evident că odată cu creșterea reducerii și a coeficientului $\frac{l_n}{l}$ raportul $\frac{h_n}{h_1}$ se mărește și

invers. În figura 4.6. sunt prezentate curbele de dependență a raporturilor $\frac{l_s}{h_1} = \frac{h_n}{h_1}$ funcție de factorul

care caracterizează forma, adică $\frac{l}{h_1}$. Din examinarea acestor dependențe, rezultă că:

- întinderea zonei cu deformare îngreunată și înălțimea secțiunii neutre se mărește odată cu creșterea coeficientului de frecare μ și a reducerii relative ε dacă $\frac{l}{h_1} = \text{const.}$;

- dacă $\mu = \text{const.}$ și $\varepsilon = \text{const.}$; raportul $\frac{l_s}{h_1} = \frac{h_n}{h_1}$ se mărește odată cu creșterea lui $\frac{l}{h_1}$ și tinde spre

maximum egal cu expresia:

$$\frac{l_s}{h_1} = \frac{h_n}{h_1} = 1 + \frac{\varepsilon}{2(1-\varepsilon)} \quad (4.83)$$

Comparăm valoarea $\frac{h_n}{h_1}$ obținută cu noua relație (4.78) care consideră existența zonei de

aderență (fig.4.6.) cu formula lui Țelikov [98] pentru cazul laminării prin existența alunecării $\tau_k = \mu \cdot p_x$ pe întregă suprafață de contact.

$$\frac{h_n}{h_1} = \left[\frac{1 + \sqrt{1 + (\delta^2 - 1) \left(\frac{l}{l - \varepsilon} \right)^\delta}}{1 + \delta} \right]^{\frac{1}{\delta}} \quad (4.84)$$

în care:

$$\delta = 2 \frac{\mu}{\alpha} = 2\mu \cdot \frac{l - \varepsilon}{\varepsilon} \cdot \frac{l}{h_1}$$

În figura 4.6., cu linii punctate sunt prezentate curbele trasate cu relația (4.84) a lui Țelikov. Din compararea acestor curbe rezultă:

- raportul $\frac{h_n}{h_1}$ obținut cu noua relație (4.78) la valori ridicate ale lui μ este mai mare, iar la valori reduse este mai mic decât cu relația (4.84);
- odată cu creșterea raportului $\frac{l}{h_1}$, diferența între mărimile $\frac{h_n}{h_1}$ calculată cu relațiile (4.78) și (4.84), crește (se observă pe coloanele hașurate);
- la reduceri $\varepsilon < 0,25$ valorile raportului $\frac{h_n}{h_1}$, calculate cu ambele relații, aproape că nu se deosebesc pentru orice valori ale lui μ .

4.4. CONSIDERAȚII CU PRIVIRE LA CALCULUL PRESIUNII MEDII DE LAMINARE

În conformitate cu relațiile presiunii pe porțiunile de alunecare (4.31), (4.32) și pe cele de aderență (4.41), (4.42) și (4.63), (4.64) se determină presiunea medie pe lungimea arcului de contact (vezi fig.4.1.).

- *Presiunea medie în porțiunile de alunecare*, raportată la întreaga lungime a arcului de contact, va fi:

Porțiunea AC

$$p_m = \frac{1}{l} \int_{l_1+l_n}^l 2ke^{2m_0 \left(1-\frac{x}{l}\right)} \cdot dx = 2k \frac{e^{\ln \frac{1}{2\mu}} - 1}{2m_0} \quad (4.85)$$

Prin operația de calcul se face înlocuirea $l - l_n - l_1 = l_0 = \eta \cdot h_0$. În secțiunea $x = x_c = l_1 + l_a$, $\tau_k = k$ și $p_c = \frac{k}{\mu}$. Conform relației (4.31) $p_x = p_c = 2ke^{2m_0 \left(1-\frac{x_c}{l}\right)} = 2ke^{2\mu\eta} = 2ke^{\ln \frac{1}{2\mu}} = \frac{k}{\mu}$, de unde aflăm că $e^{\ln \frac{1}{2\mu}} = \frac{1}{2\mu}$.

Introducând această valoare în egalitatea (4.85), se obține (înlocuind $m_0 = \mu \frac{l}{h_0}$):

$$p_m = 2k \frac{h_0}{l} \cdot \frac{1-2\mu}{4\mu^2} \quad (4.86)$$

Porțiunea BD

$$p_m = \frac{1}{l} \int_0^{l_1} 2ke^{2m_1 \frac{x}{l}} \cdot dx = 2k \frac{e^{\frac{2m_1 l_1}{l}} - 1}{2m_1} \quad (4.87)$$

sau:

$$p_m = 2k \frac{h_1}{l} \cdot \frac{1-2\mu}{4\mu^2} \quad (4.87,a)$$

Exprimăm h_0 și h_1 prin valoarea grosimii medii a laminatului $h_m = \frac{h_0 + h_1}{2}$.

Relația pentru determinarea presiunii medii în ambele porțiuni de alunecare, raportată la întreaga lungime a arcului de contact, se obține în următoarea formă:

$$p_m = 2k \frac{e^{m_m} - 1}{m_m} = 2k \cdot \frac{h_m}{l} \cdot \frac{1-2\mu}{2\mu^2} \quad (4.88)$$

în care:

$$m_m = \mu \cdot \frac{l}{h_m} = \ln \frac{l}{2\mu} = 2\mu \cdot \eta$$

- *Presiunea medie în porțiunea de aderență*, raportată la întreaga lungime a arcului de contact

Cu scopul de a obține relații cât mai simple de calcul, se admite că pe întreaga porțiune CD, forțele de frecare pe suprafețele de contact sunt constante și egale cu $\tau_k = k = const.$, adică se neglijează căderea lor din porțiunea EF de deformare îngreunată.

Această ipoteză este pe deplin justificată, având în vedere întinderea relativ redusă a porțiunii medii EF. În conformitate cu ecuațiile (4.43) și (4.44) rezultă:

$$\frac{p_m}{2k} = \frac{1}{l} \left\{ \int_{l_n}^{l-l_0} \left[\frac{1}{2\mu} + \left(1 - \frac{\alpha}{2}\right) \cdot \frac{l-l_0-x}{h_1} \right] dx + \int_{l_1}^{l_n} \left[\frac{1}{2\mu} \cdot \left(1 + \frac{\alpha}{2}\right) \cdot \frac{x-l_1}{h_1} \right] dx \right\}$$

Suma produselor care cuprind termenii $-\frac{\alpha}{2}$ și $+\frac{\alpha}{2}$ se doesebesc cu puțin de zero, de aceea

după integrare se obține:

$$\frac{p_m}{2k} = \frac{1}{2\mu} \left(1 - \eta \cdot \frac{h_0}{l} - \eta \cdot \frac{h_1}{l}\right) + \frac{l}{2h_1} \left[\left(1 - \eta \cdot \frac{h_0}{l} - \frac{l_n}{l}\right)^2 + \left(\frac{l_n}{l} - \eta \cdot \frac{h_1}{l}\right)^2 \right]$$

Introducând valoarea $\frac{l_n}{l}$ conform relației (4.81) și negijând mărimile de ordinul doi, rezultă relația pentru porțiunea de aderență (l_n) raportată la întreaga lungime a arcului de contact.

$$p_m = 2k \left[\frac{1}{2\mu} + \frac{l}{4h_1} - \eta \left(1 + \frac{h_m}{l} \cdot \frac{l}{\mu} - \eta \cdot \frac{h_0}{l}\right) \right] \quad (4.89)$$

- Presiunea medie pe întreaga lungime a arcului de contact ia în considerare presiunile ce acționează pe porțiunile de alunecare AC și BD de la extremitățile zonei de deformare și în zona de aderență din mijloc CD (vezi fig.4.1), rezultând ca o sumă a expresiilor (4.88) și (4.89). Deoarece pentru reducere $\varepsilon = 0 \div 0,4$, presiunea medie depinde în mică măsură de ε , atunci în relația (4.89) admitem că $h_0 \approx h_m$.

Astfel, relația de calcul generalizată va avea forma :

$$p_m = 2k \left\{ \frac{1-2\mu}{2\mu^2} \cdot \frac{h_m}{l} + \left[\frac{l}{2\mu} + \frac{l}{4h_1} - \eta \left(1 + \frac{h_m}{l} \left(\frac{l}{\mu} - \eta \right) \right) \right] \right\} \quad (4.90)$$

În această relație primul termen caracterizează componenta presiunii medii totale datorită zonelor de alunecare, iar termenul al doilea – componenta din partea zonei de aderență.

Reanalizăm relația (4.90):

$$\text{- dacă } \mu = 0,5 \cdot \eta = \frac{\ln \frac{l}{2\mu}}{2\mu} = 0,$$

primul termen al acestei formule va fi egal cu zero, adică zona de alunecare lipsește și pe întreaga lungime a arcului de contact există în exclusivitate numai o zonă de aderență. Pentru acest caz, diagrama presiunilor va avea o formă de cupolă, iar presiunea medie va fi:

$$p_m = 2k \left(1 + \frac{l}{4h_1} \right) \quad (4.91)$$

adică raportul $\frac{p_m}{2k}$ se caracterizează prin linia dreaptă S din figura 4.9, funcție de raportul $\frac{l}{h_m} \approx \frac{l}{h_1}$

(dacă $\frac{l_a}{h_m} = \frac{l}{h_m} > 1$).

- conform relației (4.34), zona de aderență apare atunci când are loc egalitatea :

$$\frac{l_a}{h_m} = \frac{l}{h_m} - 2\eta \quad \text{sau} \quad \frac{l}{h_m} > 2\eta \quad (4.92)$$

Dacă $\frac{l}{h_m} < 2\eta$, atunci pe întreaga lungime a arcului de contact are loc alunecare și zona de aderență lipsește ($l_a=0$). În acest caz, partea din dreapta a relației (4.90) devine zero. Deoarece prin aceasta în secțiunea neutră presiunea atinge valoarea maximă, egală cu $p_{max} = p_n = \frac{k}{\mu}$ și prin aceasta $m_m = \mu \cdot \frac{l}{h_m} = \ln \frac{l}{2\mu} = 2\mu \eta$, atunci presiunea medie în prezența alunecării pe întreaga suprafață de contact se va exprima prin termenul din stânga a relației (4.90), corespunzător cu formula (4.88):

$$p_m = 2k \frac{1-2\mu}{2\mu^2} \cdot \frac{h_m}{l} \quad (4.93)$$

- dacă în diagrama forțelor de frecare pe suprafețele de contact nu există porțiunile CE și DF, în care $\tau_k = k = const.$, adică zona de aderență constă numai dintr-o singură porțiune EF de deformare îngreunată, întinderea căreia este egală cu $l_s = h_n = h_m$, atunci prin egalitatea $\frac{l_a}{h_m} = \frac{l_s}{h_m} = 1$ conform relației (4.92) vom avea $\frac{l}{h_m} = 1 + 2\eta$.

- dacă $\frac{l_a}{h_m} \geq \frac{l_s}{h_m} = 1$, atunci în conformitate cu (4.92) avem $\frac{l}{h_m} > 1 + 2\eta$

În acest caz, diagramele forțelor de frecare pe suprafețele de contact și a presiunii includ toate cele trei porțiuni: alunecare, aderență când $\tau_k = k = const.$ și aderență când $\tau_k = \varphi(x)$ (zona de deformare îngreunată).

- dacă avem $\frac{l}{h_m} = 1 - \frac{l_s}{h_m} \approx \frac{l_s}{h_n}$, atunci întreaga zonă de contact și de deformare este compusă dintr-o singură porțiune EF de deformare îngreunată pentru care diagrama presiunii are formă de cupolă .

- dacă $\frac{l}{h_m} < 1 + 2\eta$, atunci porțiunile de aderență în care $\tau_k = k = const.$ lipsesc, iar pe porțiunile de alunecare forțele de frecare nu ajung să formeze maximumul $\tau_k = k$. Diagramele forțelor de frecare pe suprafețele de contact și a presiunii, conțin fiecare două porțiuni distincte: alunecare (când $\tau_k < k$) și deformare îngreunată.

În felul acesta, prin utilizarea relației (4.90) trebuie considerate următoarele cazuri posibile de transformare calitativă a diagramei generalizate (fig. 4.1.) în funcție de valoarea mărimilor care intră în formula (4.92):

a) $\frac{l}{h_m} > 1 + 2\eta$, diagramele τ_k și p_x au toate cele trei porțiuni din stânga și dreapta față de secțiunea neutră (așa numita formă generalizată a diagramei, fig.4.7.,a). Diagrama p_x are în stânga formă concavă, iar în dreapta concav-convexă. Presiunea medie se determină cu relația (4.90);

b) $\frac{l}{h_m} < 1 + 2\eta$, diagramele τ_k și p_x dispun de două porțiuni: alunecare și lipire – stagnare.

Porțiunea de aderență în care $\tau_k = k = const.$ lipsește (fig.4.7.,b) .

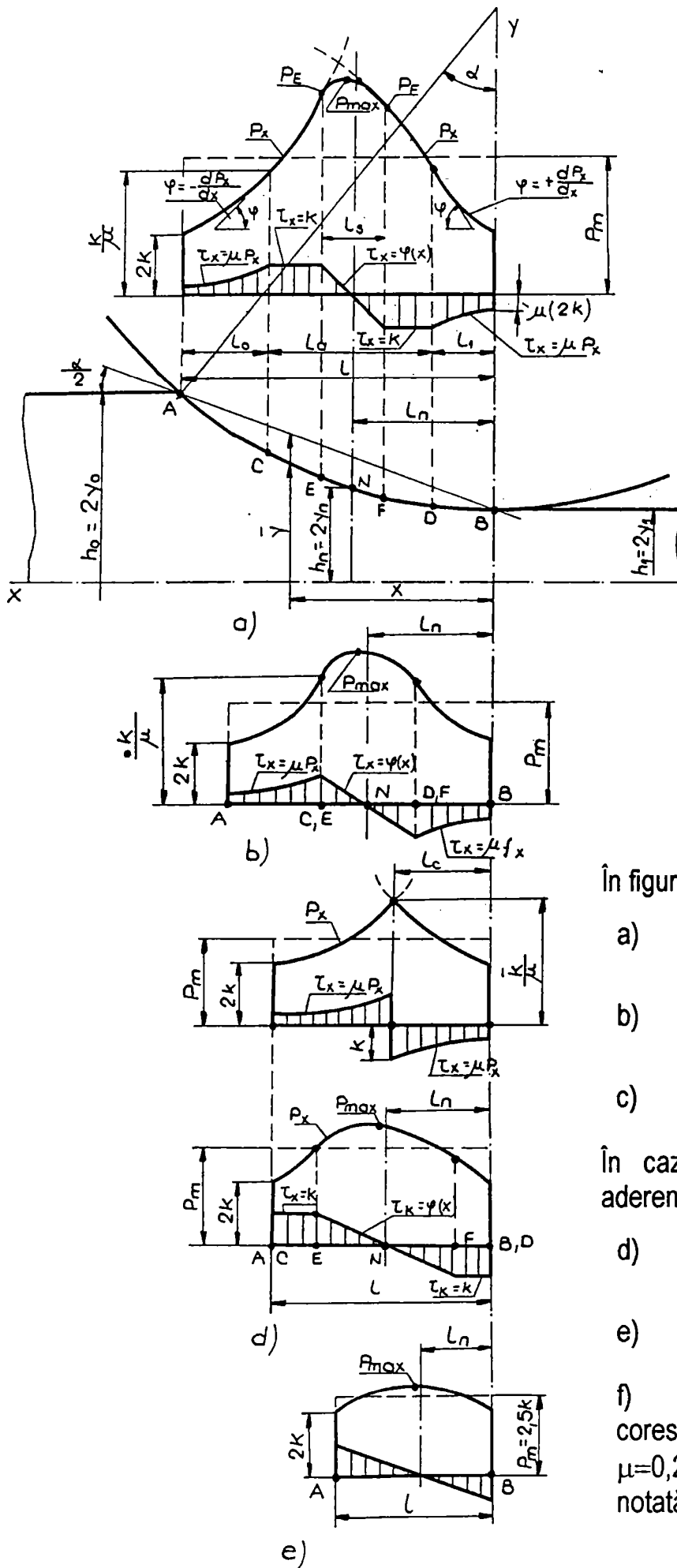
Presiunea medie se determină cu relația (4.90), sau dacă se neglijează micșorarea presiunii p_m datorită vârfului de cupolă în diagrama presiunii, după relația refulării, identică cu (4.88) și (4.93),

atunci:

$$p_m = 2k \frac{e^{m_m} - 1}{m_m} \quad (4.94)$$

în care:

$$m_m = \mu \frac{l}{h_m}$$



În figura 4.7., dacă $\mu = 0,25$:

a) - dacă $\frac{l}{h_m} = 6$; $\frac{P_m}{2k} = 2,16$;

b) - dacă $\frac{l}{h_m} = 3,7$; $\frac{P_m}{2k} = 1,7$;

c) - dacă $\frac{l}{h_m} = 2,1$; $\frac{P_m}{2k} = 1,3$;

În cazul când $\mu = 0,5$ (zona de aderență continuă):

d) - dacă $\frac{l}{h_m} = 2,5$; $\frac{P_m}{2k} = 1,6$;

e) - dacă $\frac{l}{h_m} = 1$; $\frac{P_m}{2k} = 1,25$.

f) - (În figura 4.8. veți găsi corespunzătoare a, b și c pe curba $\mu=0,25$ și d, e - pe curba $\mu=0,5$, notată cu s).

Fig.4.7. Diagramele de repartizare a forțelor de frecare τ_x și presiunilor p_x pe lungimea arcului de contact: în cazul când $\mu=0,25$

- diagrama presiunii p_x are forma concav-convexă în dreapta și stânga față de secțiunea neutră. Cazul limită $\frac{l}{h_m} = 1 + 2\eta$ este prezentat de curba care include punctele A din figura 4.8.

c) $\frac{l}{h_m} = 2\eta$, porțiunile zonelor de aderență lipsesc ($\frac{l_a}{h_m} = 0$), și pe întreaga lungime a arcului de contact se produce numai alunecarea materialului metalic pe cilindrii (fig.4.7.,c). Conform relației (4.93), acest caz limită se caracterizează prin ecuația curbei notată cu L în figura 4.8.

$$\frac{P_m}{2k} = \frac{1-2\mu}{2\mu^2} \cdot \frac{h_m}{l} = \frac{1-2\mu}{2\mu^2} \cdot \frac{1}{2\eta} = \frac{h_m}{l} \cdot \varphi(\mu) \quad (4.95)$$

din care rezultă ca $\frac{P_m}{2k}$ este determinat numai de valoarea coeficientului de frecare (dacă $\mu < 0,5$).

Astfel, pentru $\mu = 0,4 ; 0,3 ; 0,2 ; 0,15 ; 0,1$ și $\eta = 0,28 ; 0,85 ; 2,3 ; 4,0 ; 8,0$ (vezi tabelul 4.1.) se obține corespunzător $\frac{l}{h_m} = 2\eta = 0,56 ; 1,7 ; 4,6 ; 8,05 ; 16,0$ și $\frac{P_m}{2k} = 1,12 ; 1,31 ; 1,62 ; 1,94$ și 2,48 (punctele B din fig.4.8.). Diagrama presiunii prezintă două ramuri concave.

d) $\mu = 0,5; \eta = 0$ (vezi tabelul 4.1.); $l_a = l_s = h_m$ și $\frac{l_a}{h_m} > 1$ - pe întreaga suprafață de contact există numai aderență. Zona de aderență se compune din două porțiuni: porțiunea în care $\tau_k = k = const.$ și porțiunea în care $\tau_k = \varphi(x)$. Presiunea medie se determină cu relația (4.91), iar diagrama presiunii prezintă o formă concav – convexă în stânga și convexă în dreapta față de secțiunea neutră (fig.4.7.,d).

e) $\mu = 0,5; \eta = 0$ și $\frac{l_a}{h_m} = 1$ - pe întreaga suprafață de contact există numai zonă de aderență. Porțiunile în care $\tau_k = k$ lipsesc. Zona de aderență constă dintr-o singură porțiune de deformare îngreunată – stagnare (fig.4.7.,e). Conform relațiilor (4.91) și (4.92) obținem prin $\frac{l}{h_m} = \frac{l_a}{h_m} = 1$.

$$P_m = 1,25(2k) \quad (4.96)$$

În felul acesta, dacă $\mu = 0,5$ valoarea minimă a raportului $\frac{P_m}{2k}$ pentru care pe suprafața de contact apare numai zonă de deformare îngreunată – stagnare, este dată de egalitatea $\frac{l}{h_m} = \frac{l_s}{h_m} = 1$.

Se efectuează în continuare analiza relației (4.90), care exprimă P_m pentru diagrama generalizată a presiunii (fig.4.7.,a) dacă $\mu < 0,5$. Cercetăm valorile limită ale funcției $\frac{P_m}{2k} = \varphi\left(\frac{l}{h_m}\right)$, luând prima derivată și apoi egalăm cu zero.

Luăm prima derivată a acestei funcții și o egalăm cu zero

$$\frac{d}{d\left(\frac{l}{h_m}\right)}\left(\frac{p_m}{2k}\right) = -\frac{1-2\mu}{2\mu^2} \cdot \left(\frac{h_m}{l}\right)^2 + \frac{1}{4} + \eta\left(\frac{l}{\mu} - \eta\right)\left(\frac{h_m}{l}\right)^2 = 0$$

Se obține:

$$\left(\frac{l}{h_m}\right)_{min} = 2\sqrt{\frac{1-2\mu}{2\mu^2} - \eta\left(\frac{l}{\mu} - \eta\right)} = \frac{1}{\mu}\sqrt{2\left[1-2\mu - \ln\frac{l}{2\mu}\left(1 - \frac{1}{2}\ln\frac{l}{2\mu}\right)\right]} = 0 \quad (4.97)$$

În felul acesta, curba de dependență $\frac{p_m}{2k}$ față de $\frac{l}{h_m}$ are minimum, determinat numai de

mărimea coeficientului de frecare pe suprafețele de contact (excluzând cazurile de existență în întregime numai a zonei de aderență când $\mu = 0,5$). Dacă se înlocuiește valoarea pentru $\mu = 0,4; 0,3; 0,2; 0,1$ și $\eta = 0,28; 0,85; 2,3$ și $8,05$ rezultă corespunzător $\left(\frac{l}{h_m}\right)_{min} = 0,16; 0,66; 2,3; 9,8$. Dar,

prin aceasta se pare că $\left(\frac{l}{h_m}\right)_{min} < 1 + 2\eta$, de aceea se poate trage concluzia că curba $\frac{p_m}{2k} = \varphi\left(\frac{l}{h_m}\right)$

are minimum pentru cazul când pe diagrama τ_k lipsesc porțiunile $\tau_k = k = const.$, iar pe porțiunile de alunecare forțele de frecare pe suprafețele de contact nu ajung la valoarea lor maximă, adică $\tau_k < k$.

Determinăm valoarea presiunilor medii pentru cazul limită, când diagrama generalizată compusă din trei porțiuni: alunecare $\tau_k = \mu \cdot p_x$; aderență $\tau_k = k$ și aderență – stagnare $\tau_k = \varphi(x)$, trece într-o diagramă compusă din două porțiuni: alunecare $\tau_k = \mu \cdot p_x$ și aderență – stagnare $\tau_k = \varphi(x)$, adică atunci când porțiunile $\tau_k = k$ dispar. Acestei condiții îi corespunde cazul (b), analizat anterior când $\frac{l}{h_m} = 1 + 2\eta$ sau $\eta = \frac{1}{2}\left(\frac{l}{h_m} - 1\right)$. Introducând această expresie în partea din

dreapta a ecuației (4.90), se obține:

$$\frac{p_m}{2k} = \frac{h_m}{l} \left(\frac{1-2\mu}{2\mu^2} + \frac{1}{2\mu} + \frac{1}{4} \right) = \frac{1}{1+2\eta} \left(\frac{1-\mu}{2\mu^2} + \frac{1}{4} \right) \quad (4.98)$$

În felul acesta, presiunea medie pentru cazul limită de trecere a diagramei generalizate τ_k și p_x în diagrama compusă din două porțiuni, alunecare și aderență – stagnare, adică pentru cazul când porțiunile CE și DF ($\tau_k = k = const.$) devin egale cu zero, este determinată numai de valoarea coeficientului de frecare. Astfel, pentru $\mu = 0,5; 0,4; 0,3; 0,2; 0,15$ și $0,1$ și $\eta = 0,0; 0,28; 0,85; 2,3$ și $8,05$ rezultă corespunzător $\frac{l}{h_m} = 1,0; 1,56; 2,7; 5,6; 9,0$ și $17,10$ și $\frac{p_m}{2k} = 1,25; 1,36; 1,82; 2,11$ și $2,59$

(punctele A din fig.4.8.). Ecuația (4.98) poate fi adusă la forma generalizată

$$\frac{p_m}{2k} = \frac{h_m}{l} \cdot \varphi(\mu)$$

În figura 4.8. sunt date curbele $\frac{P_m}{2k}$ funcție de $\frac{l}{h_m}$ pentru diferite valori ale coeficientului de frecare μ , trasate cu relația (4.90).

Deasupra domeniului hașurat, notat cu L - S în figura 4.8. este situat domeniul presiunilor medii $\frac{P_m}{2k}$ pentru diagrama generalizată, compusă din trei porțiuni (în dreapta și stânga față de secțiunea neutră): alunecare $\tau_k = \mu \cdot p_x$, aderență și aderență – stagnare $\tau_k = \varphi(x)$ (fig.4.7.,a).

Acestui domeniu îi corespunde condiția $\frac{l}{h_m} > 1 + 2\eta$.

Sub domeniul hașurat este situat domeniul unde pe întreaga suprafață de contact există numai alunecare.

Acestui domeniu îi corespunde condiția $\frac{l}{h_m} < 2\eta$ și în secțiunea neutră $\tau_k \leq k$ și $p_n < \frac{k}{\mu}$.

În domeniul hașurat dintre curbele limită L (alunecare) și L-S (alunecare – aderență) este situat $\frac{P_m}{2k}$, corespunzător diagramelor τ_k și p_x cuprinzând două porțiuni (în stânga și dreapta față de secțiunea neutră) alunecare și aderență – stagnare. Acestui domeniu îi corespunde condiția $2\eta < \frac{l}{h_m} < 1 + 2\eta$. Cu punctele a,b,c,d,e, sunt notate valorile $\frac{P_m}{2k}$ pentru cinci diagrame ale presiunii p_x din figura 4.7.

Din interpretarea curbelor prezentate în figura 4.8., se poate concluziona că:

- raportul $\frac{P_m}{2k}$ se mărește cu creșterea lui $\frac{l}{h_m}$;

- cu cât coeficientul de frecare μ este mai mare, cu atât va fi mai mare gradul de creștere $\frac{P_m}{2k}$

prin mărirea raportului $\frac{l}{h_m}$;

- dacă $\mu = 0,3 \div 0,5$, raportul $\frac{P_m}{2k}$ aproape nu depinde de modificarea coeficientului de frecare μ în aceste limite și crește în mod linear odată cu creșterea lui $\frac{l}{h_m}$. Dacă $\mu = 0,5$, există

numai zonă de aderență continuă și raportul $\frac{P_m}{2k}$ este caracterizat printr-o linie dreaptă (notată cu S în figura 4.8.);

- dacă $\mu < 0,3$, raportul $\frac{P_m}{2k}$ se micșorează brusc odată cu reducerea coeficientului de frecare.

În fig.4.8., deasupra curbei limită L, punctat sunt trasate curbele trasate cu relația (4.94), pentru cazul refulării materialului metalic între plăci înclinate $h_m = \frac{h_0 + h_1}{2}$ în prezența alunecării pe

suprafața de contact pentru toate valorile $\frac{l}{h_m}$ și μ . Aceste curbe reprezintă o continuare a curbelor corespunzătoare, situate mai jos decât curba limită L.

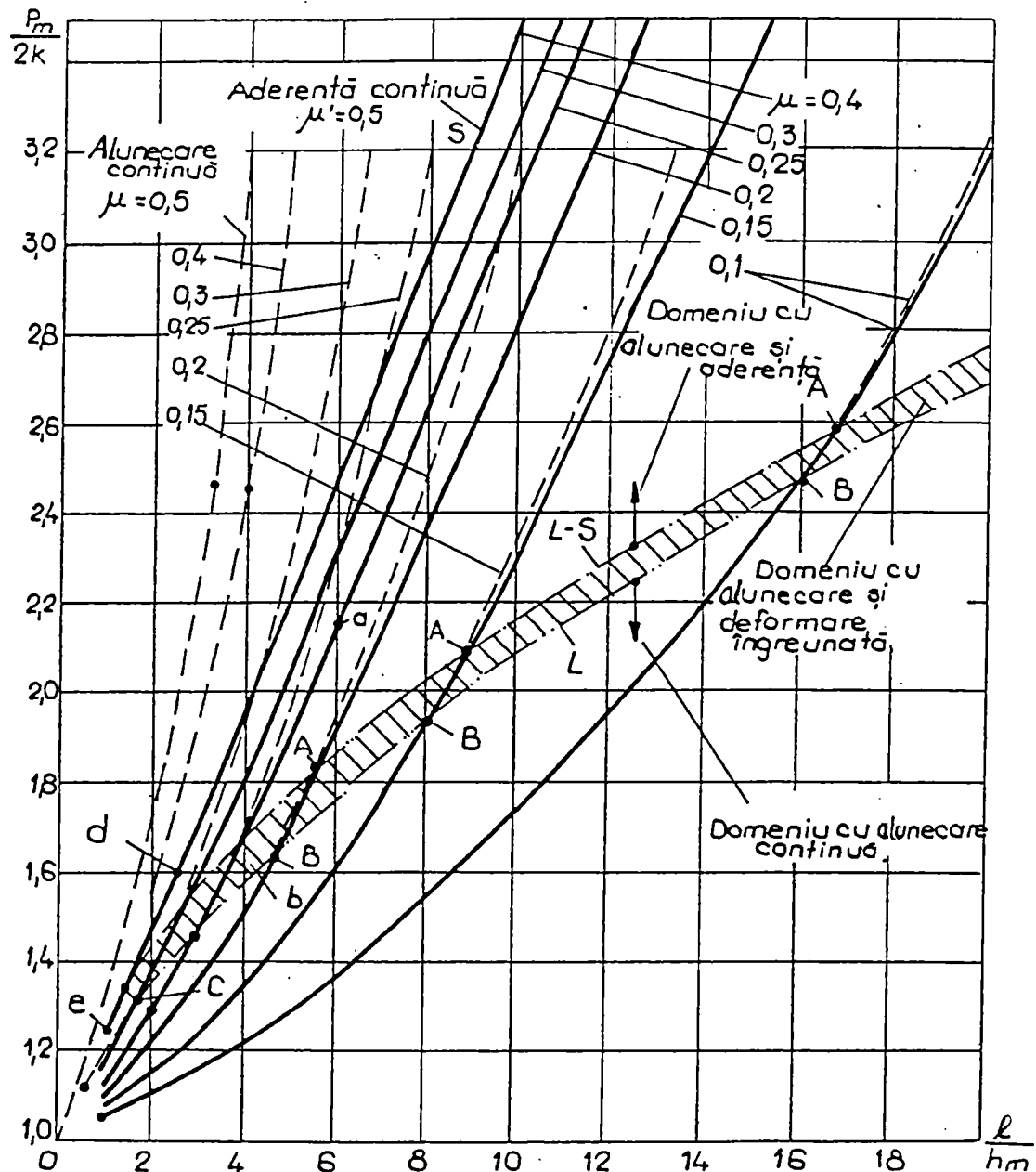


Fig.4.8. Dependenta presiunii medii (raportul $\frac{P_m}{2k}$), funcție de raportul $\left(\frac{l}{h_m}\right)$, pentru diferite valori a coeficientului de frecare μ .

Din compararea acestor curbe cu curbele respective care consideră existența zonei de aderență, se pot concluziona următoarele:

- presiunea medie considerând și zona de aderență este mai mică decât în cazul alunecării pe întreaga lungime a arcului de contact. Această concluzie este destul de evidentă, deoarece prin calculul valorii p_m , cu relația (4.94) când $\tau_k = \mu \cdot p_x$, se admite că forța de frecare pe suprafețele de

contact poate să crească nelimitat prin creșterea presiunii p_x și să depășească valoarea maximă $k(\tau_k > k = \frac{1,15}{2} \sigma_c)$, care se contrazice cu sensul fizic al legii deformării plastice;

- cu cât coeficientul de frecare μ este mai mare, cu atât crește raportul $\frac{P_m}{2k}$, calculat din condiția $\tau_k = \mu \cdot p_x$, comparativ cu raportul $\frac{P_m}{2k}$, care include și influența zonei de aderență;

- dacă $\mu < 0,2$, presiunea medie considerând și zona de aderență se deosebește cu puțin de presiunea medie calculată cu condiția existenței alunecării pe întreaga lungime a arcului de contact. În felul acesta, dacă $\mu < 0,2$ adică pentru toate cazurile laminării la rece, pentru determinarea presiunii (fără să considerăm și influența deformării elastice a cilindrilor) se pot utiliza relațiile cunoscute (4.14) și (4.15) a lui Țelikov [99];

- dacă $\mu > 0,2$, existența zonei de aderență micșorează mult presiunea medie. În acest caz, presiunea medie trebuie determinată cu relația (4.90) sau după curba din figura 4.8.

4.5 CONCLUZII LA CAPITOLUL IV

- Pentru determinarea presiunii în cazul deformării neuniforme a materialului metalic, trebuie luate în considerare atât schimbarea tensiunilor tangențiale pe suprafețele de contact, cât și în interiorul materialului metalic care se deformează.

În acest scop, se recomandă pentru determinarea presiunii ecuația diferențială (4.6);

- Întinderea zonei de aderență se mărește odată cu creșterea raportului $\frac{l}{h}$ dacă $\mu = \text{const.}$,

relațiile (4.19), (4.34) și fig.4.2 și 4.3. La valori reduse ale coeficientului de frecare μ ($\mu < 0,1$) și $\frac{l}{h_m} > 20$, zona de aderență practic lipsește;

- Curbele diagramelor presiunii p_x pe porțiunea $\tau_k = k = \text{const.}$ au caracter calitativ diferit; în zona de întârziere curba presiunii p_x este concavă, iar în zona de avans – convexă. Această formă a curbelor pentru diagramele presiunii p_x , corespunde mai bine cu oscilogramele experimentale de repartizare a presiunii pe lungimea arcului de contact, decât diagramele exponențiale.

- Întinderea porțiunii din mijloc, a zonei de aderență (porțiunea cu deformare îngreunată) este egală cu înălțimea materialului metalic care se laminează din secțiunea neutră. Se poate de asemenea adopta că $l_s = h_m$.

- Prin luarea în considerare a zonei de aderență, înălțimea secțiunii neutre la valori mari ale coeficientului de frecare μ este mai mare, iar la valori reduse este mai mică decât în cazul existenței alunecării pe întreaga lungime a arcului de contact [(4.79), (4.84) și fig.4.6.].

- Prin luarea în considerare a zonei de aderență, presiunea medie este mai mică decât în cazul alunecării pe întreg arcul de contact. Dacă $\mu < 0,2$, diferența între aceste valori a presiunii p_m nu este mare. Dacă $\mu > 0,2$, trebuie luate în considerare la calcularea valorii presiunii p_m și existența zonei de aderență [(4.90) și curbele din figura 4.8.].

PARTEA a II-a

CAPITOLUL V

DEFINIREA ȘI PARTICULARITĂȚILE LAMINĂRII LONGITUDINALE SIMETRICE ȘI ASIMETRICE

Introducerea în practică a unor noi tehnologii impuse de economia de piață nu este posibilă fără cercetarea în continuare a teoriei și practicii prelucrării metalelor prin presiune și ca parte integrantă a acestei discipline – teoria și practica procesului de laminare.

Cercetarea în continuare a unor fenomene de bază pentru acest proces, impune cunoașterea temeinică a principalelor legități cinematice și de forță ale procesului de laminare.

Dezvoltarea teoriei și practicii procesului de laminare longitudinală asimetrică are la bază teoria generală a prelucrării metalelor prin presiune și teoria laminării simetrice, la care și-au adus până-n prezent contribuția un mare număr de savanți.

Trebuie să amintim însă, că dezvoltarea cu succes a teoriei și practicii procesului de laminare și în special a laminării asimetrice necesită în continuare o analiză mai aprofundată a fenomenelor de bază cu scopul de a clarifica esența acestui proces complicat. Cu toate realizările de până acum, rămân încă nerezolvate unele aspecte de deformare, de cinematică și dinamică a procesului de laminare. Ca rezultat este și faptul că în unele cazuri se primesc rezolvări practice importante fără o suficientă bază științifică.

De asemenea, o serie întreagă de rezolvări teoretice necesită o confirmare experimentală. Aceasta în cea mai mare măsură se referă la procesul de laminare asimetrică, unde până în prezent rămân neclare următoarele fenomene:

- modul de repartizare a presiunii pe lungimea arcului de contact din partea cilindrilor de laminare de diametre diferite;
- influența forțelor laterale care apar asupra repartizării presiunii normale pe lungimea arcului de contact din partea cilindrilor de diametre diferite;
- studierea particularităților pe care le introduce în proces transmiterea printr-un singur cilindru a momentului de laminare.

Fără clarificarea acestor fenomene prin lucrări experimentale nu este posibilă formarea unei teorii corecte de deformare a materialului metalic la laminarea asimetrică.

În același timp, pentru calcule practice trebuie să cunoaștem parametrii de forță și viteză ai procesului. Afară de acestea, rezolvarea problemelor amintite prezintă un mare interes științific

deoarece dau posibilitatea să se înțeleagă natura fenomenelor complicate care au loc în procesul de deformare a materialelor metalice, atât simetric cât și asimetric.

În literatura de teorie a laminării de regulă se tratează aspectele ce caracterizează procesul simetric de laminare, adică cazul când ambii cilindri sunt acționați și au viteze unghiulare și periferice egale. Se presupune de asemenea că materialul metalic care se laminează este omogen, se deplasează uniform și condițiile de frecare din partea fiecărui cilindru sunt identice. În cazul acesta tensiunile și deformațiile pe secțiunea barelor laminate în comparație cu axa de simetrie, se repartizează în mod simetric.

Această ipoteză nu corespunde condițiilor reale din practica curentă, nici chiar în cazul prelucrării profilelor cu secțiunea dreptunghiulară între cilindri cu tăblia netedă. Deosebit de mari sunt devierile în situațiile mai complicate când laminarea are loc în calibre, precum și într-o serie de procese speciale (diametru diferit al cilindrilor de lucru, numai un cilindru acționat din cei doi, laminarea bimetalilor, etc.).

Aspectele pe care le ridică deformarea între cilindri cu diametre neegale se datorează particularităților pe care le introduce în acest caz repartizarea neuniformă pe secțiunea materialului metalic a tensiunilor și deformațiilor.

În cazul acesta schemele stării de tensiune se complică, deoarece tensiunile și deformațiile pe secțiune în comparație cu axa de simetrie, se repartizează asimetric.

Cu tot numărul mare de lucrări teoretice și experimentale pentru procesul clasic, care tratează mecanica deformării între cilindri cu diametre egale, multe aspecte legate de natura fizico-mecanică a proceselor care se produc în materialul metalic la deformarea plastică, rămân încă insuficient clarificate.

În literatura noastră și străină de teorie a laminării de obicei se tratează deformarea plastică între cilindri de diametre egale, cu toate că acest proces nu constituie decât o abstracție față de condițiile reale de laminare, deoarece practic există o oarecare diferență între diametrele cilindrilor de lucru, iar uneori chiar după construcție, laminorul este dotat cu cilindri de diametre neegale.

Cercetările efectuate în ultimii ani la laminoarele de profile trio, care funcționează ca duo reversibile, laminoarele pentru laminare la rece, laminoarele trio pentru tablă și altele, arată că procesul de deformare a materialului metalic între cilindri decurge asimetric în primul rând datorată inegalității dintre diametrele de lucru a cilindrilor, fapt care complică întregul tablou a stării de tensiune din zona de deformare.

Referitor la laminarea asimetrică există foarte puține lucrări, atât experimentale cât și teoretice [59]; [60]; [99]. Teoretic, acestea clarifică unele aspecte ale procesului de laminare longitudinală asimetrică ca: direcția rezultatelor și în legătură cu aceasta repartizarea momentelor de acționare între cilindri precum și avansul care rezultă din partea fiecărui cilindru.

În lucrarea de față datele cu privire la procesul simetric de laminare se prezintă cu scopul de a evidenția comparativ particularitățile procesului asimetric.

În special, până în prezent s-au studiat condițiile de laminare a materialului metalic în cazele trio Lauth, la care după cum se știe cilindrul mijlociu de diametru mai mic este neacționat .

De asemenea, pentru o serie întreagă de particularități ale laminării asimetrice, ca : repartizarea reducerii între cilindrii, încovoierea barei la ieșirea dintre cilindrii și altele, există păreri contradictorii care explică dificultățile pe care le ridică studiul experimental a fenomenelor respective, precum și multitudinea de factori care influențează sau modifică schema tensionării volumetrice.

Tot ce s-a analizat, se referă la cazul cel mai simplu de laminare, deformarea unui semifabricat de secțiune dreptunghiulară între cilindrii netezi, adică pentru cazul deformării uniforme pe verticală.

Când deformarea pe verticală devine neuniformă (laminarea între cilindrii de diametre neegale, laminarea în calibre) situația se complică mult, deoarece pe lângă toate aproximările deja admise, mai trebuie să luăm în considerare factori specifici:

- suprafața complexă de contact dintre materialul metalic și cilindrii (configurația calibrului);
- lățirea (limitată sau liberă) în calibru.

Dificultățile provocate de acțiunea simultană a acestor factori, a făcut ca laminarea asimetrică să fie foarte puțin studiată teoretic și experimental, mai ales din punctul de vedere al cunoașterii distribuției presiunilor pe suprafețele de contact dintre materialul metalic și cilindrii.

Pentru a clarifica aceste fenomene, cercetările trebuie orientate pe următoarele scopuri:

- precizarea metodei de definire a suprafeței de contact;
- perfecționarea metodei de determinare experimentală și trasare grafică a diagramei de distribuție a presiunii în zona de contact;
- compararea datelor de laborator cu cele din practică.

Asimetria procesului de laminare este o reflectare a neuniformității deformației atât pe verticală cât și în planul orizontal.

Dificultățile deosebite pe care le implică experimentarea cu elemente sensibile montate în interiorul cilindrilor de laminare, au făcut ca numărul lucrărilor apărute în acest domeniu să fie extrem de redus.

Se impun deci cercetări noi, cu tehnici experimentale îmbunătățite, dar mai ales o prelucrare teoretică fundamentală a principiilor care să stea la baza deformării neuniforme a materialelor metalice.

CAPITOLUL VI**INSTALAȚIA ȘI PROCEDEU DE DETERMINARE A PRESIUNII DE LAMINARE ÎN PROCESUL SIMETRIC ȘI ASIMETRIC****6.1. INSTALAȚIA ȘI METODA DE EXPERIMENTARE**

Cercetările pentru scopul urmărit de temă s-au efectuat la un laminor duo reversibil de 170 mm, realizat și instalat în laboratorul de tehnologii neconvenționale de deformare plastică de la Facultatea de Inginerie Hunedoara (fig. 6.1.).

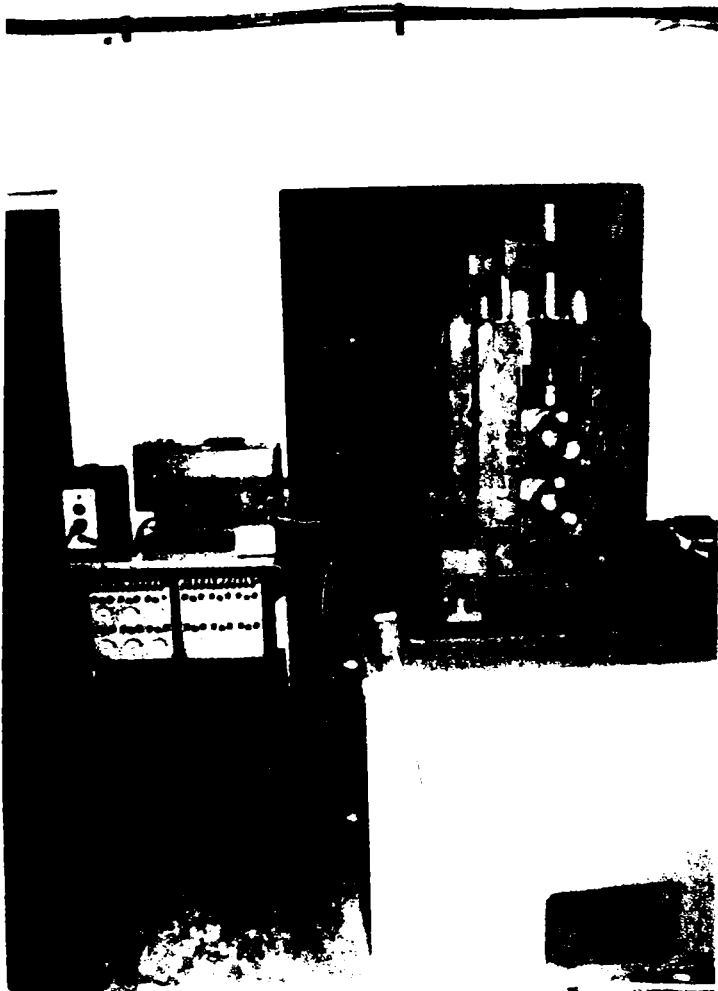


Fig.6.1. Vedere de ansamblu a instalației experimentale

Pentru laminorul experimental acționarea cilindrilor se realizează de la un motor de curent continuu cu puterea de 33 kW, turația $n=1400$ rot/min., prin intermediul unui reductor, caje de angrenare și bare universale de cuplare; viteza de laminare variind în diapazonul de la 0,3 la 0,8 m/s. Lagărele cilindrilor sunt constituite din rulmenți cu role conice.

Pentru cercetarea în condiții de similitudine tehnologică a procesului simetric și asimetric s-a conceput o instalație experimentală din cilindrii de construcție specială, lagăre, captori punctiformi pentru presiunea de laminare, captori pentru forțele de laminare precum și captori pentru presiunile laterale.

O vedere de ansamblu a instalației concepute, cu secțiunile corespunzătoare pentru a evidenția contribuția autorului în privința metodicii de experimentare, este dată în figura 6.2.

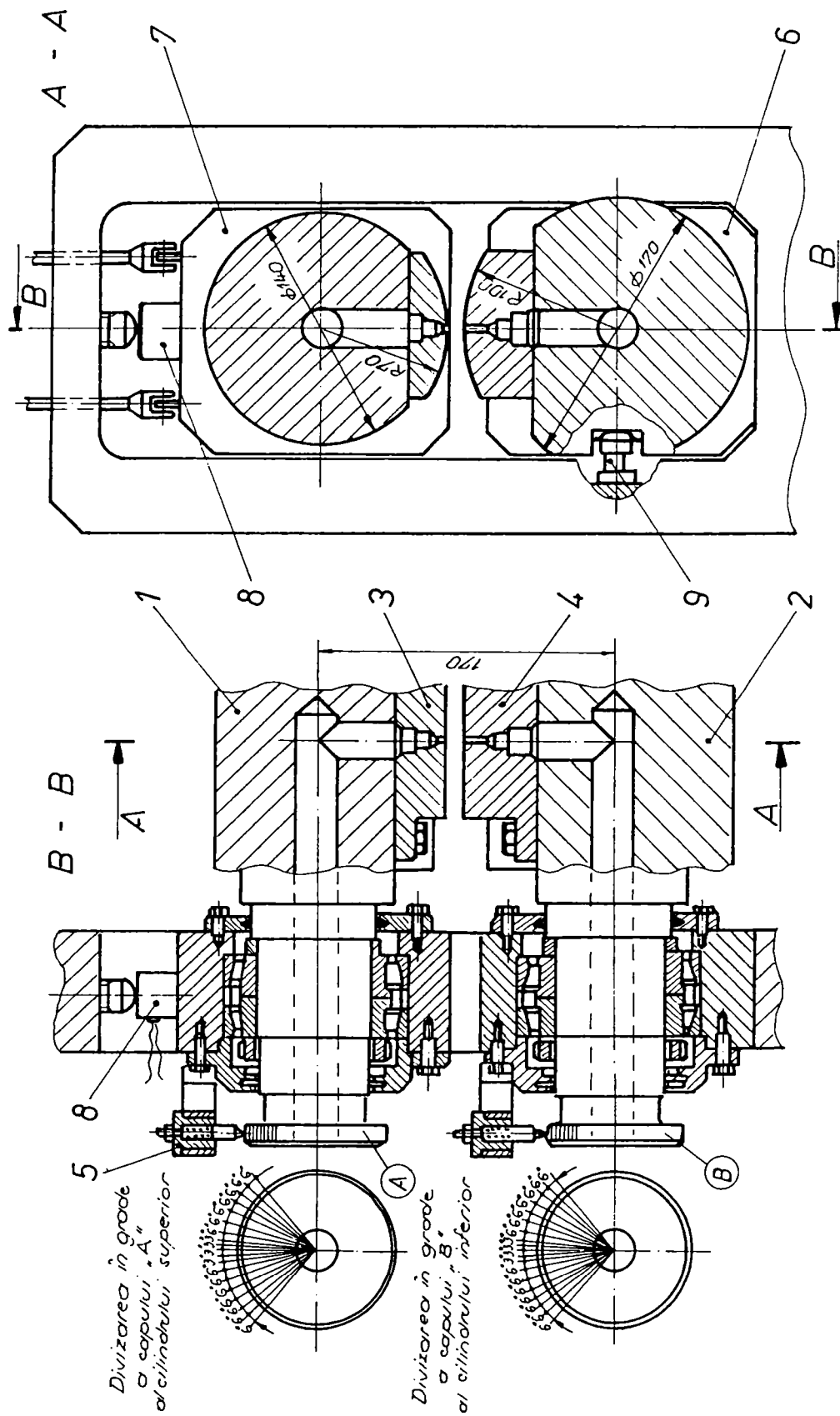


Fig.6.2. Instalația concepută de autor pentru cercetarea parametrilor de forță la laminarea longitudinală simetrică și asimetrică. 1-cilindrul superior Ø 140[mm], cu capul divizat „A”; 2-cilindrul inferior Ø 170[mm], cu capul divizat „B”; 3-segment cu $R=70$ [mm] pentru cilindrul superior; 4-segment cu $R=100$ [mm] pentru cilindrul inferior; 5-dispozitive pentru înregistrarea lungimii reale a arcurilor de contact; 7-lagăr cilindric superior; 8-captor pentru forța de laminare (F); 9-captor pentru forțele laterale (X).

6.2. CILINDRII DE LAMINARE.

Cei doi cilindri (fig. 6.2.) sunt executați din oțel de marcă OL 50, forjat și normalizat cu diametrele 140 mm și 170 mm, ambii prevăzuți cu câte două decupări longitudinale situate diametral opus. Prin centrele canalelor din cilindrul inferior și superior se execută un orificiu cu diametrul de 25 mm pentru instalarea captorilor punctiformi, în vederea măsurării presiunii de laminare.

Capetele „A” și „B” (fig. 6.2.) a cilindrilor de laminare dispun de un sistem special de divizare care servește la fixarea pe oscilograme a lungimii reale a arcurilor de contact dintre materialul metalic și cilindrii și a poziției planului geometric de ieșire dintre cilindrii.

Prin axele cilindrilor 1 și 2 din partea capetelor „A” și „B” s-a executat de asemenea un orificiu cu diametrul de 25 mm până în centrul tăbliei, care servește la evacuarea cablurilor de la captorii punctiformi de înregistrare a presiunii de laminare. Procesul simetric și asimetric de laminare s-a obținut prin echiparea cilindrilor de lucru cu segmenti executați sub diferite raze care au permis obținerea următoarelor rapoarte între diametrele cilindrilor superior (D_s) și inferior (D_i):

$$\frac{D_s}{D_i} = \frac{170}{170}; \frac{160}{180}; \frac{150}{190}; \frac{140}{200} [mm]$$

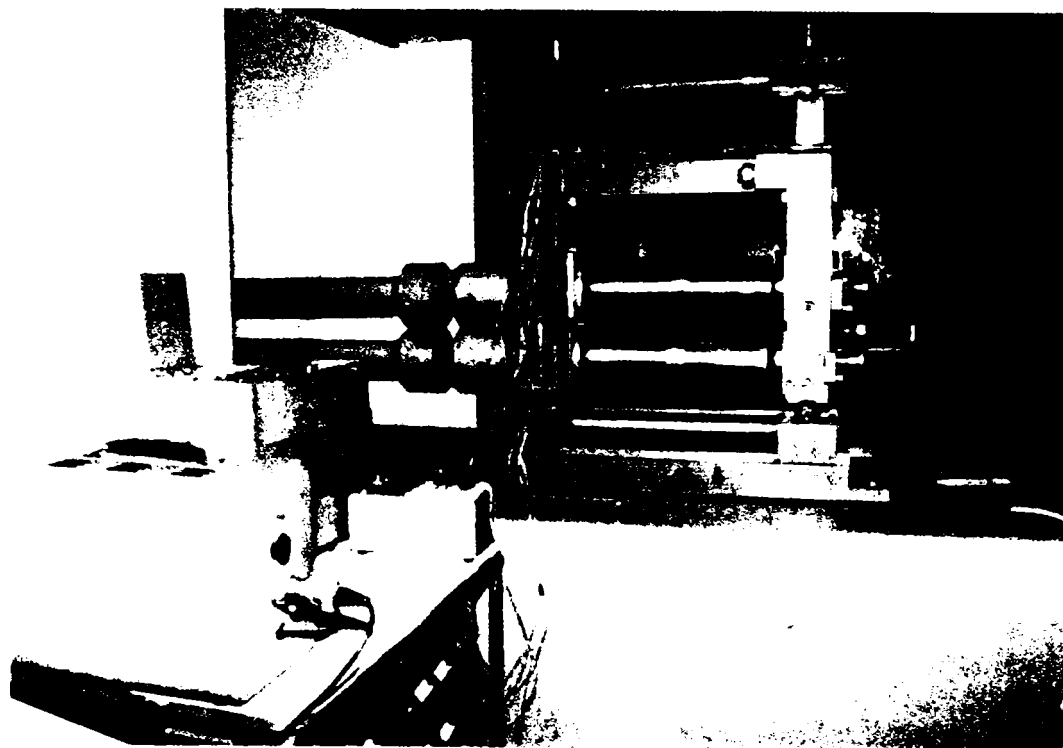


Fig.6.3. Instalarea pe cilindrii laminorului a segmentilor pentru simularea procesului simetric și asimetric

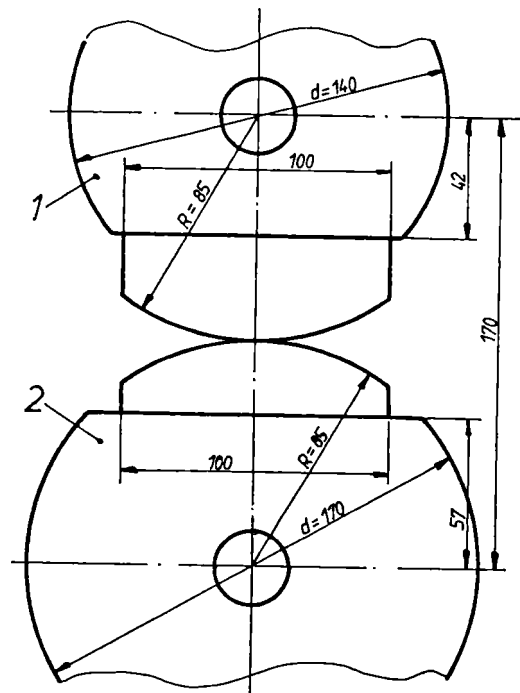


Fig.6.4. Varianta de cercetare a presiunii de contact la laminarea longitudinală simetrică

$$\frac{D_s}{D_i} = \frac{170}{170} [\text{mm}]$$

1 – cilindrul superior (D_s);
2 – cilindrul inferior (D_i).

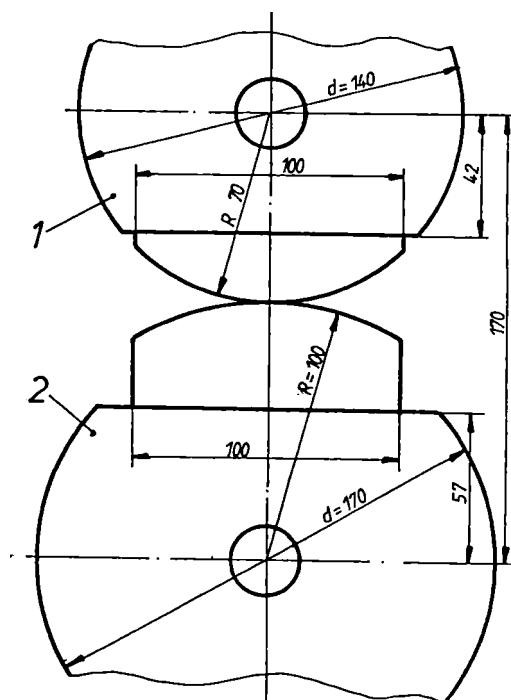


Fig.6.5. Varianta de cercetare a presiunii de contact la laminarea longitudinală asimetrică

$$\frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} [\text{mm}]$$

1 – cilindrul superior (D_s);
2 – cilindrul inferior (D_i).

Instalarea segmentelor pe cilindrii laminorului pentru obținerea acestor combinații se observă din figura 6.3., iar schematic pentru procesul simetric și asimetric, varianta de lucru este dată în figurile 6.4. și 6.5.

În canalele din cilindrii, segmentii se fixează cu ajutorul a patru șuruburi M8 și a două știfturi conice. În ambii segmentii suprapuși se instalează captori punctiformi pentru înregistrarea presiunii pe suprafețele de contact cu materialul care se laminează.

Cilindrii se montează în așa fel încât măsurarea presiunii de laminare din partea fiecărui cilindru să se facă în același plan.

6.3. CONSTRUCȚIA CAPTORILOR PUNCTIFORMI, INSTALAREA LOR ÎN SEGMENTII CILINDRILOR ȘI ETALONAREA.

Studierea modului de repartizare a presiunii de contact în diferite variante tehnologice s-a efectuat prin echiparea ansamblului de laminare cilindrii-segmentii cu captori de construcție proprie, executați din alamă.

Construcția captorilor respectivi și modul de instalare a lor în segmentii cilindrilor superior și inferior este dată în secțiunea prezentată în figura 6.6.

Particularitățile constructive a captorilor de forță punctiformi propuși de autor pentru măsurarea presiunii de contact dintre materialul metalic supus prelucrării și cilindrii, constau în următoarele:

- diametrul știfturilor pentru acești captori este prevăzut de 1,13 mm, ceea ce dă înregistrarea pe hârtia oscilografului direct în unități de măsură finite, $[N/mm^2]$;
- între tija de oțel a știftului și corpul captorului există un joc pe rază de 0,5 mm care exclude posibilitatea înțepenirii părții calibrate a știftului în orificiul segmentului la instalarea captorului;
- corpul captorului punctiform executat din alamă, dispune de patru decupări longitudinale cu lățimea de 2 mm fiecare, pentru asigurarea sensibilității necesare și pentru o distribuție mai uniformă a presiunii pe secțiune.

Acești captori se înșurubează în segmentii cilindrilor superior și inferior fixându-se în poziția dată cu contrapiulițele 8 (fig. 6.6).

Utilizarea lor în experimentările efectuate s-a dovedit a fi comodă, fără să necesite amplificarea impulsurilor, dispun de gabarit redus (ceea ce este deosebit de important), dispun de sensibilitatea necesară, rezistență la șocuri, etc. Principiul lor de funcționare se bazează pe schimbarea rezistenței ohmice a punții tensometrie lipită pe pereții captorului punctiform, datorită forței care comprimă știftul atunci când acesta intră în zona de deformare și supune pereții captorului la întindere.

Modificarea rezistenței determină un dezechilibru al curentului în schema tensometrică inițial echilibrată. Curba de variație a curentului înregistrată de oscilograf exprimă într-o oarecare proporție reprezentarea presiunii care se dezvoltă pe suprafața de contact dintre material și cilindrii.

potrivite încât scara curbelor de pe banda oscilografului să fie suficient de mare, adică curbele să aibă înălțime și lățime suficientă pentru a putea fi descifrate cu ușurință. Din figura 6.6 se observă de asemenea că știfturile captorilor punctiformi cu $\varnothing 1,13$ mm ies la suprafața segmentelor și vin în contact cu materialul metalic.

Pentru a obține curbele de repartizare a presiunii cât mai aproape de cele reale, trebuie ca știftul respectiv să aibă dimensiunea minimă posibilă atât pe direcția lățimii barei care se laminează, cât și pe direcția de laminare.

De asemenea, știftul captorului de presiune trebuie să aibă aceeași duritate ca și segmentul cilindrilor, adică în jur de 70-80 unități Shore, motiv pentru care se confecționează din același oțel și se supun operației de călire. Ajustarea capului știftului cu suprafața segmentului se execută prin șlefuire după montarea captorului în segment.

Operația de etalonare a captorilor punctiformi s-a efectuat după instalarea acestora în segmente și cilindri cu ajutorul unui dispozitiv special (fig. 6.7.) prin încărcarea directă de la 0 la 1000 N (din 100 în 100 N).

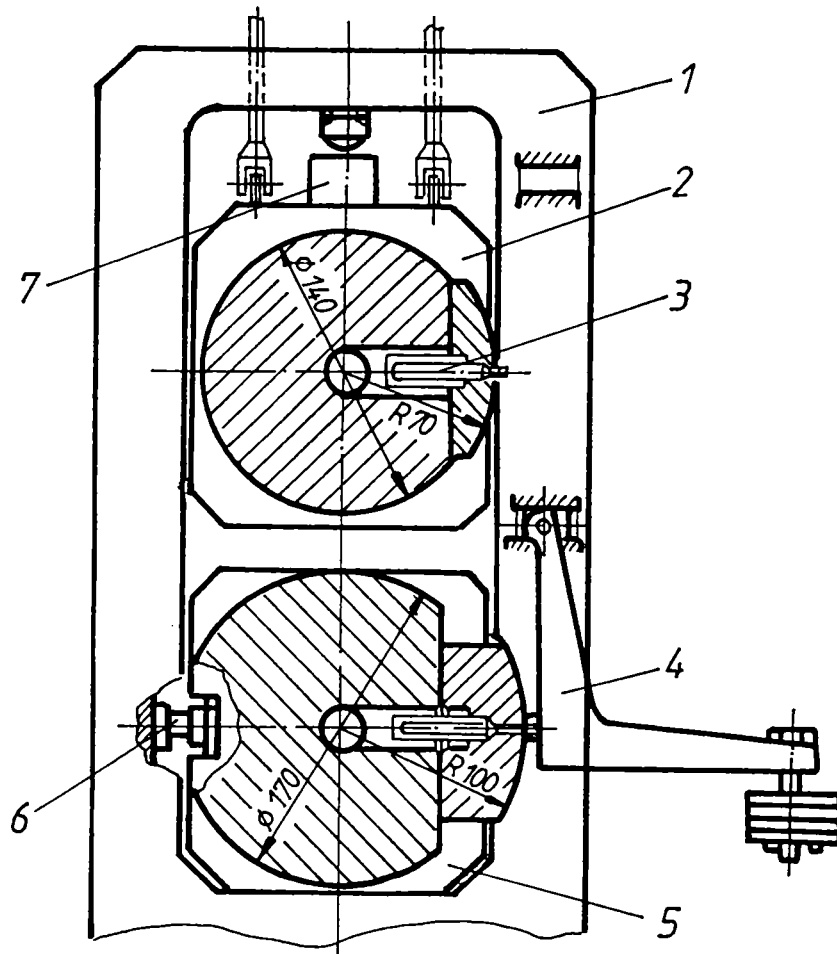


Fig.6.7. Etalonarea în cadrul cajei a captorilor punctiformi
 1-cadrul cajei; 2-portlagăr; 3-captor punctiform; 4-dispozitiv de etalonare; 5-potlagăr inferior; 6-captor pentru forțele laterale; 7-captor pentru forțele de laminare.

Pentru etalonare, pe cadrul cajei de lucru se fixează în poziția cerută de segmentul montat pe cilindru, dispozitivul 4 din figura 6.7., prevăzut la extremitatea acestuia cu greutatea de schimb.

Etalonarea captorului de presiune din cilindrul inferior s-a efectuat cu dispozitivul instalat după cum se arată în figură. Pentru captorul din cilindrul superior, dispozitivul se deplasează în poziția prevăzută pe cadru în acest scop.

După valoarea efortului de încărcare și a amplitudinii corespunzătoare a curbei de presiune înregistrată de oscilograf, au fost întocmite grafice de etalonare pentru captorii din cilindrul superior și inferior, conform dependențelor:

$$p_s = f(x);$$

$$p_i = f(x)$$

în care x , - reprezintă devierea spotului luminos al galvanometrului oscilografului, în [mm].

6.4. CONSTRUCȚIA, INSTALAREA ȘI ETALONAREA CAPTORILOR PENTRU FORȚELE DE LAMINARE ȘI EFORTURILE LATERALE

Instalarea captorilor în caja de lucru pentru măsurarea forțelor de laminare și a eforturilor laterale se observă din figura 6.8. Astfel, pentru forțele de laminare, captorii construiți se montează sub șuruburile de presiune, iar pentru înregistrarea eforturilor laterale au fost modificate portlagărele cilindrului inferior, astfel încât captorii respectivi să poată fi instalați în corpul acestora perpendicular pe axa lagărelor.

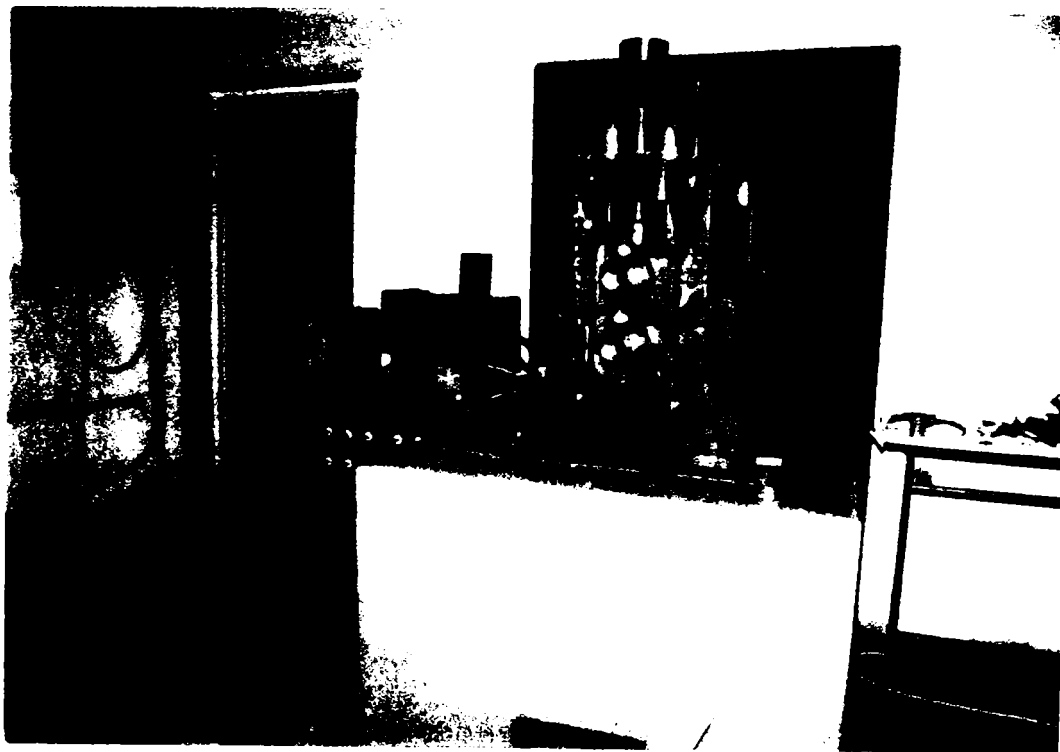


Fig.6.8. Amplasarea în instalație a captorilor pentru forțele de laminare și laterale

Construcția captorilor pentru forțele de laminare și eforturile laterale impune adoptarea unui sistem prevăzut cu etanșare atât pentru uleiul care ar putea să se infiltreze de la șuruburile de

presiune, cât și pentru vaporii care ar putea eventual pătrunde și influența proprietățile cleiului cu care sunt lipiți traductorii pe elementul deformabil al captorului.

Pentru aceasta, captorii construiți (fig. 6.9) se compun în principal din elementul deformabil 1, carcasa de protecție 4, și calota 3, prin intermediul căreia șurubul de presiune transmite forțe elementului deformabil.

Captorii pentru forțele de laminare se introduc pentru măsurători sub șuruburile de presiune ale cajei motiv pentru care constructiv li s-a dat o formă corespunzătoare.

În același scop, înălțimea elementului deformabil 1, nu permite ca piesa 3 să se sprijine direct pe carcasa de protecție 4 între acestea aflându-se la locurile de îmbinare, garniturile de cauciuc 5, pentru asigurarea etanșeității.

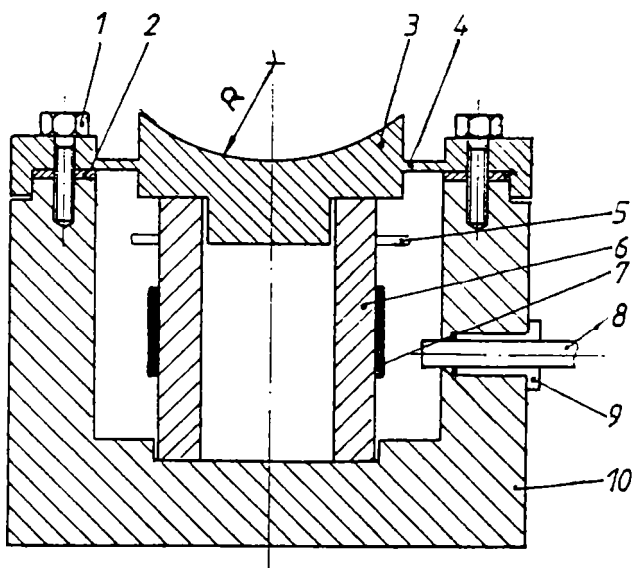


Fig.6.9. Construcția captorilor pentru măsurarea forțelor de laminare și a eforturilor laterale.

Pentru elementul deformabil care se recomandă să aibă înălțimea mai mare decât dimensiunile suprafeței de sprijin, s-a adoptat în cazul ambilor captori forma unui cilindru gol, astfel, încât între înălțimea acestuia și grosimea peretelui această condiție să fie satisfăcută, iar secțiunea transversală a fost calculată ca efortul unitar să nu depășească valoarea de $9,8 \cdot 10^7$ [N/m²] pentru a se evita fenomenul de histerezis care ar apărea la comprimare și decomprimare.

Inelul de textolit 2, a fost prevăzut pentru a ușura legarea traductorilor în punte și conexiunile cu exteriorul.

Cablul multifilar 9, este fixat de corpul captorului cu ajutorul unui niplu 8, strângerea și etanșarea asigurându-se prin intermediul garniturilor de cauciuc 7.

Pentru eforturile laterale care apar la laminarea longitudinală asimetrică, captorii utilizați sunt de aceeași construcție, cu deosebirea că elementul deformabil este din alamă. Acești captori au fost introduși astfel în corpul lagărului inferior încât axa longitudinală a lor să fie perpendiculară pe planul geometric de ieșire a materialului metalic dintre cilindrii (fig. 6.8., decuparea din potlagărul inferior, partea din stânga).

Între portlagărele cilindrului inferior și batiul cajei în partea dinspre captorii pentru eforturile laterale este prevăzut un joc de 2 mm, pentru ca eforturile respective să poată fi sesizate numai de captori.

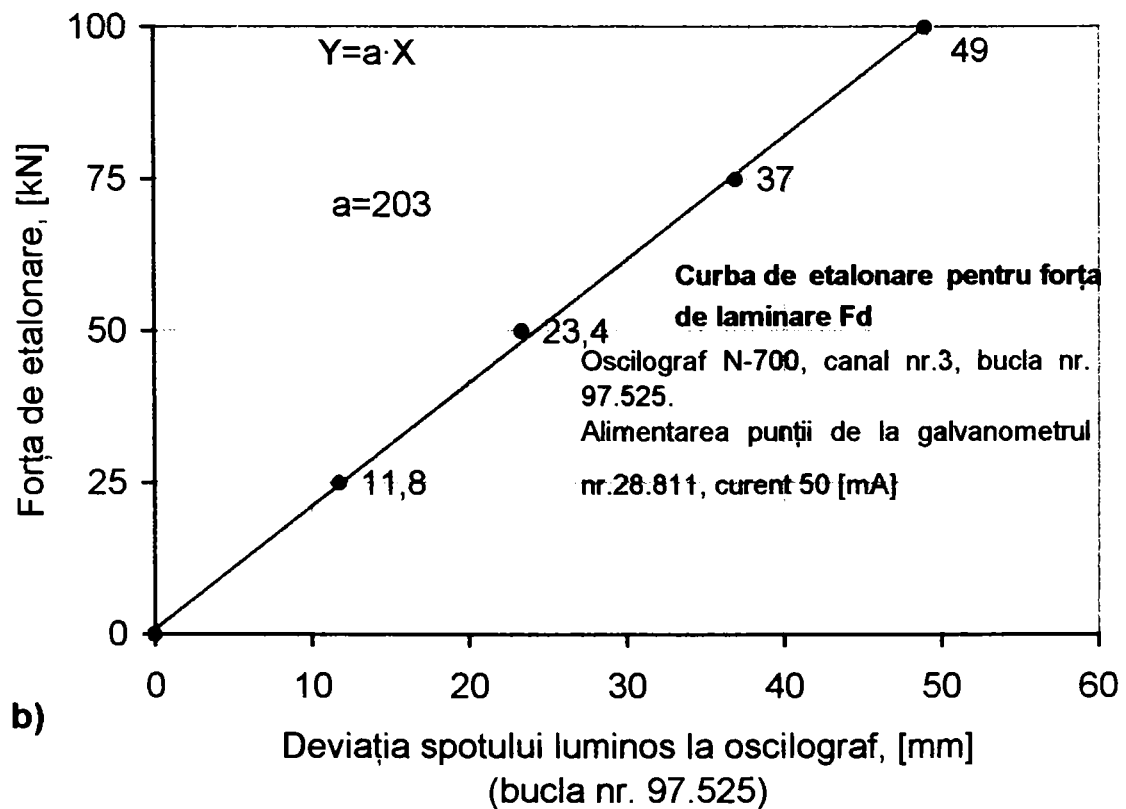
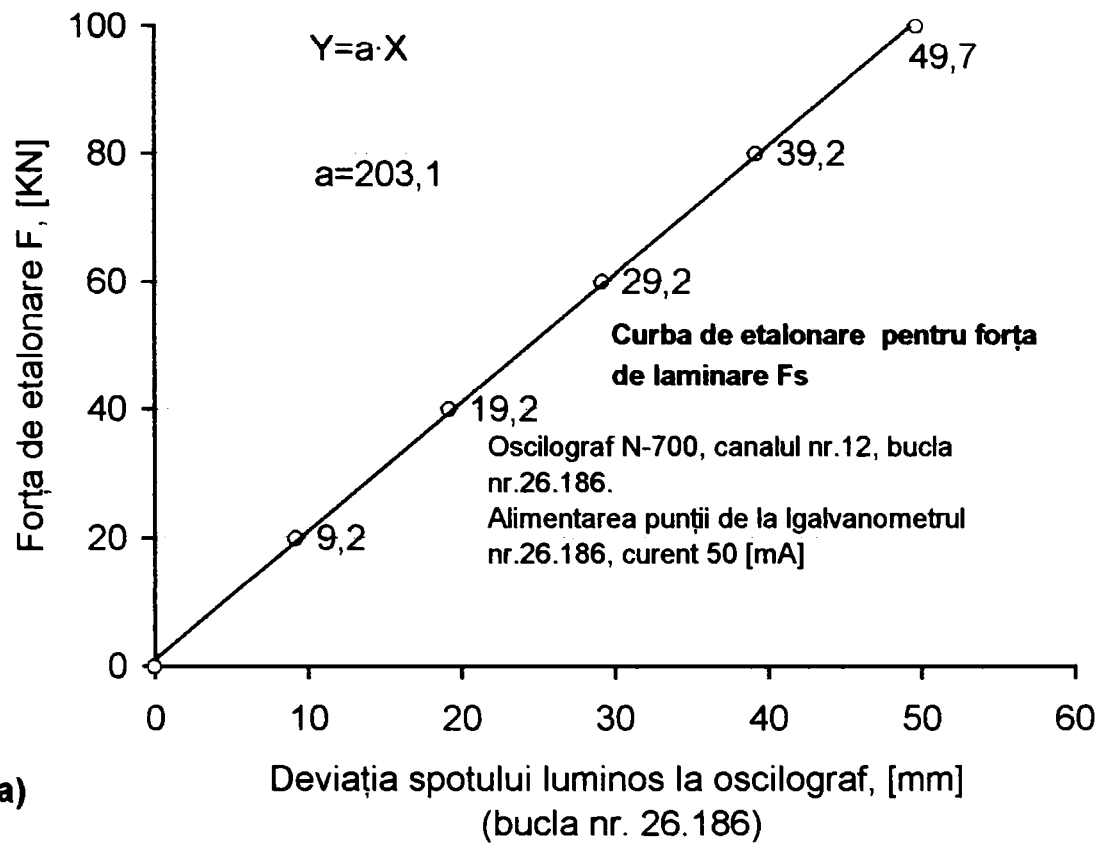


Fig.6.10. Etalonarea captorilor pentru forța de laminare (F_s și F_d)

a--componenta F_s ; b--componenta F_d

Etalonarea captorilor pentru forțele de laminare s-a făcut la o presă mecanică în diapazonul 0-100 [kN], iar pentru eforturile laterale s-a realizat la aceeași presă prin încărcare succesivă de la 0 la 20 [kN]. Ca și în cazul precedent pentru presiunea de laminare cu captori punctiformi s-au trasat diagramele de etalonare pentru fiecare captor în parte:

$$F_d=f(x); F_s=f(x);$$

$$X_d=f(x); X_s=f(x);$$

Dependența grafică rezultată pentru forțele de laminare este dată în figura 6.10.

6.5. ÎNREGISTRAREA PRINCIPALILOR PARAMETRII DE FORȚĂ AI PROCESULUI DE LAMINARE

Cunoașterea parametrilor de forță într-un proces de laminare, prezintă atât importanță teoretică, cât și practică. În lucrare ne propunem să dăm o metodă care să permită determinarea parametrilor de forță și în condiții industriale și care- în aceeași măsură- să corespundă și din punct de vedere al preciziei și sensibilității.

Prin avantajele pe care le prezintă, în ultimele decenii traductorii rezistivi s-au impus aproape în exclusivitate în măsurarea parametrilor de forță. De asemenea dimensiunile mici și comoditatea în manevrarea lor au permis să fie folosiți în aproape toate ramurile tehnicii moderne.

În instalațiile de laminare, măsurarea directă a parametrilor de forță pe lângă importanța pe care o prezintă în cercetarea științifică, este utilă și din punct de vedere practic. De exemplu, la laminoarele continue posibilitatea înregistrării la nevoie a forțelor de laminare permite repartizarea rațională a eforturilor pe caje. De asemenea, cunoașterea eforturilor la laminare permite corectarea eventualelor greșeli de calibrare care ar putea da eventuale încărcări neuniforme ale cajelor.

De obicei, o schemă de măsurare rezistivă a eforturilor constă din traductorul tensometric propriu-zis asupra căreia acționează efortul care trebuie măsurat, iar deformațiile elastice ale acesteia produc modificări ale dimensiunilor traductorilor rezistivi lipiți pe cilindrul supus deformării.

Aceste modificări dimensionale ale traductorilor generează variații ale rezistenței lor electrice, variații care sunt proporționale cu eforturile de deformare, măsurarea forțelor reducându-se la măsurarea acestor variații de rezistență.

În mod obișnuit, traductorii rezistivi ai unui captor de forță se leagă în punte, care pe o diagonală este alimentată în curent continuu, iar de pe cealaltă diagonală se culege un semnal electric – proporțional cu efortul aplicat – care se măsoară cu un instrument de măsură în curent continuu – iar pentru înregistrarea valorilor măsurate acest semnal se înregistrează la un oscilograf.

Metoda prezintă avantajul unei înregistrări fidele a variației eforturilor măsurate datorită calităților dispozitivului înregistrator.

Cu toate că metoda este simplă, prezintă dezavantajul că necesită o sursă de curent continuu care să debiteze o tensiune electromotoare constantă în timp.

În cazul în care nu se face o amplificare a semnalelor generate în captor, este necesară folosirea unui număr mare de traductori sau a unui curent cu intensitate mare, fapt care atrage după sine un alt dezavantaj și anume încălzirea traductorilor, care generează o derivă tehnică importantă.

În cazul în care se utilizează un oscilograf mecanic, înregistrarea se face pe hârtie, ceea ce face ca metoda să nu fie aplicabilă în condiții industriale.

Din aceste motive s-a optat pentru măsurarea parametrilor de forță, cu metoda punții echilibrate.

Această metodă evită dezavantajele utilizării curentului și a lipsei amplificatorului, în schimb, datorită inerției sistemului mecanic de autoechilibrare, nu poate fi utilizat decât la măsurarea forțelor cu variație lentă.

Măsurarea principalilor parametri ai procesului simetric și asimetric de laminare longitudinală, cum sunt: forțele de laminare la șuruburile de presiune din dreapta (F_d) și stânga (F_s), eforturile laterale dreapta (X_d) și stânga (X_s), presiunile pe suprafețele de contact cu cilindrul superior (p_s) și inferior (p_i), s-au efectuat cu ajutorul unor scheme tensometrie fără amplificare, cu înregistrarea impulsurilor pe banda de 120 mm lățime a unui oscilograf N - 700 cu 14 canale, având viteza de deplasare a benzii de 4 cm/s.

Schema structurală a instalației pentru măsurarea parametrilor amintiți este dată în figura 6.11. În schema de măsurare, elementele sensibile sunt reprezentate de captorii de forță care transformă corespunzător presiunea și eforturile în deplasări liniare.

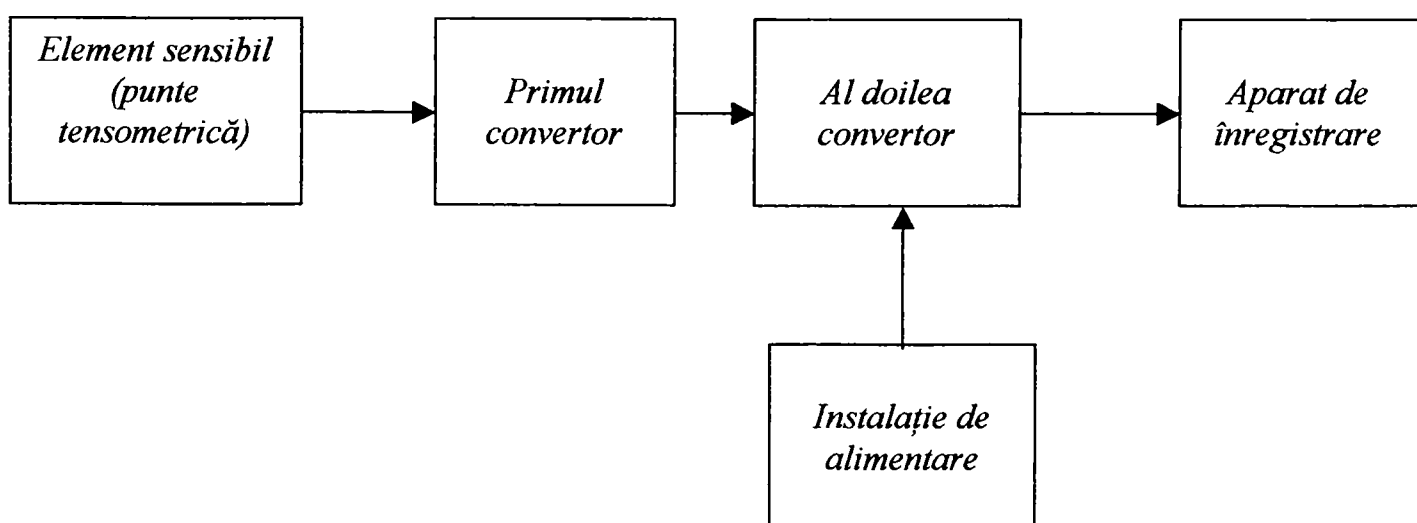


Fig.6.11. Schema structurală a instalației pentru măsurarea parametrilor cercetați.

În calitate de prim convertor se utilizează traductori rezistivi care transformă deformațiile în modificări ale rezistenței ohmice. A doua verigă convertoare este o punte electrică care transformă schimbările rezistenței ohmice în curent electric. Elementele de lucru ale punții sunt doi traductori tensorezistivi opuși R_1 și R_3 lipite paralel cu direcția deformației principale, iar R_2 și R_4 reprezentând rezistențele de compensație, scoase separat pe o placă, datorită suprafeței limitate a captorilor punctiformi (fig. 6.12).

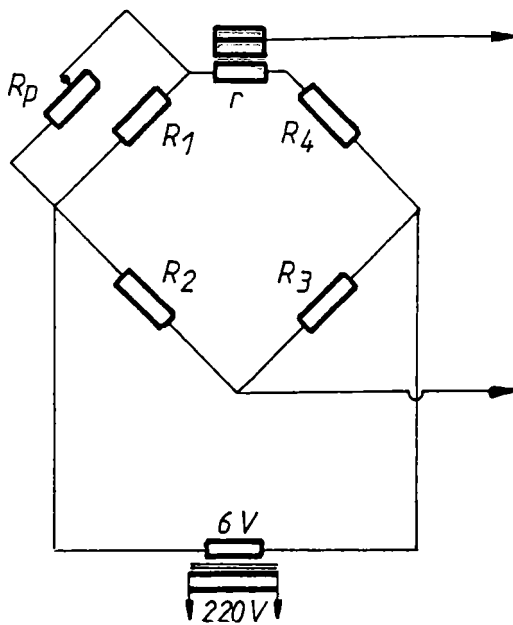


Fig.6.12. Schema de echilibrare a punților tensometrice

Elementele de lucru ale punții sunt doi traductori tensorezistivi opuși R_1 și R_3 lipite paralel cu direcția deformației principale, iar R_2 și R_4 reprezentând rezistențele de compensație, scoase separat pe o placă, datorită suprafeței limitate a captorilor punctiformi (fig. 6.12).

Elementele de lucru ale punții sunt doi traductori tensorezistivi opuși R_1 și R_3 lipite paralel cu direcția deformației principale, iar R_2 și R_4 reprezentând rezistențele de compensație, scoase separat pe o placă, datorită suprafeței limitate a captorilor punctiformi (fig. 6.12).

Rezistența constantă R se introduce în schemă pentru evitarea scurtcircuitării brațelor punții la echilibrare, ca urmare a acestui fapt putând să apară ieșirea din uz a galvanometrului respectiv de la oscilograf. Aceasta, de asemenea, trebuie să fie de cel puțin $10 R_b$.

Diagonalele punților sunt alimentate în curent continuu de la surse cu posibilități de reglare în limite largi a tensiunii. În calitate de indicator se utilizează galvanometrele de tipul M001-1, cu sensibilitatea de ordinul 1400mm/mA .

Alegerea elementelor sensibile, a schemei de conectare a acestora și a aparaturii, a permis înregistrarea presiunii pe suprafețele de contact dintre cilindrii și materialul metalic, precum și a forțelor și eforturilor laterale de laminare, fără amplificare, cu sensibilitatea și precizia necesară.

Aceasta a exclus erorile introduse de amplificare, legate de influența câmpurilor magnetice exterioare și necesitatea montării schemelor de măsură cu utilizarea conductoarelor ecranate.

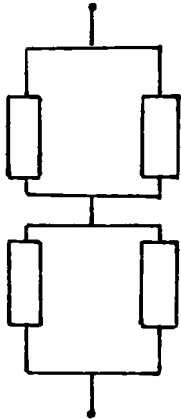

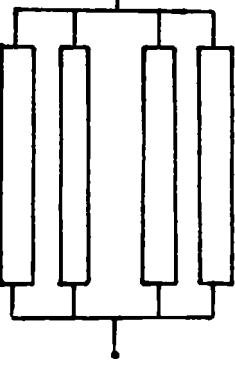
Caracteristicile schemelor concepute pentru înregistrarea parametrilor de forță cercetați, sunt prezentate în tabelul 6.1.

6.6 MĂSURAREA LUNGIMII REALE A ARCURILOR DE CONTACT ȘI FIXAREA PE OSCIOGRAME A AXEI VERTICALE A CILINDRILOR

Determinarea lungimilor reale pentru arcurile de contact dintre materialul metalic și cilindrii de laminare s-a realizat cu ajutorul instalației care funcționează pe principiul întreruperii liniilor de înregistrare (fig. 6.2).

Caracteristicile elementelor sensibile din schema de măsurare a parametrilor de forță

Tabelul 6.1.

Parametrul măsurat	Elementul sensibil			Rezistența traductorului, R_t	Schema de conectare a traductorilor rezistivi în brațul punții tensometrice	Numărul brațelor de lucru	Rezistența de echilibrare, R_e	Rezistența constantă, R	Sursa de alimentare	Intensitatea de alimentare [mA]	Deviația spotului luminos pe ecran, la efortul maxim, [mm]
	Denumirea	Material	Efortul maxim de calcul, [kN]								
F_s	Captor de forță	90VMoCr15	100	250		2	10	5	Redresor	100	50
F_i											
X_s	Captor de forță	Alamă	20	200		2	22	10	Redresor	90	40
X_i											
p_s	Captor de forță punctiform	Alamă	1	50		2	0,5	0,5	Acumulator	300	40
p_i											

La extremitățile „A” de la cilindrul 1 și „B” de la cilindrul 2, cu ajutorul unei freze disc și a capului de divizare, s-au executat canale cu adâncimea de 2 mm și lățimea 0,6 mm, în care s-a turnat apoi rășină apoxidică care servește ca material izolator.

Ordinea inițială a distanțelor unghiulare dintre canalele de divizare permite cu ajutorul unei scheme electrice speciale să se înregistreze pe oscilograme drumul parcurs de știftul captorilor punctiformi din cilindrul superior și inferior, sub forma unor linii întrerupte a căror porțiuni corespund distanțelor unghiulare de pe extremitățile A și B. După lungimea totală a liniei întrerupte trasate pe oscilogramă, sub curba de variație a presiunii de laminare pentru fiecare cilindru în parte, se determină lungimea reală a arcului de contact.

Instalarea acelor de contact cât mai exact pe axa verticală a cilindrilor, permite fixarea cu precizie a poziției planului geometric de ieșire a materialului metalic dintre cilindrii.

Pentru o utilizare cât mai comodă a oscilogramelor înregistrate pentru determinarea lungimii reale a arcurilor de contact, a fost introdusă relația:

$$l_r = \frac{l \cdot n \cdot k}{a} - 1,13$$

în care: l_r - reprezintă lungimea reală a arcului de contact, [mm];

l - lungimea arcului măsurată pe oscilogramă, [mm];

n - numărul de grade, corespunzătoare porțiunii determinate din arcul de contact, calculate pe oscilogramă;

a - lungimea măsurată pe oscilogramă în [mm], corespunzătoare la un grad;

k - coeficient de trecere de la scara oscilogramelor, la diametrul corespunzător al cilindrilor.

Utilizarea instalației de tipul celei concepute de autor pentru prezenta lucrare (fig. 6.2), permite determinarea experimentală a poziției planului geometric de ieșire a materialului metalic dintre cilindrii, precum și a lungimii reale a arcurilor de contact, și a zonei de aplatizare din cauza deformațiilor elastice a cilindrilor de laminare.

Măsurarea lungimilor reale a arcurilor de contact cu fixarea concomitentă a principalilor parametri ai procesului simetric și asimetric ca: presiunile de laminare pe suprafețele de contact, forțele de laminare și eforturile laterale, permit să se stabilească legăturile funcționale între principalii parametri ai procesului.

6.7. PRECIZIA DE EFECTUARE A EXPERIMENTĂRILOR

Precizia de măsurare a parametrilor supuși experimentării, cum sunt presiunile pe suprafețele de contact dintre materialul metalic și cilindrii (p_s și p_i), forțele de laminare (F_d și F_s) și eforturile laterale (X_d și X_s), sunt condiționate de întocmirea schemelor de măsurare și se apreciază considerând erorile

pentru fiecare element component din schema respectivă, precum și precizia de descifrare a oscilogramelor înregistrate.

În categoria principalelor elemente a schemelor de măsură care influențează precizia experimentărilor, trebuie să includem:

- miliampermetrul, care indică curentul de alimentare a schemei electrice de măsură;
- bucele oscilografului, cu ajutorul cărora se înregistrează impulsurile rezultate de la punțile tensometrie.

Miliampermetrele și bucele utilizate au avut clase de precizie de 0,1 așa că eroarea maximă introdusă de acestea în măsurătorile efectuate nu poate să depășească $\pm 0,2\%$.

La eroarea totală de măsurare se adaugă de asemenea eroarea corespunzătoare descifrării oscilogramelor, care depinde de precizia măsurării amplitudinii diagramelor.

Pentru toți parametrii cercetați ai procesului, descifrarea curbelor înregistrate s-a făcut cu o precizie de $\pm 0,5\text{mm}$, care introduce o eroare Δa egală cu:

- pentru p_s și p_i , $\pm 1,25$ kg
- pentru F_d și F_s , ± 100 kg
- pentru X_d , ± 23 kg
- pentru X_s , ± 25 kg

Raportând valoarea erorii Δa la întregul interval în care s-a realizat măsurarea parametrului respectiv, obținem erorile relative corespunzătoare:

- pentru p_s și p_i ,
$$\varepsilon_a = \pm \frac{1,25 \cdot 100}{60 - 0} = \pm 2,1\%$$
- pentru F_d și F_s ,
$$\varepsilon_a = \pm \frac{100}{19000 - 500} \cdot 100 = \pm 0,54\%$$
- pentru X_d ,
$$\varepsilon_a = \pm \frac{23 \cdot 100}{550 - 0} = \pm 4,2\%$$
- pentru X_s ,
$$\varepsilon_a = \pm \frac{25 \cdot 100}{550 - 0} = \pm 4,55\%$$

Eroarea totală se compune din erorile datorate preciziei aparaturii de măsură și înregistrare la care se adaugă cele datorate preciziei de descifrare a oscilogramelor. Astfel, se obține:

- pentru p_s și p_i , $\eta = \pm(0,2\% + 2,1\%) = \pm 2,30\%$
- pentru F_d și F_s , $\eta = \pm(0,2\% + 0,54\%) = \pm 0,74\%$
- pentru X_d , $\eta = \pm(0,2\% + 4,2\%) = \pm 4,40\%$
- pentru X_s , $\eta = \pm(0,2\% + 4,55\%) = \pm 4,75\%$

Pentru calculul lungimii arcului de contact l_r eroarea se compune din abaterile limită de măsurare a factorilor care intră în formulă:

$$\Delta l_r = \Delta l + \Delta n + \Delta a$$

Eroarea datorată măsurării lungimii arcului pe oscilogramă l constituie $\pm 0,1\text{mm}$, ceea ce raportat la schimbarea lungimii în condițiile experimentării înseamnă:

$$\varepsilon_l = \pm \frac{0,1}{30} \cdot 100 = \pm 0,33\%$$

Eroarea datorată termenului „ n ” este condiționată în principal de precizia execuției capetelor divizate în grade a cilindrilor și aceasta nu depășește $\pm 0,7\%$.

Eroarea corespunzătoare la determinarea termenului „ a ” nu depășește $\pm 0,1\%$.

$$a = \frac{l}{n}$$

$$\Delta a = \Delta l + \Delta n$$

$$\Delta a = \pm(0,33 + 0,7) = \pm 1\%$$

Atunci, eroarea totală va fi:

$$\eta = \pm(0,3 + 0,7 + 1) = \pm 2\%$$

6.8 CONCLUZII LA CAPITOLUL VI

- A fost concepută și realizată instalația experimentală pentru determinarea concomitentă a parametrilor de forță în procesul de laminare longitudinală simetrică și asimetrică, constând din presiuni pe suprafețele de contact cu cilindrii, forțele de laminare, precum și eforturile laterale în cazul procesului asimetric.

- Instalația realizată a fost echipată cu captori de forță de construcție proprie, pentru:

- măsurarea presiunii pe suprafețele de contact dintre materialul metalic și cilindrii;
- măsurarea forțelor de laminare;
- măsurarea eforturilor laterale la laminarea asimetrică.

- Particularitățile constructive a captorilor de forță punctiformi propuși de autor pentru măsurarea presiunii de contact la laminare, constau în următoarele:

- diametrul știfturilor pentru acești captori este de 1,13 mm, ceea ce dă înregistrarea presiunii pe hârtia oscilografului direct în unități de măsură finite de N/mm^2 ;

- între tija de oțel a știftului și corpul captorului este prevăzut un joc pe rază de 0,5 mm, care exclude posibilitatea înțepenirii părții calibrate a știftului în orificiul segmentului la instalarea captorilor pentru experimentare;

- corpul captorului punctiform realizat din alamă, dispune de patru decupări longitudinale cu lățimea de 2 mm fiecare, pentru asigurarea sensibilității necesare și pentru o distribuție mai uniformă a presiunii pe secțiune.

- Instalația și aparatura construită va fi utilizată în continuare atât în scop de cercetare pentru stabilirea unor corelări între parametrii tehnologici și de forță ai procesului de laminare, cât și în scop de exploatare pentru determinarea gradului de solicitare a utilajului tehnologic.

CAPITOLUL VII**METODICA DE PRELUCRARE A DATELOR
EXPERIMENTALE****7.1. PREGĂTIREA PROBELOR PENTRU EXPERIMENTARE**

Deoarece prin scopul urmărit s-a avut în vedere aspectul calitativ al fenomenelor legate de laminarea longitudinală asimetrică, pentru a elimina influența inevitabilă pe care o au asupra procesului oxizii de fier (țunderul), cercetările s-au efectuat pe probe din aluminiu și cupru, cu dimensiunile:

$$h_0 = 12; 6; 2 \text{ și } 1 \text{ mm}$$

$$b_0 = 40 \text{ mm}$$

$$l_0 = 150 \text{ mm}$$

Proprietățile mecanice a materialelor utilizate pentru efectuarea probelor la experimentare, sunt date în figura 7.1.

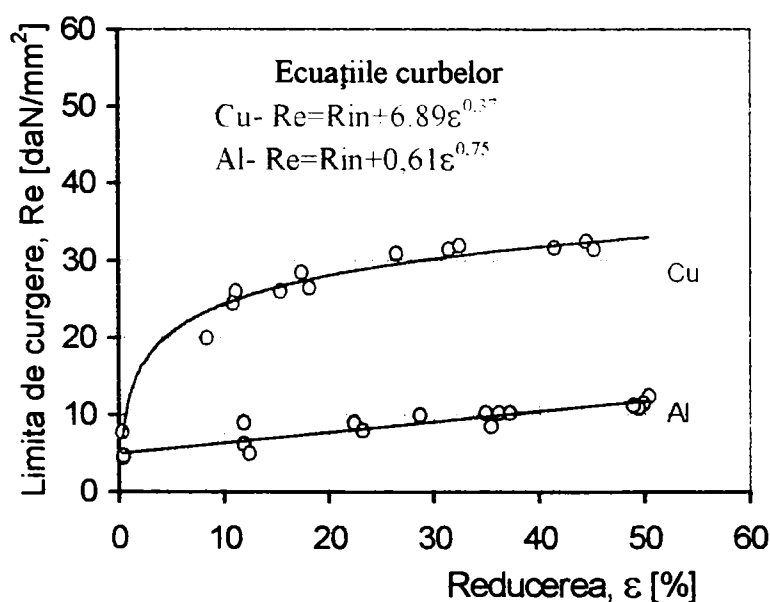


Fig.7.1. *Dependența limitei de curgere a materialului probelor, funcție de reducerea aplicată.*

Atât probele din aluminiu, cât și cele din cupru au fost tăiate din aceeași bandă laminată.

Pentru a asigura o izotropie a proprietăților, înainte de laminare probele din aluminiu au fost supuse unei recoaceri de recristalizare la temperatura de 420°C, iar cele din cupru la 750°C pe durata

a două ore, după care se curăță cu atenție cu o hârtie de șmirghel fin. Înainte de laminare, fiecare probă a fost spălată cu acetonă curată din punct de vedere chimic.

De asemenea, s-au supus spălării cu acetonă și segmentii cilindrilor înainte de laminarea fiecărei probe în parte.

Atât în procesul simetric cât și în procesele asimetrice s-au laminat serii de probe cu grosimile h_0 arătate, aplicând diferite reduceri pe trecere și măsurând cu micrometrul grosimea inițială și finală cu precizia de 0,01 mm.

Experimentările au început cu laminarea probelor din aluminiu, după care suprafața de lucru a segmentilor s-a curățat cu o hârtie de șmirghel fin. Numai după o asemenea pregătire s-au continuat cercetările cu probele din cupru.

7.2. METODA DE PRELUCRARE A OSCILOGRAMELOR

Ca rezultat a cercetărilor efectuate, au fost obținute în jur de 450 oscilograme, care constituie principalul rezultat de experimentare. Înainte de laminarea fiecărei probe și după, pe oscilogramă au fost trasate liniile zero pentru toți parametrii înregistrați. Deviația curbei față de linia zero a determinat mărimea cercetată (la o scară determinată). Această deviere pentru toți parametrii (excluzând diagramele pentru presiunea de laminare) a fost măsurată pe oscilograme în planul geometric de ieșire dintre cilindrii.

Deoarece curbele de etalonare pentru toți parametrii cercetați au fost constituite din linii drepte, s-a dovedit a fi mult mai comod ca, la descifrarea oscilogramelor, în locul curbelor de etalonare să se folosească scara acestora. Astfel, pentru parametrii respectivi, coeficienții de etalonare obținuți au următoarele valori:

$$\mu_{psm} = \mu_{pim} = 2,5$$

$$\mu_{Fd} = \mu_{Fs} = 203$$

$$\mu_{Xd} = 46$$

$$\mu_{Xs} = 49$$

7.3. DETERMINAREA PRESIUNII DINTRE MATERIALUL METALIC ȘI CILINDRII

Valoarea medie a ordonatelor pentru diagramele presiunii din partea cilindrului superior și inferior s-a determinat prin împărțirea suprafeței diagramei respective, măsurate cu ajutorul hârtiei

milimetrice transparente, la lungimea acestora cu considerarea prelucrării corespunzătoare a capetelor oscilogramelor. Astfel:

$$y_{ms} = \frac{S_s}{l_{rs}} \quad (7.1)$$

$$y_{mi} = \frac{S_i}{l_{ri}} \quad (7.2)$$

Valoarea presiunii medii s-a determinat ca produsul dintre valoarea medie a ordonatei diagramei și coeficientul de etalonare corespunzător, adică:

$$p_{sm} = y_{ms} \cdot \mu_{psm} = \frac{S_s}{l_{rs}} \cdot \mu_{psm} \quad (7.3)$$

$$p_{im} = y_{mi} \cdot \mu_{pim} = \frac{S_i}{l_{ri}} \cdot \mu_{pim} \quad (7.4)$$

7.4. DETERMINAREA FORȚELOR DE LAMINARE

Pe oscilograme s-au măsurat ordonatele curbelor pentru forța de laminare, sesizate de captorii amplasați sub șurubul din dreapta (F_d) și stânga (F_s) a cajei de laminare. Cu coeficienții de etalonare rezultați în urma trasării curbelor de etalonare pentru captorii respectivi, egali cu μ_{Fd} și μ_{Fs} , valoarea forțelor s-a calculat cu formulele:

$$F_d = y_d \cdot \mu_{Fd} \quad (7.5)$$

$$F_s = y_s \cdot \mu_{Fs} \quad (7.6)$$

Valoarea forței totale de laminare s-a determinat prin însumarea impulsurilor obținute de la captorii de forță instalați sub cele două șuruburi de presiune:

$$F = F_d + F_s \quad (7.7)$$

7.5. DETERMINAREA EFORTURILOR LATERALE

În mod asemănător cu determinarea forțelor de laminare, eforturile laterale s-au obținut pe baza curbelor sesizate de captorii pentru eforturi laterale, instalați în portlagărele inferioare din dreapta (X_d) și stânga (X_s). Cu ordonatele din aceste oscilograme și coeficienții de etalonare respectivi, s-au determinat componentele eforturilor laterale, după condiția:

$$X_d = y_{Xd} \cdot \mu_{Xd} \quad (7.8)$$

$$X_s = y_{Xs} \cdot \mu_{Xs} \quad (7.9)$$

Însumând cele două valori, se obține efortul lateral total:

$$X = X_d + X_s \quad (7.10)$$

7.6. DETERMINAREA PARAMETRILOR TEHNOLOGICI

Pe baza grosimii probelor înainte de laminare h_0 și după laminare h_1 , s-a determinat reducerea absolută Δh și relativă ε :

$$\Delta h = h_0 - h_1 \quad (7.11)$$

$$\varepsilon = \frac{\Delta h}{h_0} \cdot 100\% \quad (7.12)$$

Lungimea teoretică a coardei arcului de contact, s-a determinat cu relația:

$$l = \sqrt{R \cdot \Delta h} \quad (7.13)$$

Pentru laminarea asimetrică, lungimea teoretică a coardei arcului de contact s-a determinat din

condiția:
$$l = \sqrt{\frac{2R_1 \cdot R_2}{R_1 + R_2} \cdot \Delta h} \quad (7.14)$$

Grosimea medie a probelor, va fi:
$$h_m = \frac{h_0 + h_1}{2} = \frac{\Delta h}{2} + h_1, \quad (7.15)$$

iar lățimea medie:
$$b_m = \frac{b_0 + b_1}{2} = \frac{\Delta b}{2} + b_1 \quad (7.16)$$

7.7. PRELUCRAREA MATEMATICĂ A DATELOR EXPERIMENTALE ȘI TRASAREA DEPENDENȚELOR

Pentru trasarea dependențelor grafice pe baza datelor experimentale s-a aplicat metoda celor mai mici pătrate. Ideea de bază a acestei metode, după cum se știe, constă în aceea că pentru curba optimă (dreapta) trasată printr-un domeniu de puncte obținute pe cale experimentală, suma pătratelor de deviere ε trebuie să fie minimă: $\sum \varepsilon^2 = \text{minim}$

Ca rezultat al experimentărilor pentru valorile date: $x_1, x_2, x_3, \dots, x_n$ (corespunzătoare reducerilor relative), se obțin valori determinate: $y_1, y_2, y_3, \dots, y_n$ (valoarea rezistenței la deformare σ_d la diferite reduceri, forțe normale de comprimare, eforturi laterale, etc.).

Prin prelucrarea matematică a dependenței $\sigma_d = f(\varepsilon)$ și $p_m = f(\varepsilon)$, pentru procesul simetric se poate ca în forma finală, după înlocuire, să rezulte relația:

$$Y = B_0 + B_1 x \quad (7.17)$$

Introducând consecutiv în această ecuație toate valorile x și y , obținem "n" ecuații inițiale, care vor avea forma:

$$\begin{aligned} B_0 + B_1 x_1 - y_1 &= \varepsilon_1; \\ B_0 + B_1 x_2 - y_2 &= \varepsilon_2; \\ B_0 + B_1 x_3 - y_3 &= \varepsilon_3; \\ &\dots\dots\dots \\ B_0 + B_1 x_n - y_n &= \varepsilon_n \end{aligned} \quad (7.18)$$

Din aceste ecuații se observă că condiția $\sum \varepsilon^2 = 0$ în formă desfășurată duce la următoarea expresie

$$(B_0 + B_1 x_1 - y_1)^2 + (B_0 + B_1 x_2 - y_2)^2 + (B_0 + B_1 x_3 - y_3)^2 + \dots + (B_0 + B_1 x_n - y_n)^2 = \text{minim} \quad (7.19)$$

Valorile variabile din aceste ecuații sunt constituite de coeficienții B_0 și B_1 . De aici rezultă că trebuie să se găsească acele mărimi pentru care expresia să înregistreze cea mai mică valoare.

Matematic se poate demonstra, luând prima derivată pe coeficienții B_0 și B_1 și efectuând o serie de transformări, că aceste ecuații se pot scrie sub forma:

$$nB_0 + (x_1 + x_2 + x_3 + \dots + x_n) B_1 = (y_1 + y_2 + y_3 + \dots + y_n);$$

$$(x_1 + x_2 + x_3 + \dots + x_n) B_0 + (x_1^2 + x_2^2 + x_3^2 + \dots + x_n^2) B_1 = (y_1 x_1 + y_2 x_2 + y_3 x_3 + \dots + y_n x_n)$$

$$\begin{aligned} \text{adică:} \quad nB_0 + \sum x B_1 &= \sum y & (7.20) \\ \sum x B_0 + \sum x^2 B_1 &= \sum yx \end{aligned}$$

Dacă compunem un determinant pe care-l rezolvăm, obținem valorile pentru B_0 și B_1 :

$$B_0 = \frac{\begin{vmatrix} \sum y & \sum x \\ \sum yx & \sum x^2 \\ n & \sum x \end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} \sum x & \sum x^2 \end{vmatrix}} = \frac{\sum y \cdot \sum x^2 - \sum x \cdot \sum yx}{n \sum x^2 - \sum x^2} \quad (7.21)$$

$$B_1 = \frac{\begin{vmatrix} n & \sum y \\ \sum x & \sum xy \end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} n & \sum x \\ \sum x & \sum x^2 \end{vmatrix}} = \frac{n \sum yx - \sum y \sum x}{n \sum x^2 - \sum x^2} \quad (7.22)$$

În mod analog au fost prelucrate rezultatele măsurătorilor pentru eforturile laterale, în funcție de reducere. În acest caz, ecuația a fost adoptată sub formă de parabolă:

$$y = ax^n \quad (7.23)$$

în care: $n < 1$.

Valorile constante "a" și "n" se determină logaritmând formula anterioară:

$$\begin{aligned} y &= ax^n \\ \log y &= \log a + \log x^n \end{aligned}$$

În acest caz, se trece la variabile noi, adoptând:

$$\begin{aligned} \log y &= y; \quad \log x = x \\ \log a &= B_0; \quad n = B_1 \end{aligned}$$

După înlocuire, se obține ecuația:

$$y = B_0 + B_1x \quad (7.24)$$

Coeficienții B_0 și B_1 se determină după metoda descrisă anterior.

7.8. ANALIZA DATELOR EXPERIMENTALE PRIVIND PRESIUNEA DE LAMINARE ÎN PROCESUL SIMETRIC ȘI ASIMETRIC

Presiunea medie de contact la laminare, folosind datele experimentale, se determină cu relația:

$$p_m = \frac{F}{S} \quad (7.25)$$

în care: $S = b_m \cdot l_c$; $b_m = \frac{b_0 + b_1}{2}$ iar $l_c = \sqrt{R \cdot \Delta h}$

Cu ajutorul a diferite tipuri de captori, presiunea exercitată de materialul metalic pe cilindrii se poate determina cu suficientă exactitate. De aceea, precizia determinării experimentale a presiunii medii depinde în principal de precizia determinării suprafeței de contact.

În cazul laminării la cald, creșterea lungimii arcului de contact datorită aplatizării cilindrilor este neînsemnată și pentru determinarea suprafeței de contact se poate aplica formula cunoscută:
 $F = b_m \cdot l_c \cdot p$.

La laminarea la rece a tablelor și benzilor, ca rezultat a rezistenței mari la deformare, lungimea arcului de contact crește considerabil datorită aplatizării elastice a cilindrilor de lucru. De aceea, la determinarea presiunii medii de laminare trebuie considerată lungimea zonei de contact ținând seama de aplatizarea cilindrilor în zona de deformare.

Cercetările efectuate cu privire la procesul simetric și asimetric de laminare au urmărit înregistrarea împreună cu alți parametri ai procesului, a presiunilor de laminare și a lungimilor reale ale arcurilor de contact cu cilindrul superior și inferior. Acest fapt a permis să cunoaștem caracterul repartizării presiunii medii comparativ cu lungimea reală a arcului de contact și să apreciem influența formei distorsionate a zonei de deformare asupra principalilor parametri ai procesului.

În această lucrare, prin analizele și calculele efectuate, vom utiliza valorile obținute experimental ale presiunii înregistrate și lungimea reală a arcurilor de contact cu cilindrul superior și inferior.

Presiunea medie rezultată din partea cilindrului superior și inferior o calculăm cu ajutorul oscilogramelor de repartizare a presiunii pe lungimea arcurilor de contact, cu formulele:

$$P_{sm} = y_{ms} \cdot \mu_{psm} = \frac{S_s}{l_{rs}} \cdot \mu_{psm} \quad (7.26)$$

$$P_{im} = y_{mi} \cdot \mu_{pim} = \frac{S_s}{l_{ri}} \cdot \mu_{pim} \quad (7.27)$$

Suprafața diagramelor respective s-a determinat prin măsurători, utilizând hârtie transparentă milimetrică, iar capetele acestora au fost prelucrate ținând seama de diametrul știftului captorilor punctiformi pentru presiune.

În prezenta lucrare, procesul simetric de laminare este privit ca un caz particular al procesului asimetric. Prin interpretarea rezultatelor experimentale, procesul simetric și asimetric este privit într-o legătură reciprocă, ceea ce din punctul nostru de vedere dă posibilitatea unei caracterizări mai bune a particularităților și avantajelor economice, atât a unuia cât și a celuilalt proces.

În figura 7.1. au fost prezentate curbele $R_e = f(\varepsilon)$ pentru aluminiu și cupru și se dau ecuațiile acestor curbe pe baza prelucrării datelor experimentale în intervalul reducerilor relative cuprins între 0 și 50%.

În prima parte a cercetărilor s-a efectuat laminarea între cilindrii de diametre egale $\frac{D_s}{D_i} = \frac{170}{170} [mm]$.

Printr-o execuție și reglare atentă a captorilor punctiformi, precum și prin alegerea curentului de alimentare a punților tensometrice de măsură, s-a reușit ca la etalonare să se obțină caracteristici absolut identice pentru captorii punctiformi superior și inferior (fig 7.2.)

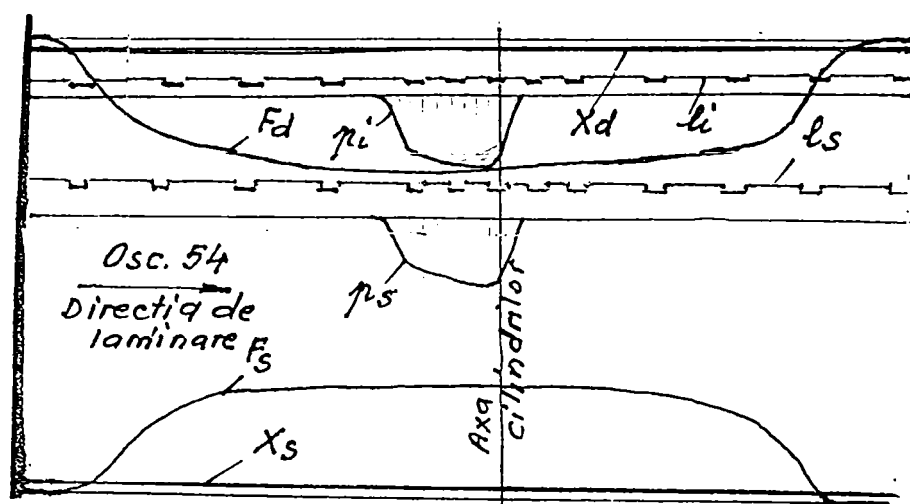


Fig.7.2. Laminarea probelor din cupru cu $h_0=6,05 \text{ mm}$, $\varepsilon=41\%$ între cilindrii de diametre egale

Pe parcursul efectuării experimentărilor, captorii punctiformi s-au verificat periodic și caracteristicile lor de etalonare au rămas neschimbate.

În timpul experimentărilor cu cilindrii de diametre egale, pentru o mare parte din probe s-a înregistrat presiunea de laminare atât pe partea superioară cât și inferioară de contact, ținând seama de faptul că înregistrarea se face pe axa longitudinală a probelor.

Cu scopul de a asigura condiții identice de frecare între segmentii și probe, suprafața de contact a acestora a fost spălată cu acetonă.

După cum se observă din figura 7.2., oscilogramele pentru presiune, precum și pentru alți parametri ai procesului simetric de laminare, prezintă un caracter absolut identic.

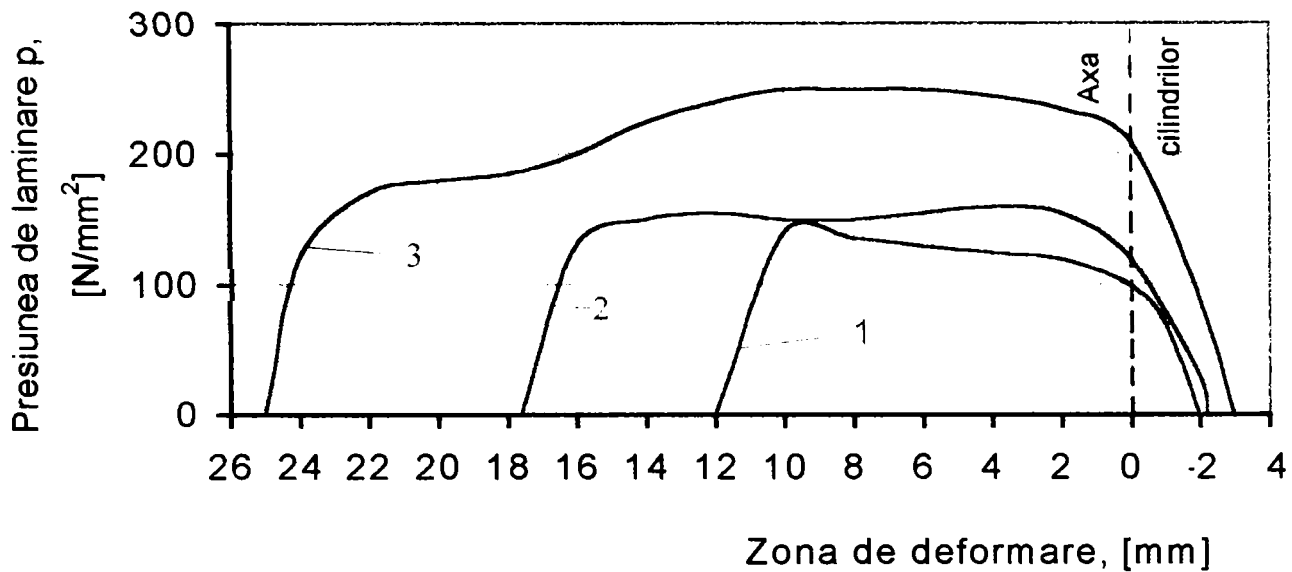


Fig.7.3. Variatia presiunii pe lungimea arcului de contact la laminarea probelor din aluminiu,

$h_0=12$ [mm], între cilindrii de diametre egale $\frac{D_s}{D_i} = \frac{170}{170}$ [mm], aplicând reduceri diferite:

1-Oscilograma numărul 6, $\varepsilon=13,9$ [%]

2-Oscilograma numărul 2, $\varepsilon=32,5$ [%]

3-Oscilograma numărul 4, $\varepsilon=49,5$ [%]

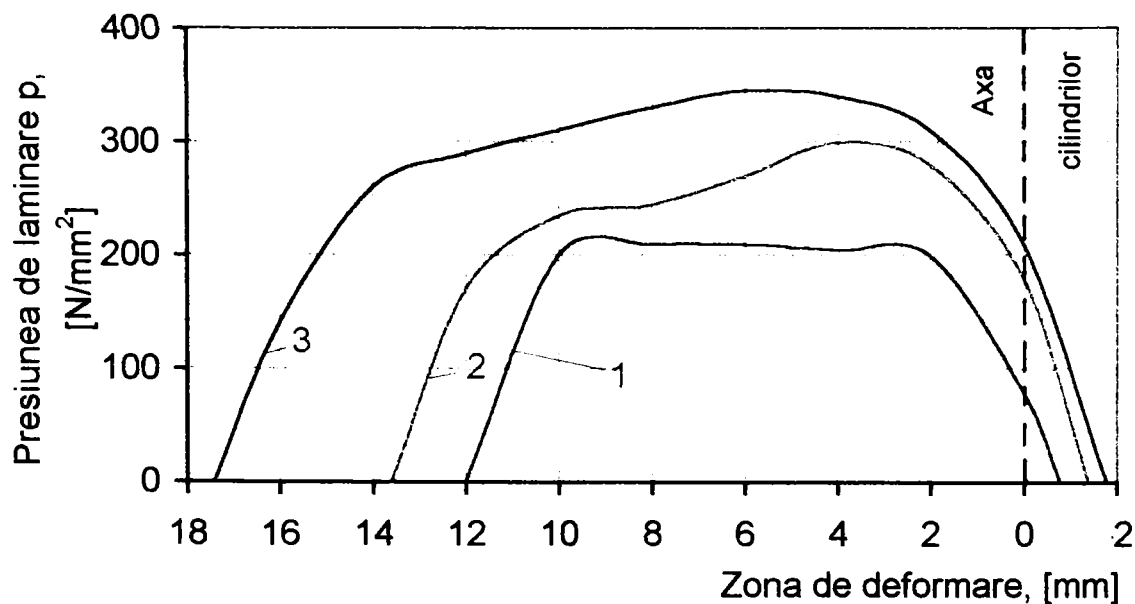


Fig.7.4. Variatia presiunii pe lungimea arcului de contact la laminarea probelor din cupru,

$h_0=12$ [mm], între cilindrii de diametre egale $\frac{D_s}{D_i} = \frac{170}{170}$ [mm], aplicând reduceri diferite:

1-Oscilograma numărul 35, $\varepsilon=9,15$ [%]

2-Oscilograma numărul 37, $\varepsilon=13,75$ [%]

3-Oscilograma numărul 39, $\varepsilon=22,1$ [%]

În figura 7.3. se prezintă oscilogramele pentru variația presiunii pe lungimea zonei de deformare obținute la laminarea probelor din aluminiu cu $h_0=12\text{mm}$ între cilindri de diametre egale $\frac{D_s}{D_i} = \frac{170}{170} [mm]$, aplicând reduceri diferite.

Analizând aceste oscilogramе se poate observa că presiunea pe întreaga lungime a zonei de deformare se repartizează aproape uniform și caracterul diagramei se modifică puțin, odată cu creșterea reducerii.

S-a observat că la laminarea benzilor groase ($\frac{h_0}{D_m} = 0,0705$, fig. 7.3., curba 1) când ε nu depășește 15%, se evidențiază tendința pentru creșterea presiunii la partea de intrare a materialului metalic în zona de deformare. Această creștere este atât de mică, încât presiunea se poate considera că este repartizată uniform pe întreaga lungime a zonei de deformare.

Odată cu creșterea gradului de reducere până la $\varepsilon = 32,3\%$ (fig. 7.3., curba 2) la o distanță de aproximativ $\frac{1}{2}$ din lungimea arcului de contact față de planul de intrare, se observă o creștere neânsemnată a presiunii, cu o trecere lină de la linia dreaptă la curbă, precum și o ușoară tendință de formare a unei cupole în apropierea planului geometric de ieșire a materialului metalic dintre cilindri.

Cu creșterea în continuare a reducerii la $\varepsilon = 49,5\%$, schimbarea stării de tensiune pe lungimea zonei de deformare devine mai evidentă deoarece deformația se propagă mai profund pe secțiune (fig.7.3., curba 3).

În figura 7.4. se prezintă curbe caracteristice de repartizare a presiunii la laminarea unor probe din cupru cu grosimea $h_0 = 12 \text{ mm}$, din care se observă că la reduceri mici, diagrama 1 ($\varepsilon = 9,15\%$) când deformația nu se propagă pe întreaga secțiune ci numai în straturile de suprafață a materialului metalic, presiunea se repartizează uniform pe întreaga lungime a zonei de deformare.

La grade mult mai ridicate a reducerii, aliora curbelor pentru presiune în cazul probelor din cupru, au același caracter cu a celor din aluminiu.

În figura 7.5. se prezintă curbele de variație a presiunii pe lungimea zonei de deformare la laminarea probelor subțiri din aluminiu $h_0=1 \text{ mm}$, aplicând diferite reduceri. Caracteristic pentru acestea este maximul curbelor intens exprimat, cu cupolă ascuțită.

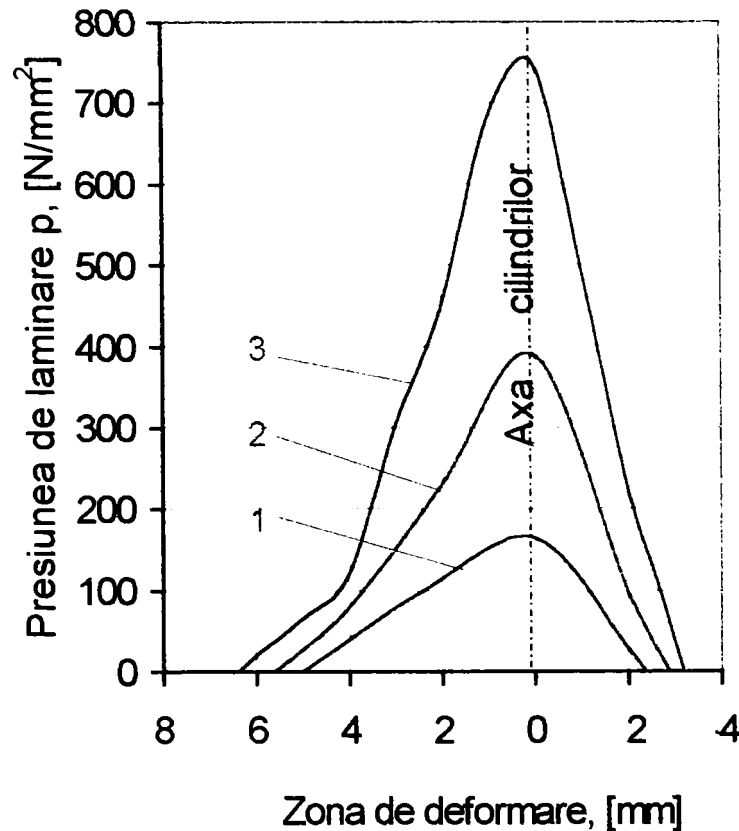


Fig.7.5. Variația presiunii pe lungimea arcului de contact la laminarea probelor din aluminiu, $h_0 = 1$ [mm], între cilindrii de diametre egale $\frac{D_s}{D_i} = \frac{170}{170}$ [mm], aplicând reduceri diferite:

1-Oscilograma numărul 138, $\varepsilon = 18,2$ [%]

2-Oscilograma numărul 140, $\varepsilon = 33$ [%]

3-Oscilograma numărul 142, $\varepsilon = 44$ [%]

La reduceri relativ mici ($\varepsilon = 18,2$ %, curba 1) ramura de intrare până la punctul maxim prezintă o porțiune dreaptă. Cu creșterea reducerii ($\varepsilon = 33$ %, curba 2 și $\varepsilon = 44$ %, curba 3) aceasta se compune din două curbe cu tendință de creștere lină în apropierea secțiunii de intrare.

Rezultate analoge s-au obținut și la laminarea probelor din cupru cu $h_0 = 1$ mm, aplicând diferite reduceri pentru care caracterul de modificare a presiunii pe lungimea zonei de deformare este prezentat în figura 7.6.

După cum era de așteptat, odată cu micșorarea grosimii inițiale de la $h_0 = 12$ la 1 mm, forma diagramelor presiunii maxime se schimbă. Odată cu micșorarea grosimii, aceasta trece de la tipul dreptunghiular (repartizare aproape uniformă a presiunii, vezi fig. 7.3. și 7.4.) la tipul triunghiular.

Au fost prezentate doar diagramele caracteristice de repartizare a presiunii la laminarea probelor din aluminiu și cupru între cilindrii de diametre egale, considerând dimensiunile maxime și minime a probelor utilizate în experimentare.

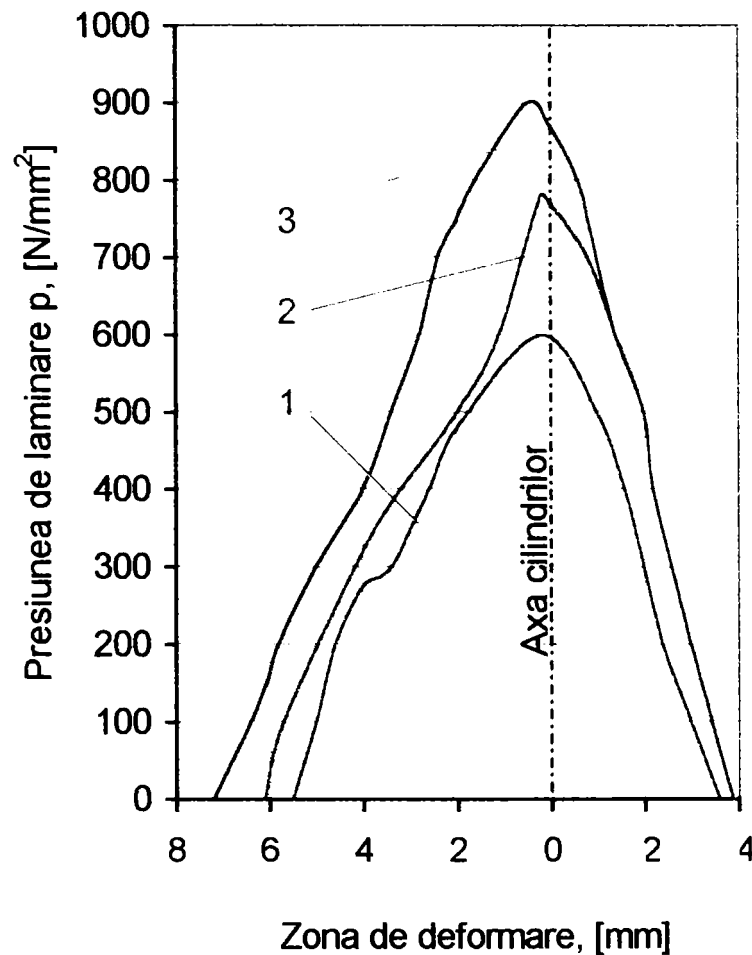


Fig.7.6 . Variația presiunii pe lungimea arcului de contact la laminarea probelor din cupru,

$h_0=1$ [mm], între cilindrii de diametre egale $\frac{D_s}{D_i} = \frac{170}{170}$ [mm], aplicând reduceri diferite:

1-Oscilograma numărul 430, $\varepsilon=16,5$ [%]

2-Oscilograma numărul 435, $\varepsilon=30,4$ [%]

3-Oscilograma numărul 437, $\varepsilon=40,5$ [%]

Pentru probele cu $h_0 = 2$ și 6 mm, forma exterioară a curbelor reprezintă una de trecere între cele prezentate anterior. De obicei pentru acestea, rămâne de asemenea tendința evidentă de formare a maximului ascuțit pe măsura reducerii grosimii și creșterii reducerii. Toate diagramele obținute pentru presiunea de laminare sunt prelucrate și prezentate sub formă de presiune medie (fig.7.7. și 7.8.).

$$p_m = f(\varepsilon)$$

După cum era de așteptat, curbele pentru presiunea medie funcție de reducere pentru aluminiu și cupru sunt identice și au aceeași formă. Odată cu micșorarea grosimii inițiale și creșterea gradului de reducere, crește tot mai mult ecruisarea și se amplifică influența frecării exterioare [83].

Din analiza curbilor prezentate în figurile 7.7. și 7.8, rezultă că factorul principal care influențează asupra presiunii la laminarea la rece îl reprezintă starea de tensiune volumetrică a materialului metalic și referitoare la aceasta, condițiile de frecare exterioară .

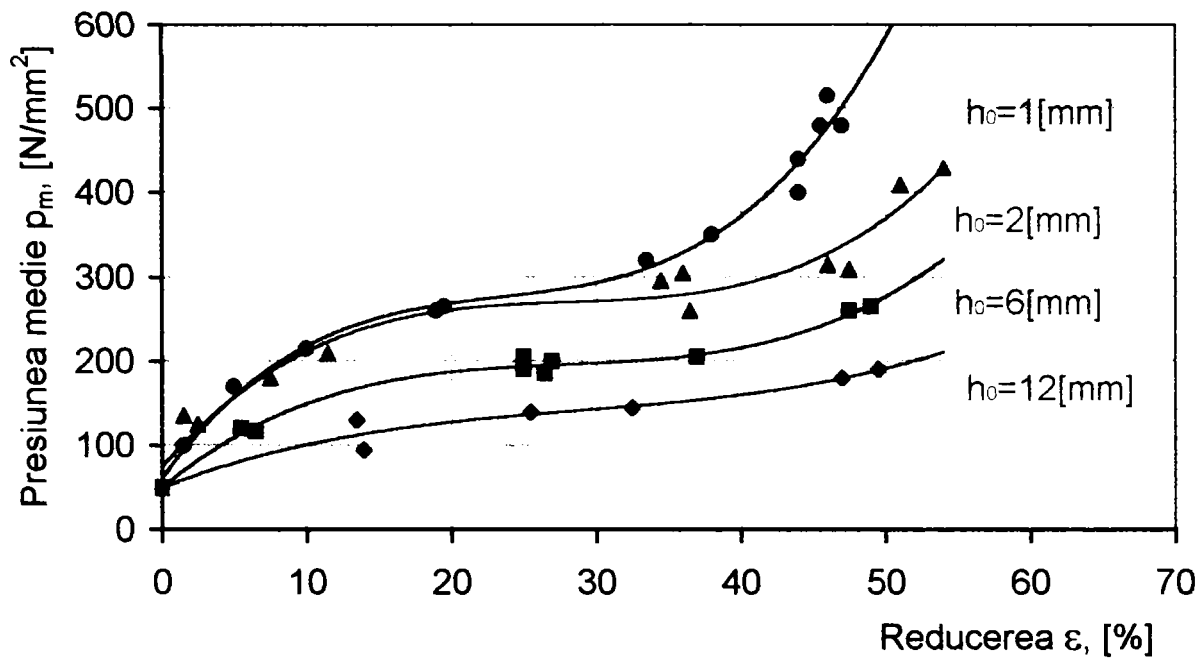


Fig.7.7. Dependenta presiunii medii de reducere la laminarea probelor din aluminiu de diferite grosimi, între cilindrii de diametre egale $\frac{D_s}{D_i} = \frac{170}{170} [mm]$

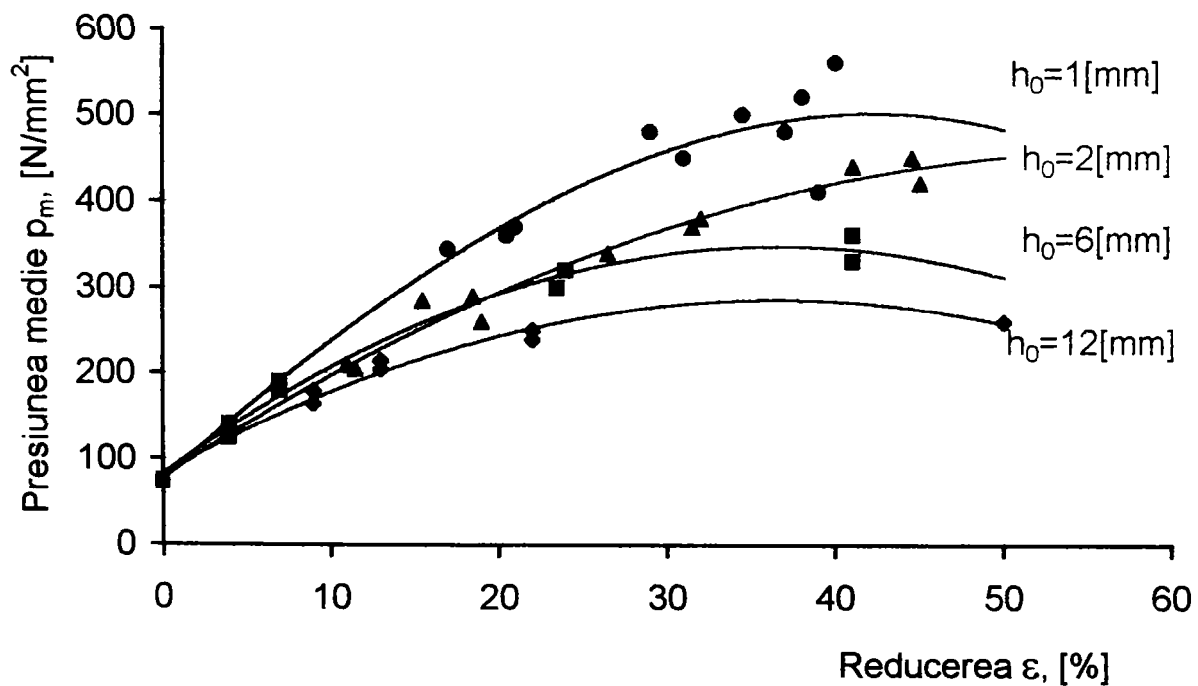


Fig.7.8. Dependenta presiunii medii de reducere la laminarea probelor din cupru de diferite grosimi, între cilindrii de diametre egale $\frac{D_s}{D_i} = \frac{170}{170} [mm]$

Gradul de influență a stării de tensiune depinde de parametrii zonei de deformare. În ultimul timp, în teoria laminării se încearcă caracterizarea formei zonei de deformare cu ajutorul parametrului $\frac{l}{h_m}$.

În procesul de deformare a materialului metalic, acțiunea forțelor elementare de frecare de pe suprafețele de contact se transmit în straturile de adâncime ale zonei de deformare.

Parametrul $\frac{l}{h_m}$ poate caracteriza starea de tensiune din zona de deformare, numai dacă se consideră toți factorii care influențează modificarea lui.

În formă desfășurată, raportul $\frac{l}{h_m}$ se poate scrie în următorul mod:

$$\frac{l}{h_m} = \frac{l}{\frac{h_0(2-\varepsilon)}{2}} = \frac{l}{\frac{\Delta h}{\varepsilon} \cdot \frac{2-\varepsilon}{2}} = \frac{l}{\frac{\alpha \cdot l}{\varepsilon} \cdot \frac{2-\varepsilon}{2}} = \frac{2\varepsilon}{\alpha(2-\varepsilon)} = \frac{l}{\alpha} \cdot \frac{2\varepsilon}{2-\varepsilon} = f(R; \Delta h; \varepsilon) \quad (7.29)$$

deoarece: $\alpha = \sqrt{\frac{\Delta h}{R}}$

Înseamnă că, în cazul utilizării indicelui $\frac{l}{h_m}$ trebuie ca întotdeauna să se specifice datorită cărorora dintre mărimile (R ; Δh ; sau ε) s-a ajuns la modificarea acestui parametru.

În figura 7.9 este dată dependența presiunii medii funcție de $\frac{l}{h_m}$ la laminarea aluminiului și cuprului între cilindrii de diametre egale cu schimbarea grosimii inițiale pentru diferite reduceri.

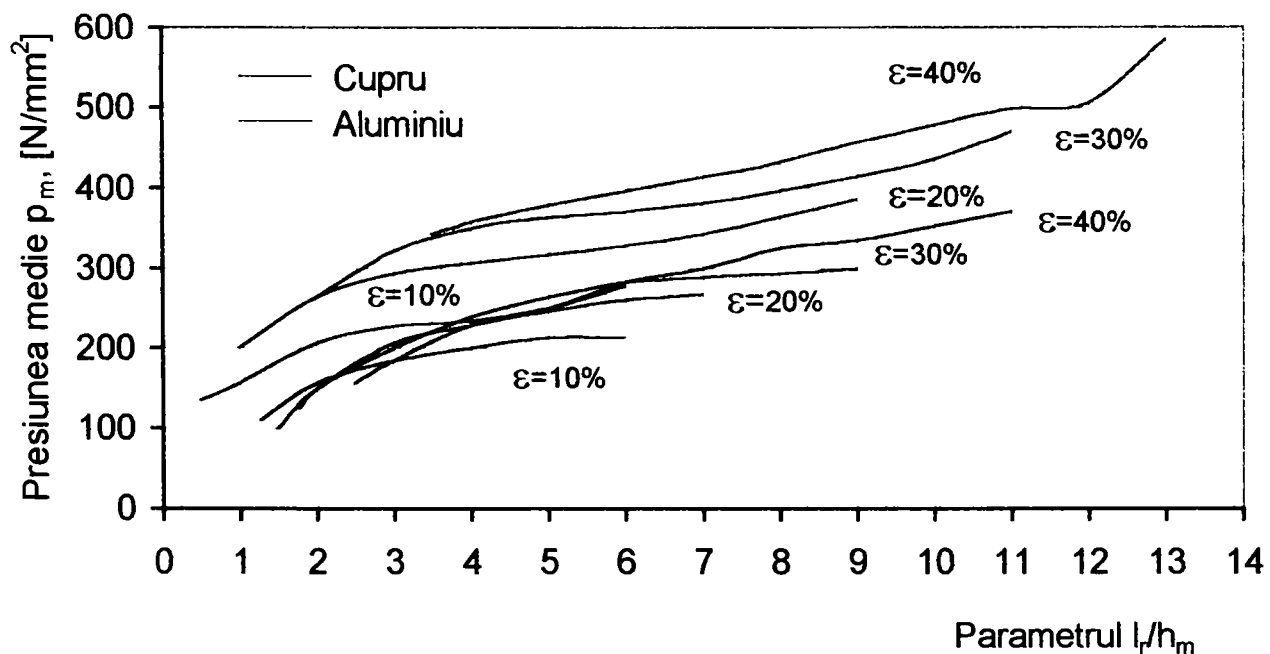


Fig.7.9. Dependența presiunii medii funcție de parametrul $\frac{l_r}{h_m}$, prin schimbarea grosimii inițiale

a probelor și a reducerii la laminarea între cilindrii de diametre egale $\frac{D_s}{D} = \frac{170}{170} [mm]$

Pentru trasarea acestei dependențe s-au folosit figurile 7.7, 7.8 și figurile 7.10, 7.11 În figurile 7.10, 7.11 se prezintă dependența $\frac{l}{h_m}$ calculată analitic și considerând lungimea reală a arcului de contact $\frac{l}{h_m}$ funcție de reducerea aplicată (ϵ).

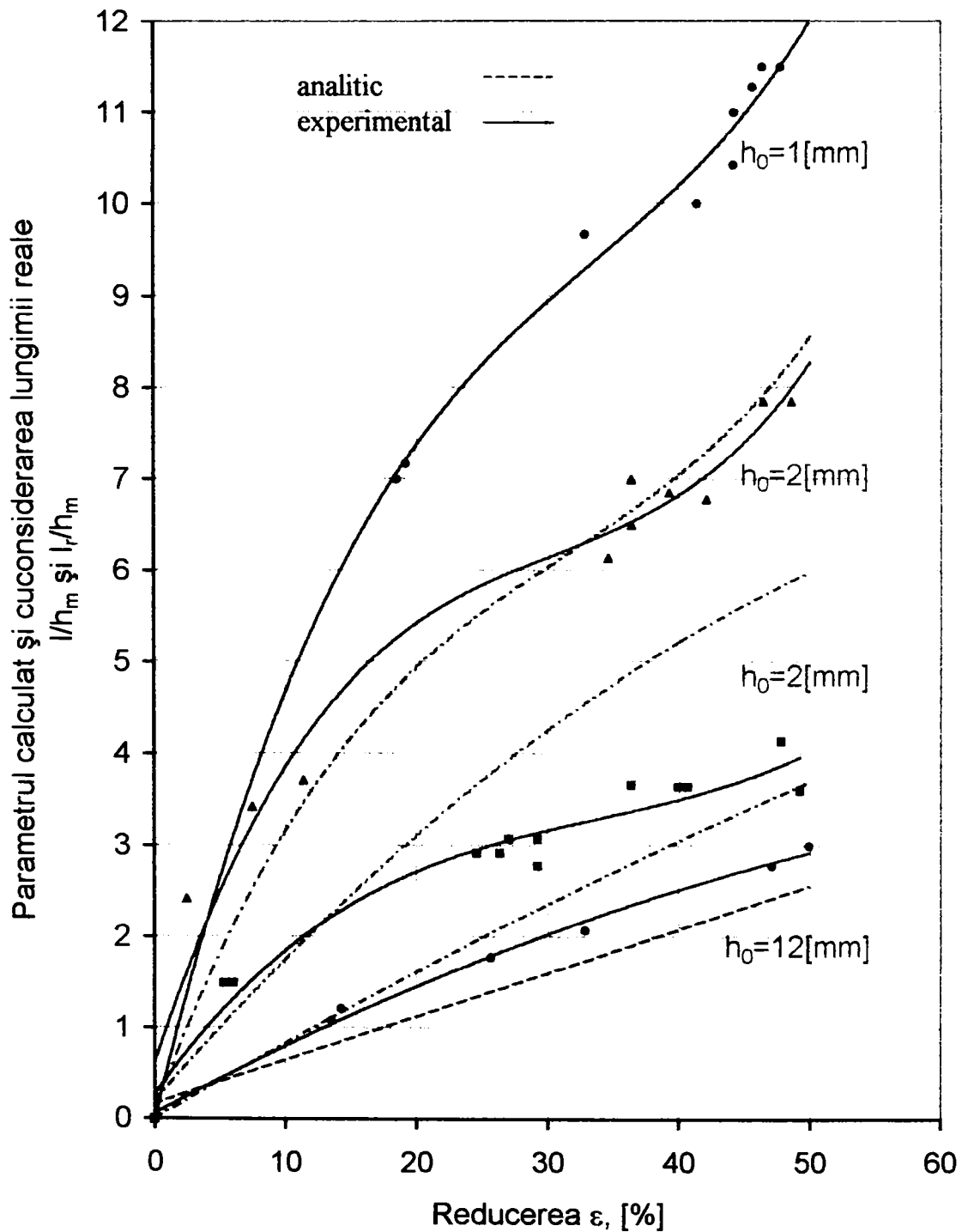


Fig.7.10. Dependența parametrului calculat și real funcție de reducere, la laminarea probelor de diferite grosimi din aluminiu, între cilindrii de diametre egale $\frac{D_s}{D} = \frac{170}{170} [mm]$

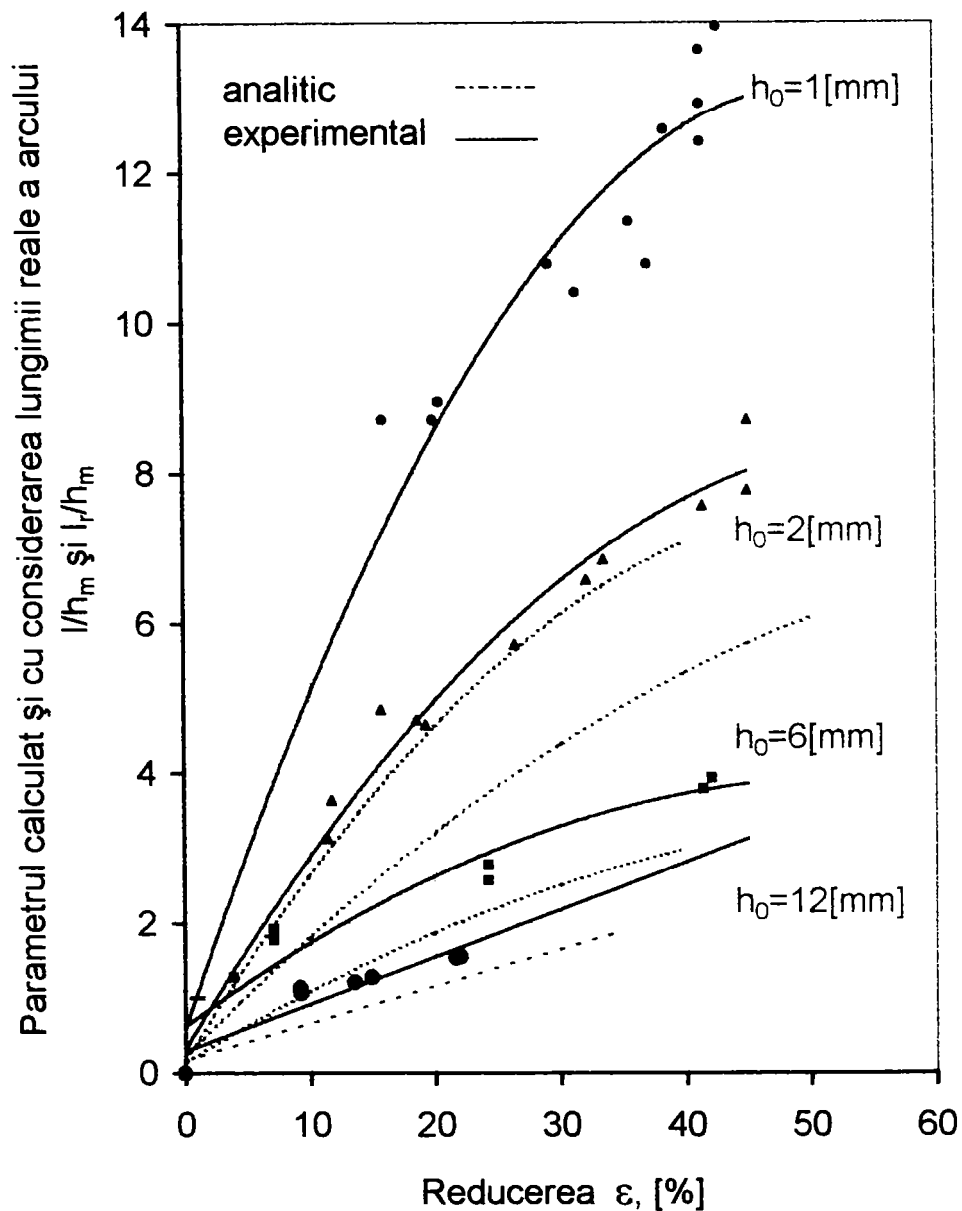


Fig.7.11. *Dependența parametrului calculat și real funcție de reducere, la laminarea probelor de diferite grosimi din cupru, între cilindrii de diametre egale $\frac{D_s}{D} = \frac{170}{170}$ [mm]*

Se observă că odată cu micșorarea grosimii benzii, crește considerabil diferența dintre lungimea arcului de contact, determinată cu considerarea aplatizării, conform relației:

$$l_c = \sqrt{R \Delta h + \frac{FR}{4750 \cdot b_m}}$$

și lungimea reală a arcului de contact l_r (vezi fig.7.12, 7.13).

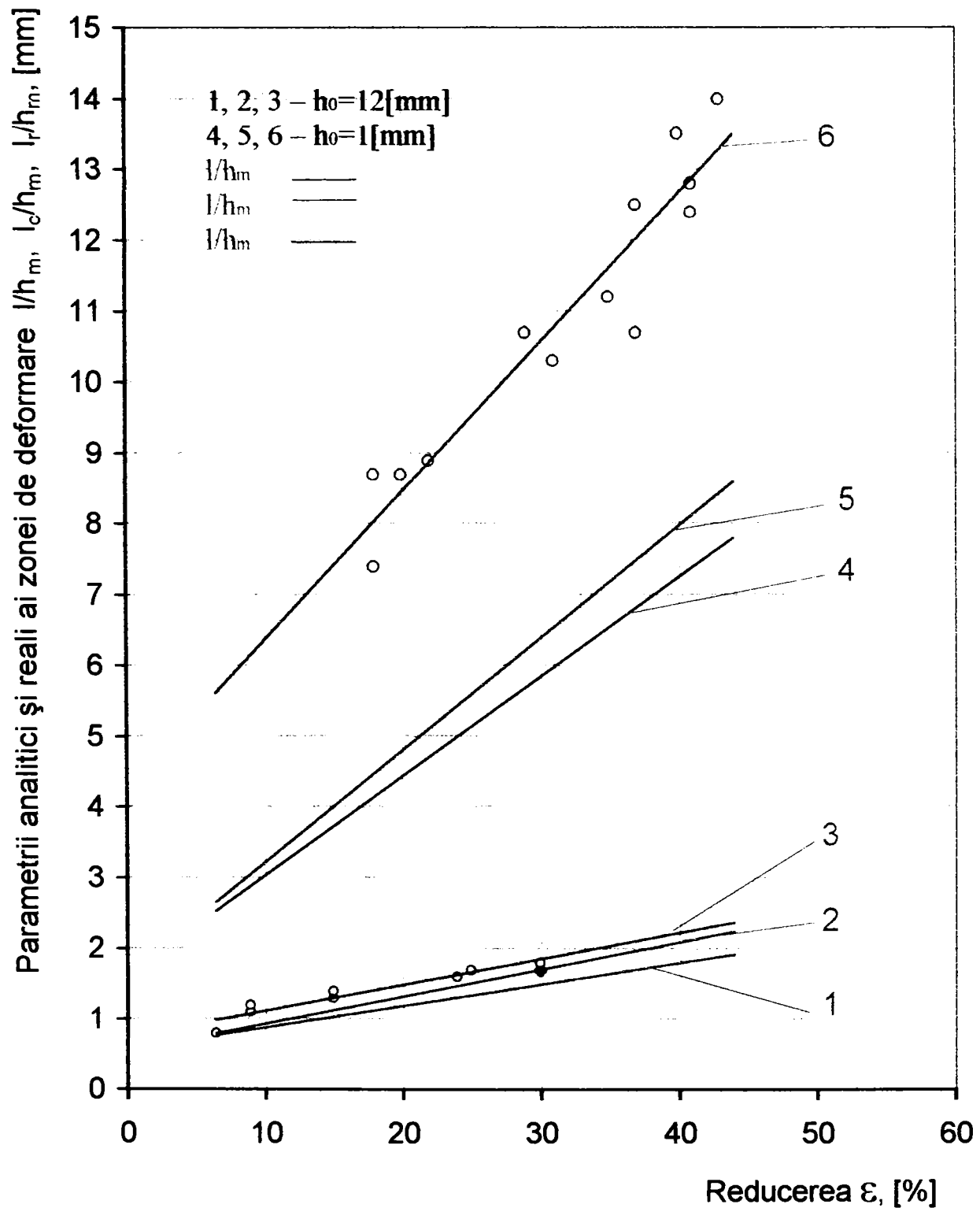


Fig.7.12. Dependența parametrilor analitici și reali ai zonei de deformare, funcție de reducere la laminarea probelor din aluminiu, între cilindrii de diametre egale $\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{170}{170} \text{ mm}\right)$.

Dacă $\varepsilon = 40\%$, această creștere constituie pentru $h_0=1$ mm în jur de 23,8% pentru aluminiu și 36,5% pentru cupru. Aceasta se explică prin faptul că la deformarea la rece, odată cu creșterea reducerii, se intensifică gradul de ecrusare, ceea ce favorizează creșterea rezistenței la deformare a materialului metalic, precum și a lungimii arcului de contact datorită aplatizării elastice a cilindrilor.

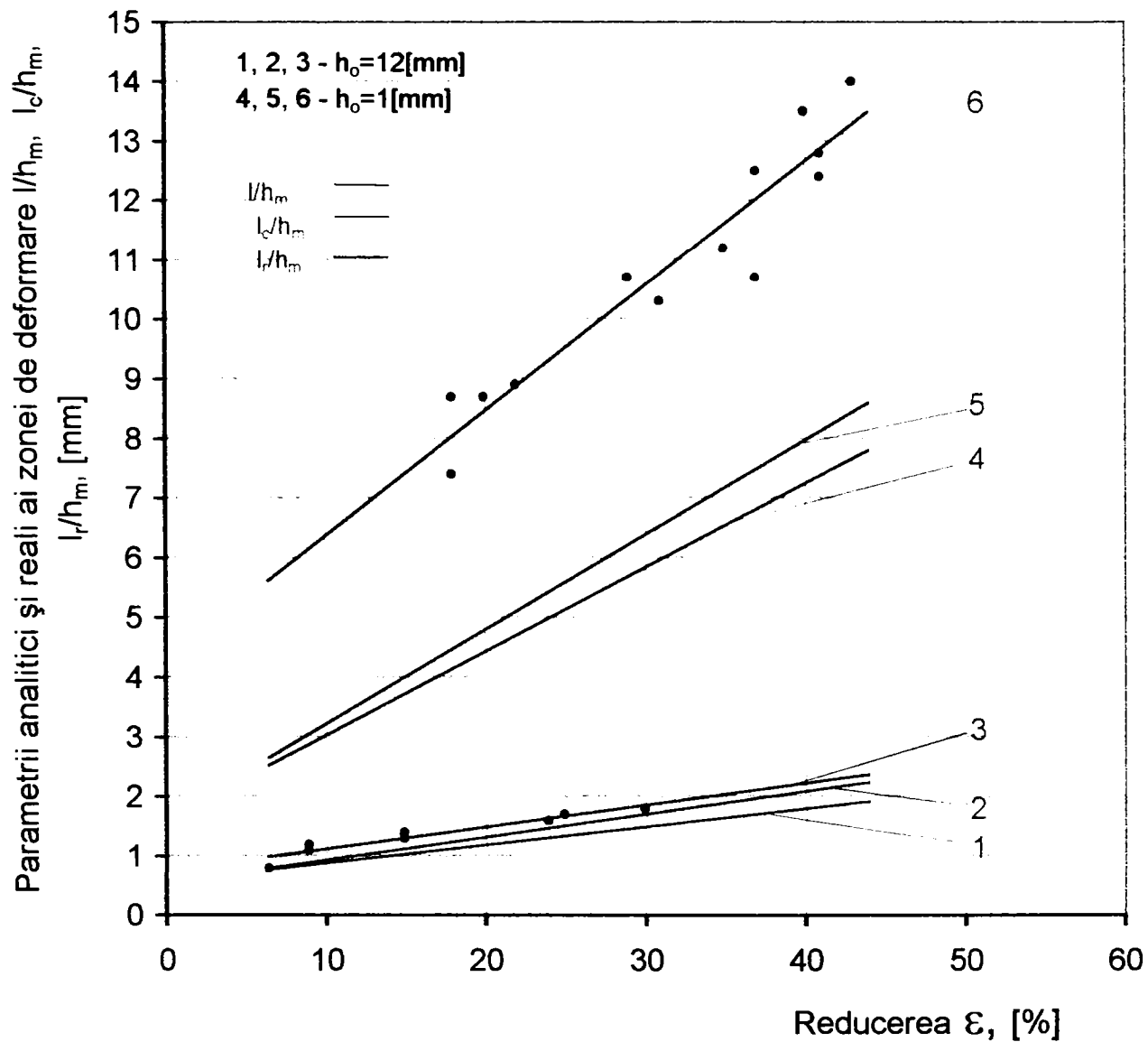


Fig.7.13. *Dependenta parametrilor analitici și reali ai zonei de deformare, funcție de reducere la laminarea probelor din cupru, între cilindrii de diametre egale $\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{170}{170} \text{ mm}\right)$.*

Alt grafic (figura 7.14.) caracterizează dependența presiunii medii funcție de parametrul $\frac{l_r}{h_m}$ cu modificarea reducerii pentru diferite grosimi inițiale ale benzilor. Din analiza figurilor 7.9., 7.14. se poate trage concluzia că nu există o deosebire esențială în felul în care se modifică parametrul $\frac{l}{h_m}$, adică prin schimbarea lui h_0 sau ε .

Din curbele analizate cu privire la repartizarea presiunii pe lungimea arcului de contact, precum și dependențele $p_m = f(\varepsilon)$ și $p_m = f\left(\frac{l_r}{h_m}\right)$, pentru aluminiu și cupru, rezultă cu claritate că caracterul și forma curbelor sunt absolut identice, diferența constă numai în valorile absolute a presiunii sau presiunii medii, condiționate de natura și rigiditatea materialului în sine.

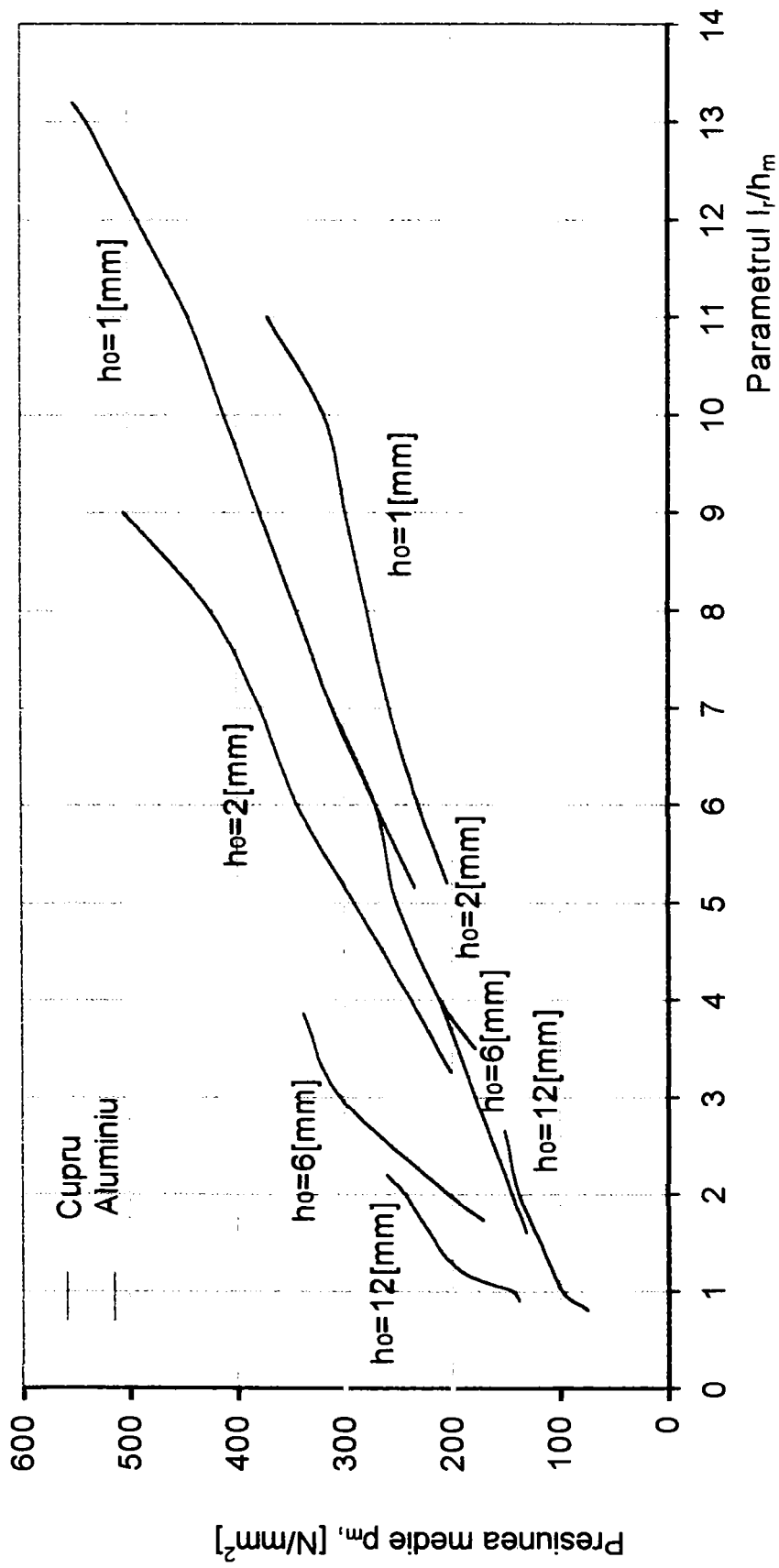


Fig.7.14. Dependența presiunii medii de parametrul $\frac{l_r}{h_m}$ pentru probe de diferite grosimi și reduceri, laminate între cilindri de

$$\text{diametre egale } \left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{170}{170} \text{ mm} \right)$$

Datorită acestui fapt, pentru cercetările cu privire la procesul asimetric s-a stabilit numai laminarea probelor din aluminiu cu grosimile $h_0=12; 6; 2$ și 1 mm, iar în calitate de parametri variabili au fost considerate reducerea relativă ε și grosimea inițială h_0 .

Procesul asimetric în privința diametrelor cilindrilor s-a realizat prin schimbarea segmentelor executați sub anumite raze, instalați în cilindrul inferior și superior. Astfel, în locul segmentelor executați cu raze corespunzătoare diametrelor $170/170$ [mm] care au fost utilizate pentru procesul simetric, s-au instalat segmentii corespunzători rapoartelor:

$$\frac{D_s}{D_i} = \frac{160}{180}; \frac{140}{200} [mm]$$

Varianta $160/180$ [mm] a fost adoptată ca intermediară între procesul simetric și asimetric.

La interpretarea condițiilor pentru procesul asimetric, ne vom limita la analiza detaliată a variantei $140/200$ [mm], ca fiind cea mai caracteristică pentru stabilirea particularităților acestui proces.

Datele pentru varianta intermediară de $160/180$ [mm] nu se prezintă pentru motivul că acestea doar confirmă în măsură absolută analiza efectuată pentru varianta $140/200$ [mm].

Prin procesul simetric, presiunile medii pe suprafețele de contact dintre materialul metalic și cilindrii sunt egale între ele dacă condițiile de frecare pe aceste suprafețe sunt identice, iar lungimile reale a arcurilor de contact sunt egale între ele.

Este evident că, pentru procesul stabilizat de laminare, proiecția tuturor forțelor la axa Z (planul vertical de ieșire) este egală cu zero:

$$\sum F_s^z = \sum F_i^z$$

În cazul general, aici pot să intre și forțele care acționează din exterior din partea meselor basculante, ghidajelor, etc.

La procesul asimetric cu creșterea diferenței între diametrele de lucru a cilindrilor, crește neuniformitatea deformației pe înălțimea zonei de deformare și se denaturează forma întregii zone de deformare a materialului metalic dintre cilindrii.

Datorită diferenței dintre curbura de suprafață a cilindrilor, lungimile reale a arcurilor de contact la cilindrul superior (mai mic) și inferior (mai mare) vor fi diferite și valoarea tensiunii principale $\sigma_1=p_x$ pe suprafața de contact superioară și inferioară vor fi de asemenea, diferite.

Toate acestea confirmă faptul că la laminarea longitudinală asimetrică creșterea diferenței dintre diametrele de lucru duce la scheme foarte complicate și nestudiate a stării de tensiune.

Prezintă mare interes modul cum se schimbă raportul dintre tensiunile principale pe lungimea zonei de deformare și diferite secțiuni ale acesteia, deoarece în acest caz se produce deplasarea axei neutre a benzii sau probei (vezi fig.7.30).

Această deplasare a axei neutre " Δ " este egală cu diferența dintre reducerile parțiale:

$$\Delta = \Delta h_s - \Delta h_i$$

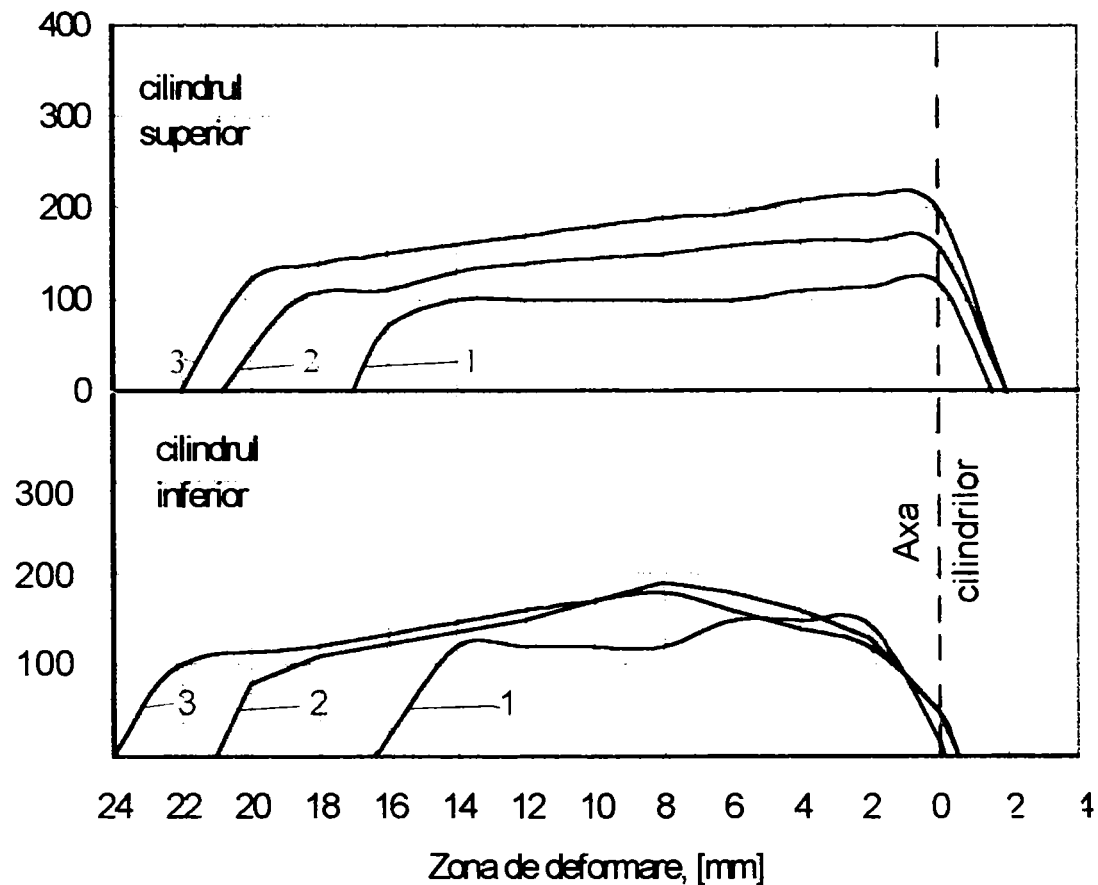


Fig.7.15. Variația presiunii pe lungimea arcului de contact, la laminarea probelor din aluminiu $h_0=12$ [mm] între cilindrii de diametre neegale $\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} \text{ mm}\right)$

1-Osc.362, $\varepsilon=19,5$ [%];
 2-Osc.353, $\varepsilon=38,9$ [%];
 3-Osc.347, $\varepsilon=45,8$ [%].

În figura 7.15. se prezintă dependențele cu privire la variația presiunii pe lungimea zonei de deformare pentru cilindrul superior și inferior, obținute la laminarea probelor din aluminiu cu $h_0=12$ mm, funcție de reducerea aplicată. Comportarea acestor curbe cu cele prezentate anterior, la procesul simetric, arată că nu există diferență de principiu în privința caracterului lor (fig.7.15.).

În diapazonul de reducere până la $\varepsilon = 19,5\%$ (curba 1), presiunea se repartizează aproape uniform. Dacă reducerea crește la $\varepsilon = 45,8\%$ (curba 3), ramura de intrare a curbei la procesul asimetric este mult mai înclinată decât la procesul simetric și începând de la jumătatea lungimii arcului de contact pe direcția de laminare până la planul geometric de ieșire, gradul de neuniformitate crește, așa cum rezultă din caracterul diagramelor.

În prezent, părerile care există în teoria laminării sunt contradictorii în privința repartizării reducerii între cilindrii de diametre diferite, precum și în privința lungimii arcurilor de contact la cilindrii de diametre diferite [61; 98].

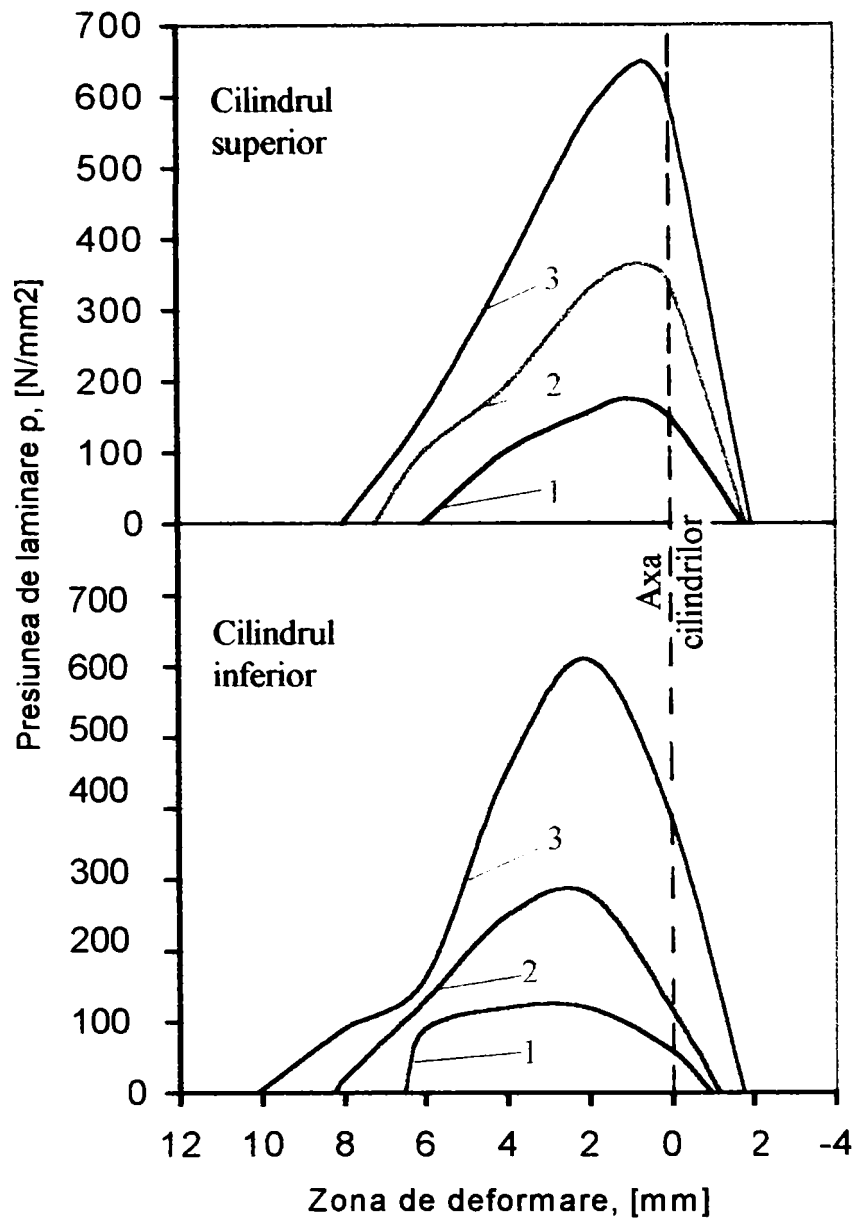


Fig.7.15. Variația presiunii pe lungimea arcului de contact, la laminarea probelor din aluminiu

$h_0=1[\text{mm}]$, între cilindrii de diametre neegale $\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} \text{ mm}\right)$

1-Osc.302, $\varepsilon=23,6[\%]$;

2-Osc.306, $\varepsilon=42[\%]$;

3-Osc.309, $\varepsilon=55,4 [\%]$.

Prin experimentările efectuate s-au obținut legăturile de modificare a presiunilor medii, precum și lungimile arcurilor de contact în procesul asimetric, care permit eliminarea contradicțiilor existente în problema cercetată .

De asemenea, s-au clarificat prin prezenta cercetare, legăturile de trecere calitativă de la procesul simetric la asimetric în funcție de schimbarea condițiilor de laminare, confirmând ideea cercetătorilor români, în special a profesorului Ilica, potrivit căreia procesul simetric reprezintă doar un caz particular, a procesului asimetric care este foarte răspândit în practica industriei de laminare.

Analizăm datele experimentale prezentate în figurile 7.15 și 7.16.

Din figura 7.15 se observă că la reduceri de $\varepsilon = 19,5\%$ (curba 1), în cazul laminării benzilor groase ($h_0/D_m=0,0705$) presiunea este mai mare pe cilindrul cu diametrul mai mare (inferior).

Lungimile reale a arcurilor de contact, după cum era de așteptat, în conformitate cu legile mecanicii, sunt de asemenea diferite; astfel, din partea cilindrului superior (mai mic), lungimea arcului de contact este mai mare.

Prin urmare:
$$p_i > p_s \text{ și } l_i < l_s.$$

Cu creșterea reducerii la $\varepsilon=38,9\%$ (curba 2) presiunile pe cilindrul superior (mai mic) și inferior (mai mare) devin egale, de asemenea și lungimile reale a arcurilor de contact devin egale, adică

$$p_s = p_i \text{ și } l_s = l_i.$$

Cu creșterea în continuare a reducerii, când $\varepsilon = 45,8\%$ (curba 3) tabloul se schimbă invers: presiunea din partea cilindrului superior (mai mic) este mai mare, iar lungimea reală a arcului de contact mai mică, adică:

$$p_i < p_s \text{ și } l_i > l_s$$

Un tablou asemănător se obține și la laminarea probelor cu grosimea $h_0=6$ mm.

Pentru compararea cu procesul simetric de laminare, în figura 7.16 se prezintă diagramele de variație a presiunii pe lungimea arcului de contact, la laminarea probelor cu $h_0=1$ mm.

La reduceri mici de ordinul $\varepsilon=23,6\%$ (curba 1), presiunile pe cilindrul superior (mai mic) și inferior (mai mare), aproape că sunt egale între ele, iar lungimile reale a arcurilor de contact, de asemenea sunt egale:

$$p_s = p_i \text{ și } l_s = l_i.$$

Cu creșterea în continuare a reducerii la $\varepsilon=42...55,4\%$ (curbele 2 și 3), presiunea pe cilindrul de diametru mai mic (superior) devine mai mare, iar lungimea reală a arcului de contact, mai mică în comparație cu presiunea și lungimea arcului de contact la cilindrul cu diametru mai mare (inferior).

Un tablou analog se obține și la laminarea benzilor cu grosimea $h_0=2$ mm. Din figura 7.16. se observă că, caracterul diagramelor obținute la laminarea benzilor subțiri cu $h_0=1$ mm, între cilindrii de diametre neegale $D_s/D_i=140/200$ [mm], este același ca și în procesul simetric $D_s/D_i=170/170$ [mm], fig.7.13.

Cu toate acestea, toate diagramele prezentate pentru procesul asimetric (fig.7.15. și 7.16.) care se raportează la cilindrul inferior (mai mare) au o deplasare considerabilă a maximului curbei presiunii înspre intrarea materialului între cilindrii, comparativ cu maximul curbelor presiunii de la cilindrul superior (mai mic).

În figurile 7.17; 7.18; 7.19; 7.20; 7.21 și 7.22 se prezintă oscilogramele caracteristice obținute la laminarea probelor de diferite grosimi, aplicând diferite reduceri între cilindrii de diametre neegale.

Toate oscilogramele caracteristice obținute la laminarea probelor cu grosimea $h_0=12; 6; 2; 1$ mm între cilindrii de diametre neegale $D_s/D_i=140/200$ [mm], au fost prelucrate pentru obținerea p_m , după metoda deja descrisă.

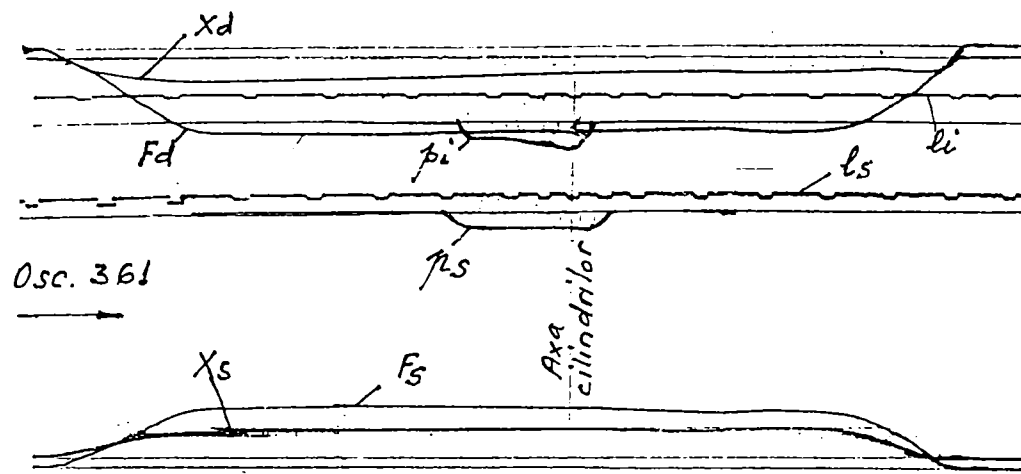


Fig.7.17. Laminarea probelor din aluminiu cu $h_0=12[\text{mm}]$, $\varepsilon=19,5 [\%]$ între cilindrii de diametre neegale, $\frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} [\text{mm}]$

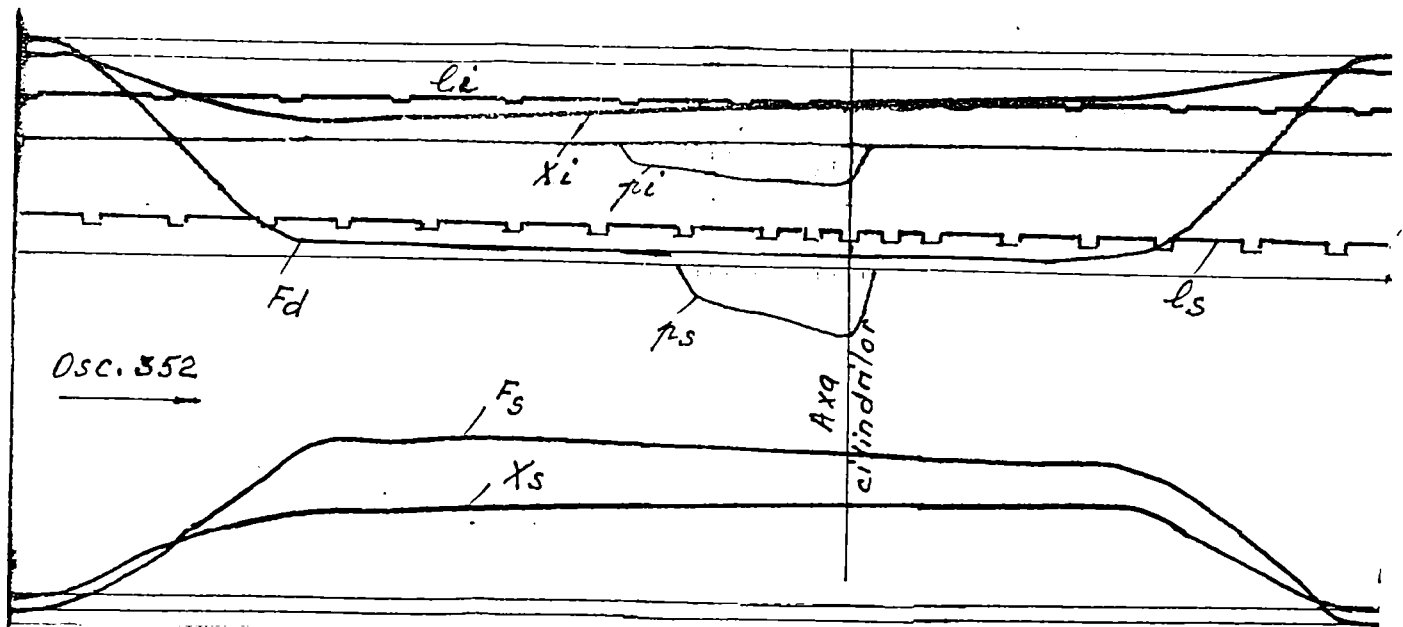


Fig.7.18. Laminarea probelor din aluminiu cu $h_0=12[\text{mm}]$, $\varepsilon=40,7 [\%]$ între cilindrii de diametre neegale, $\frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} [\text{mm}]$

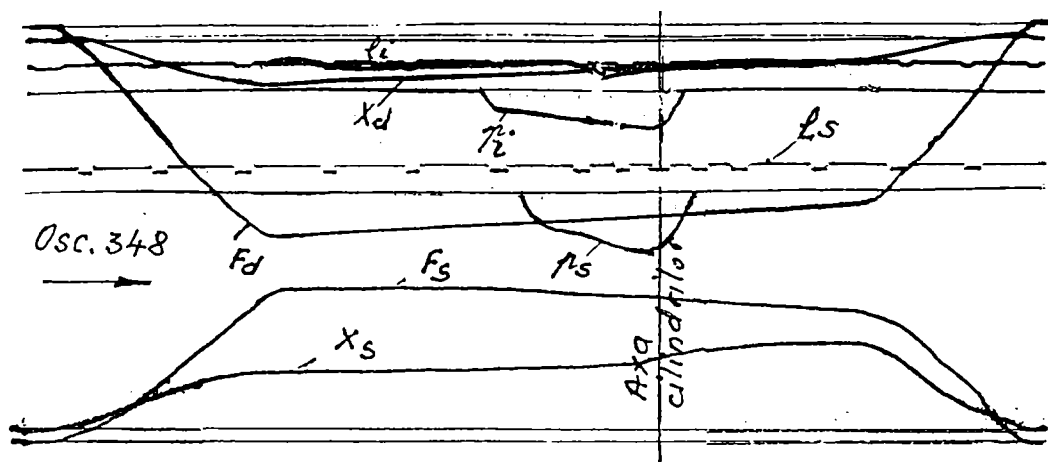


Fig.7.19. Laminarea probelor din aluminiu cu $h_0=12[\text{mm}]$, $\varepsilon=45,6 [\%]$ între cilindrii de diametre neegale, $\frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} [\text{mm}]$

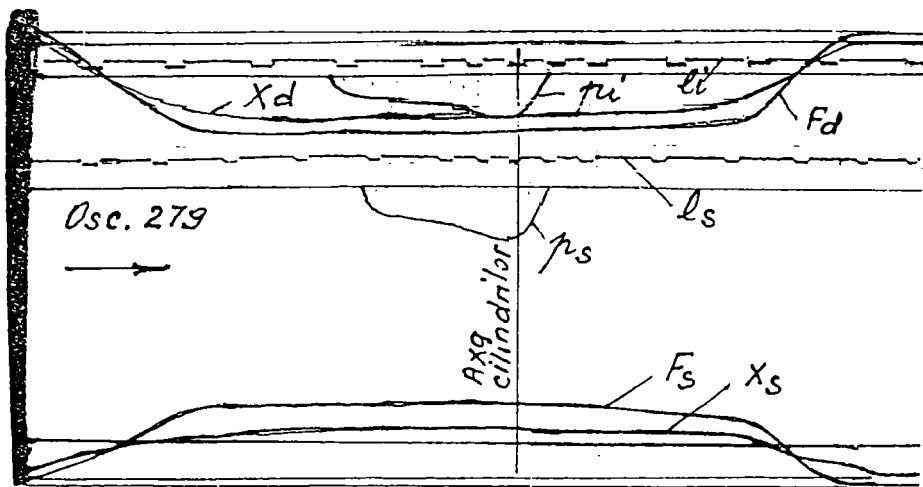


Fig.7.20. Laminarea probelor din aluminiu cu $h_0=6$ [mm], $\varepsilon=49,6$ [%] între cilindrii de diametre

$$\text{neegale, } \frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} [\text{mm}]$$

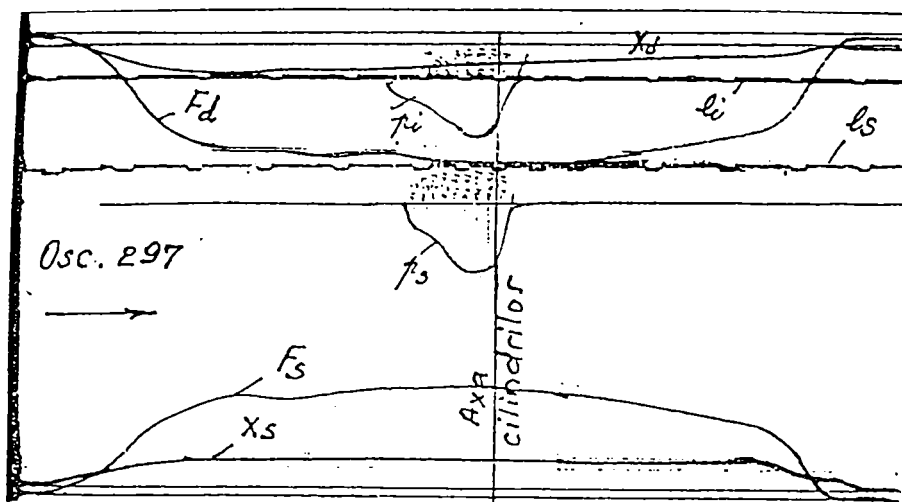


Fig.7.21. Laminarea probelor din aluminiu cu $h_0=2,02$ [mm], $\varepsilon=47,5$ [%] între cilindrii de diametre

$$\text{neegale, } \frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} [\text{mm}]$$

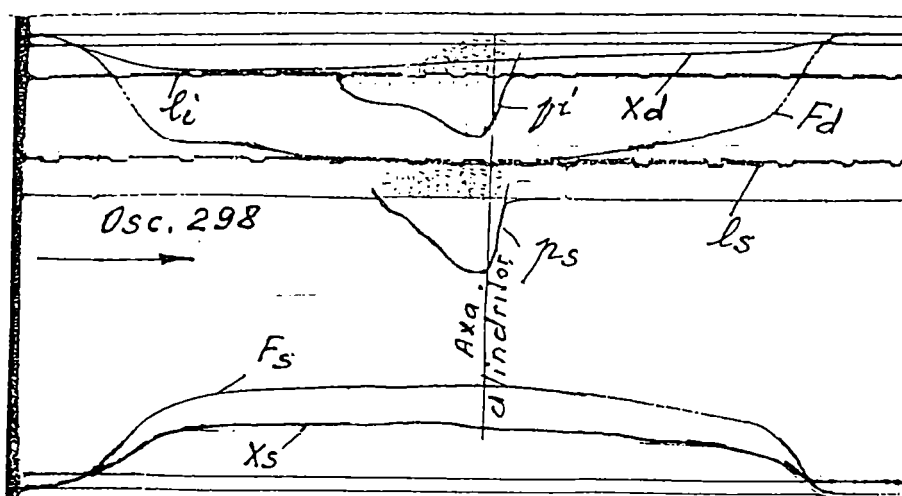


Fig.7.22. Laminarea probelor din aluminiu cu $h_0=2$ [mm], $\varepsilon=50$ [%] între cilindrii de diametre

$$\text{neegale, } \frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} [\text{mm}]$$

Rezultatele acestor prelucrări pentru fiecare grosime în parte sunt prezentate în figurile 7.23; 7.24; 7.25. Valoarea lungimilor reale a arcurilor, determinată după metoda descrisă, este dată în figura 7.26.

Un tablou complet cu privire la variația presiunii medii și a lungimii arcurilor de contact din partea fiecărui cilindru se obține dacă analizăm în comun figurile 7.23; 7.24; și 7.25 cu figura 7.26.

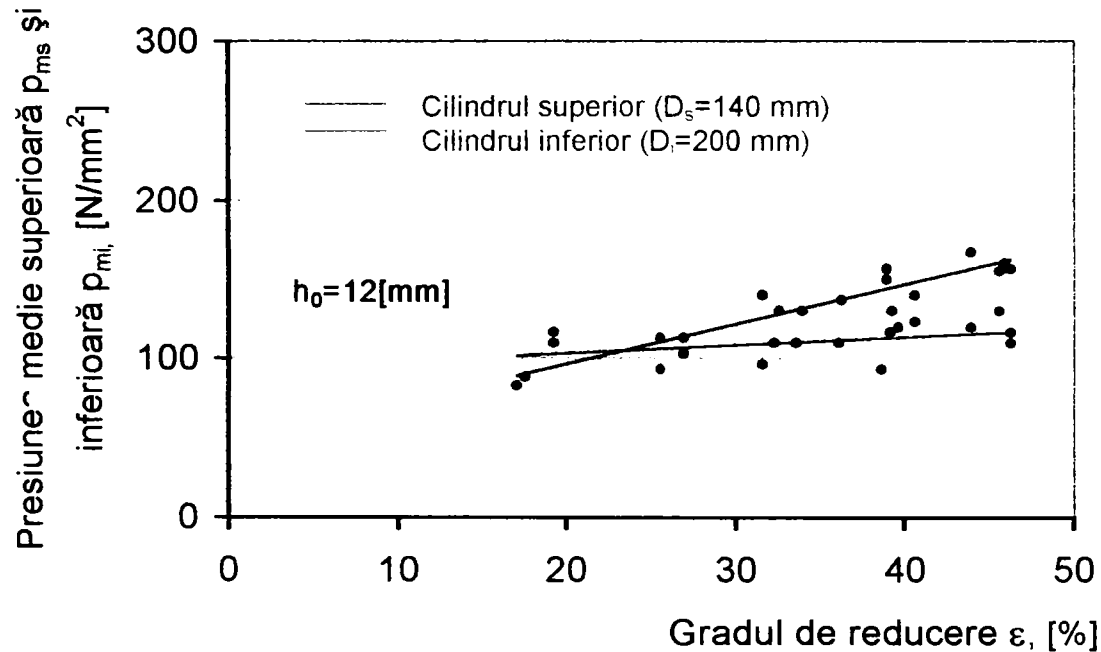


Fig.7.23. Dependenta presiunii medii superioare și inferioare funcție de reducere, la laminarea

$$\text{asimetrică } \left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} mm \right).$$

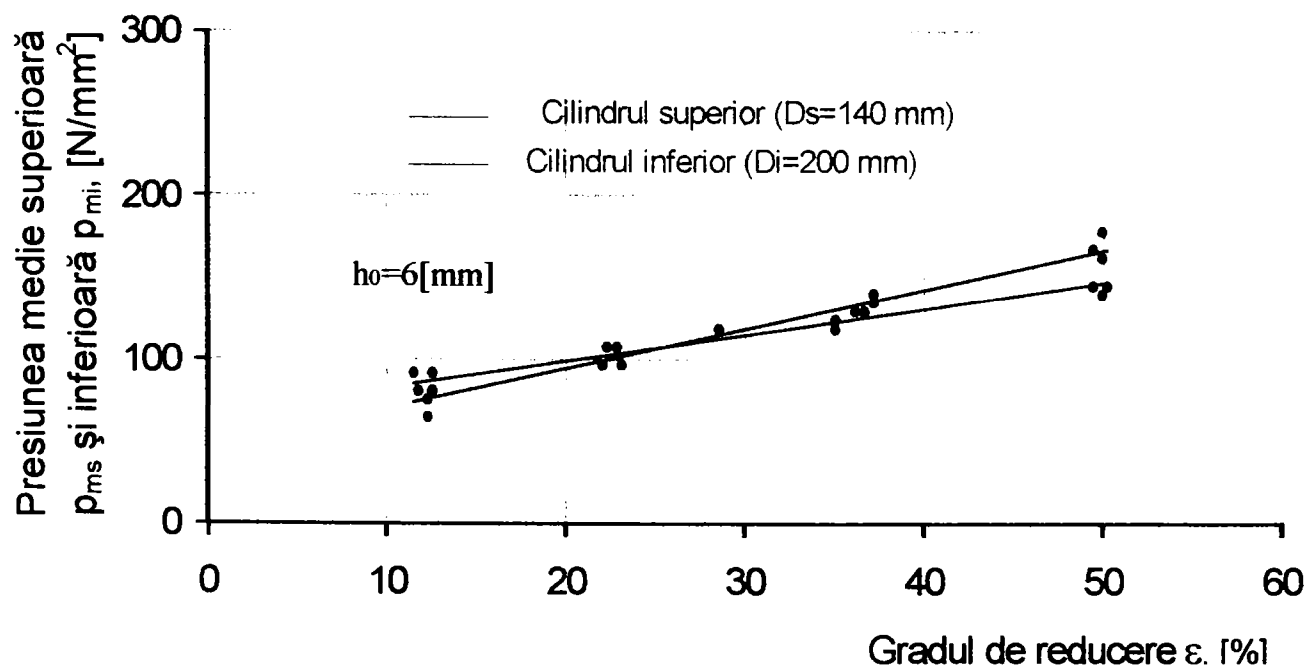


Fig.7.24. Dependenta presiunii medii superioare și inferioare funcție de reducere, la laminarea

$$\text{asimetrică } \left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} mm \right).$$

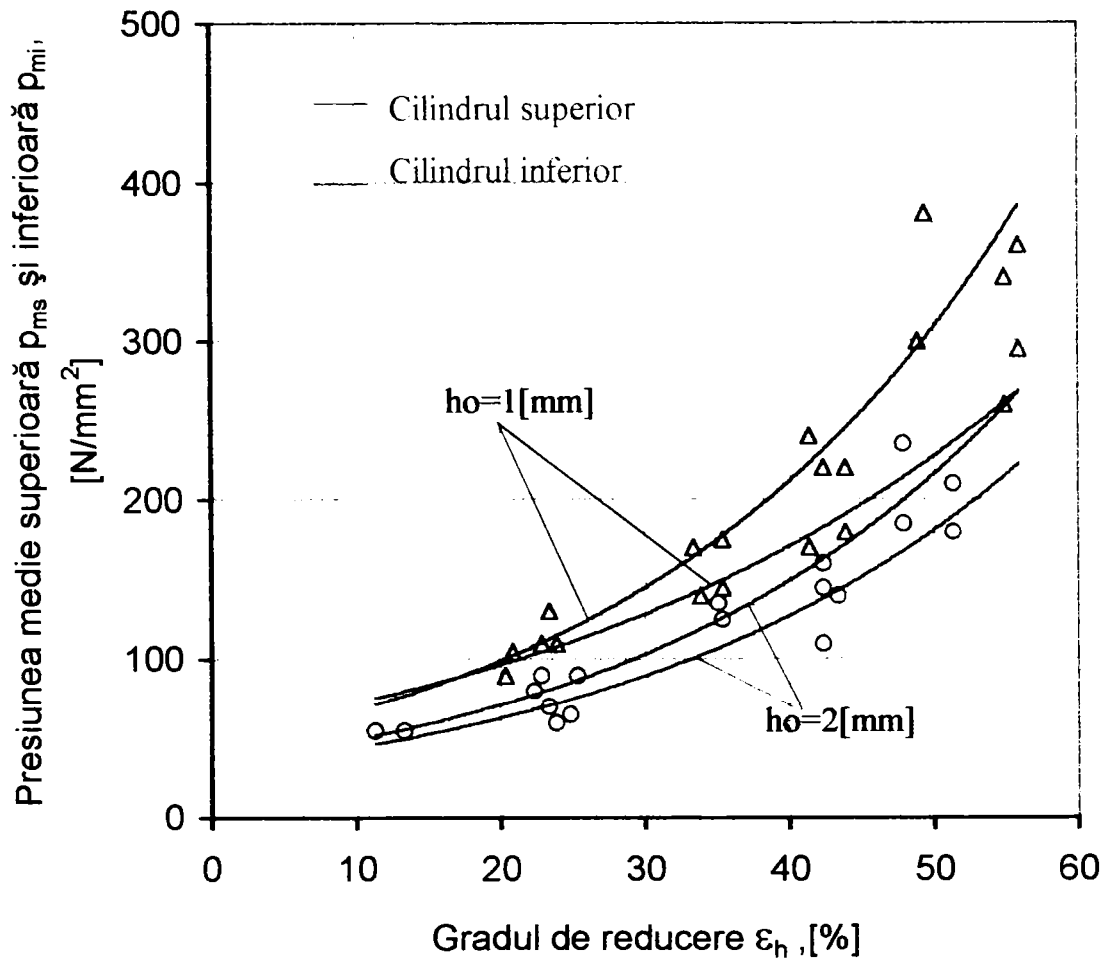


Fig.7.25. Dependența presiunii medii superioare și inferioare funcție de reducere, la laminarea

$$\text{asimetrică} \left(\frac{D_s}{D_l} = \frac{140}{200} \text{ mm} \right).$$

În figura 7.26 se prezintă dependența lungimii reale a arcului de contact cu cilindrul superior (mai mic) și inferior (mai mare) funcție de reducere, la laminarea probelor cu grosimea $h_0=12; 6; 2$ și 1 mm.

Din figură se observă cum curbele cresc în mod diferit, având punctele de intersecție la grade diferite de reducere, în funcție de grosimea probelor laminate.

Până la punctele de intersecție ($\varepsilon = 30-35\%$ pentru $h_0=12$ și 6 mm) valoarea lungimii arcurilor din partea cilindrului cu diametrul mai mic (superior) este mai mare, iar prin creșterea în continuare a reducerii, valoarea lungimilor reale a arcurilor de contact din partea cilindrului cu diametru mai mic, devine mai mică.

Un tablou asemănător se observă și pentru laminarea probelor cu grosimea $h_0=6$ mm, numai că odată cu micșorarea grosimii acestora, domeniul de intersecție se deplasează spre stânga ($\varepsilon \cong 30\%$). Suprapunând domeniile pentru presiunea medie din partea cilindrului superior (mai mic) și inferior (mai mare) pentru laminarea probelor cu $h_0=12$ și 6 mm (fig.7.23 și 7.24), descoperim un tablou asemănător cu singura deosebire că dependențele grafice pentru cilindrii superior și inferior își schimbă locurile, adică pentru valorile cele mai ridicate a lungimii arcurilor corespund cele mai mici valori a presiunii și invers.

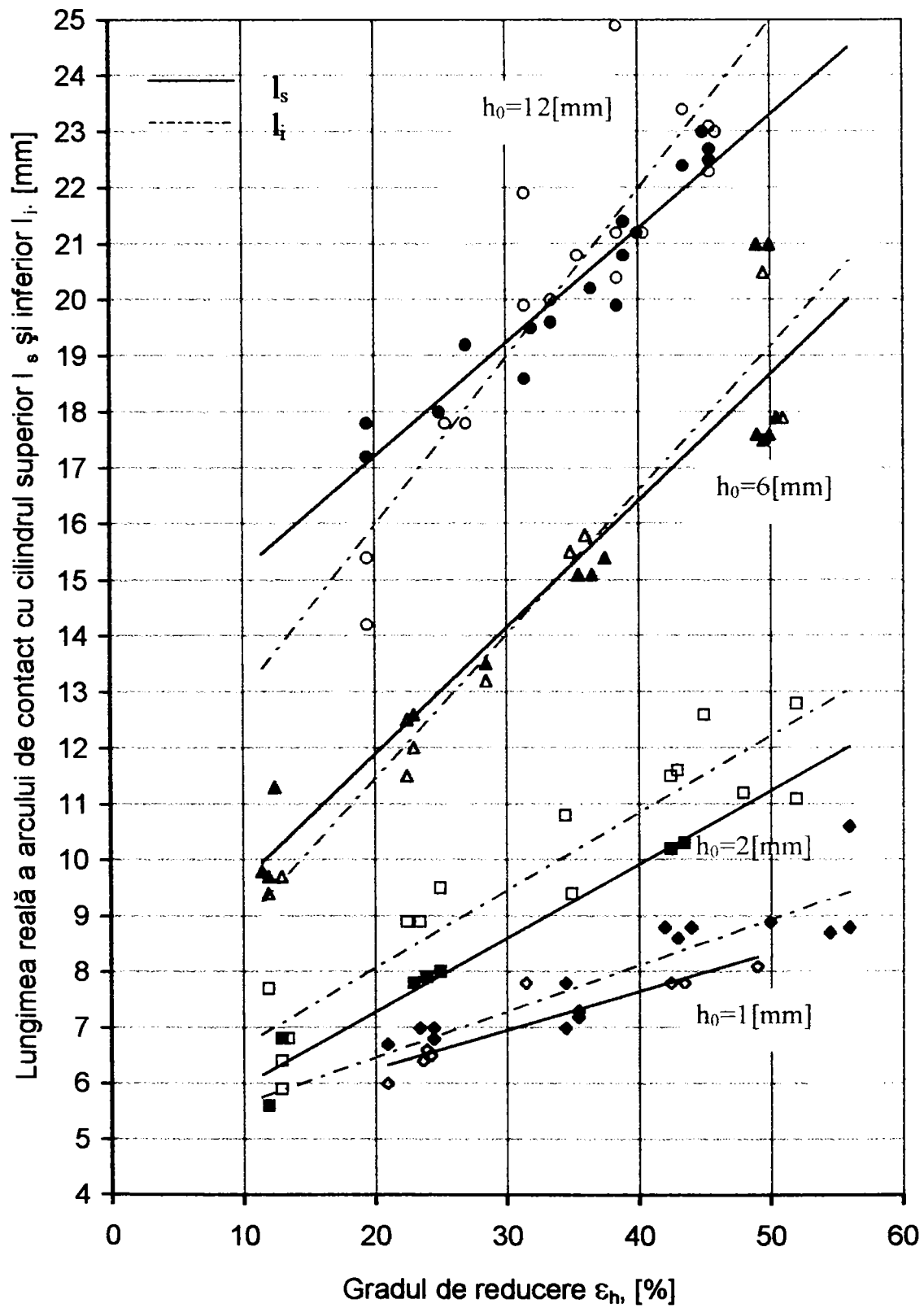


Fig.7.26. Dependența lungimii reale a arcului de contact superior și inferior funcție de reducere la

$$\text{laminarea asimetrică } \frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} \text{ [mm]}$$

Intersecția curbelor pentru presiunea medie și lungimea reală a arcurilor de contact pentru fiecare grosime are loc la aceeași valoare a reducerii, ceea ce confirmă justetea datelor experimentale obținute.

Pentru probele cu grosimea $h_0=2$ și 1mm (fig. 7.26.) punctul de intersecție a curbelor $l_{rs}=f(\varepsilon)$ și $l_{ri}=f(\varepsilon)$ se deplasează considerabil și corespund reducerii $\varepsilon = 15\text{-}25\%$, iar lungimea arcurilor de contact din partea cilindrului cu diametrul mai mare (inferior) are o întindere mai mare, $l_i > l_s$.

Este evident că la reduceri care se încadrează sub diapazonul menționat, vom avea $l_{ri} < l_{rs}$.

Repartizarea presiunii din partea fiecărui cilindru pentru probele $h_0=2$ și 1mm , este prezentată în fig. 7.25. În acest caz, există o concordanță totală cu rezultatele prezentate până acum. Astfel, în diapazonul reducerilor $\varepsilon = 10\text{-}25\%$, $p_{ms} = p_{mi}$.

Presiunea medie pe cilindrul cu diametrul mai mic (p_{ms}) odată cu creșterea gradului de reducere are o valoare tot mai mare comparativ cu presiunea medie din partea cilindrului de diametru mai mare (p_{mi}).

La reduceri mai mici de $10\text{-}25\%$, analog cu lungimile arcurilor de contact, probabil este valabilă inegalitatea $p_{mi} > p_{ms}$.

Rezultatele obținute în cercetarea experimentală efectuată la laminarea între cilindrii de diametre neegale sunt în deplină concordanță cu legile mecanicii.

Într-adevăr, prin orice diferență între diametrele de lucru a cilindrilor și la orice grade de reducere aplicată ε ,

$$F_s = F_i$$

sau:

$$\frac{p_{ms}}{p_{mi}} = \frac{l_i}{l_s}$$

Unind între ele punctele de intersecție l_s și l_i , prezentate în figura 7.26. pentru diferite grosimi a probelor laminate, precum și punctele de intersecție a curbelor pentru presiunea medie pe cilindrul mai mic (p_{ms}) și mai mare (p_{mi}) din figurile 7.23; 7.24; și 7.25, obținem o parabolă care trece prin originea axelor de coordonate (fig.7.27), care în forma generală poate fi exprimată cu ecuația:

$$y = aX^n$$

în care: y - reprezintă presiunea medie (sau corespunzător lungimile arcurilor de contact);

a - coeficient, care consideră condițiile de laminare;

X - gradul critic de deformare;

n - indice, care depinde de gradul de asimetrie al procesului.

Curba obținută, reprezintă în sine locul geometric al punctelor care caracterizează condițiile de simetrie parțială a procesului de laminare între cilindrii de diametre neegale, când au loc următoarele egalități care determină această simetrie:

$$p_{ms} = p_{mi}$$

$$l_s = l_i$$

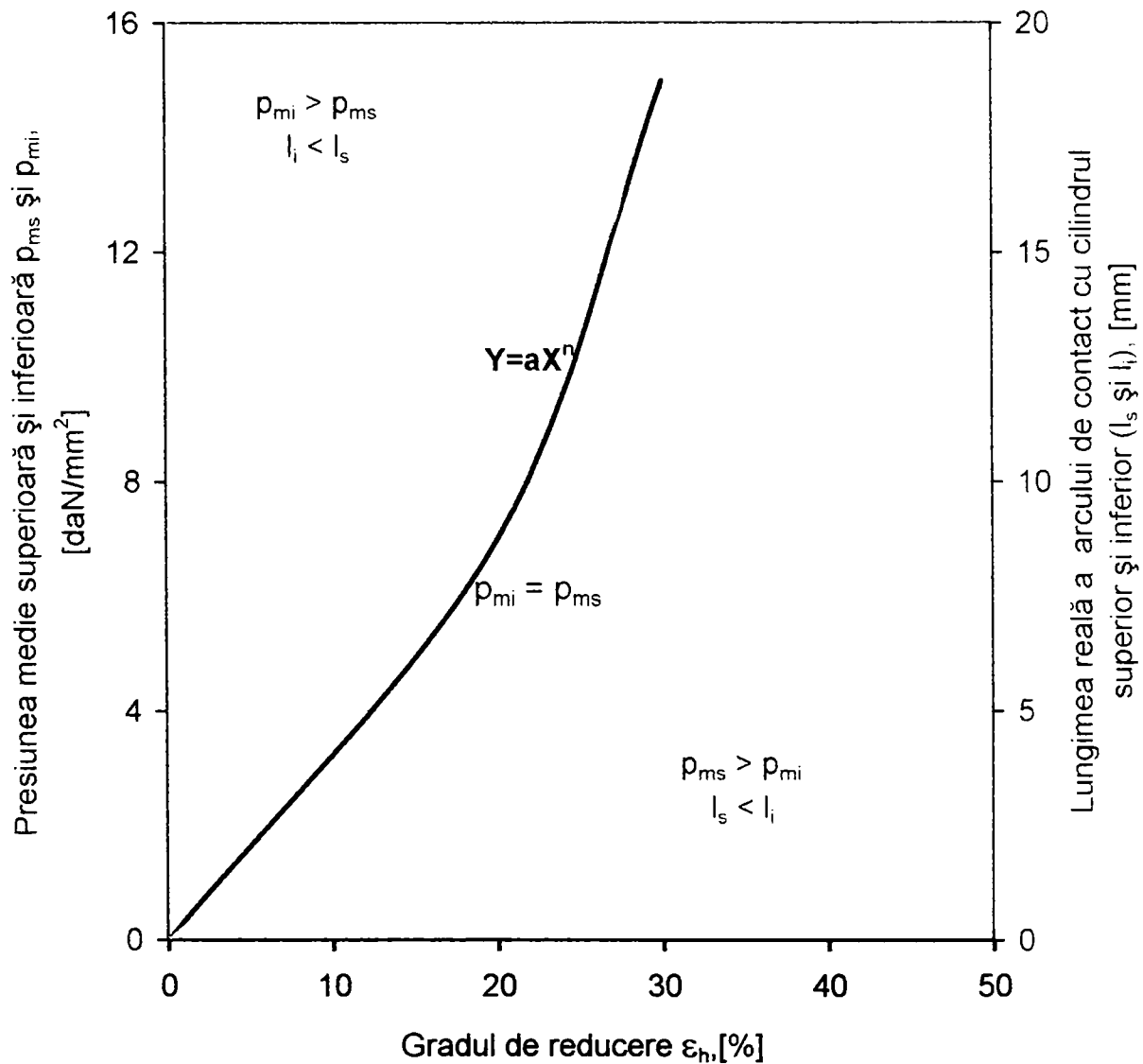


Fig. 7.27. *Dependența presiunilor medii superioare și inferioare și a lungimilor reale a arcului de contact, funcție de reducere, la laminarea asimetrică $\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} \text{ mm}\right)$*

În cazul dat, indiferent de raportul dintre diametrele de lucru a cilindrilor, materialul metalic iese dintre aceștia în linie dreaptă.

Domeniul situat deasupra acestei curbe, corespunde situației când pe cilindrul cu diametrul mai mare (inferior) presiunea este mai mare, iar lungimea arcului de contact mai mică, adică:

$$\begin{aligned} p_{mi} &> p_{ms} \\ l_i &< l_s \end{aligned}$$

În acest caz, toate probele care s-au laminat se încovoie la ieșirea dintre cilindrii, în sus (pe cilindrul de diametru mai mic).

Sub această curbă este situat domeniul corespunzător căruia presiunea este mai mare din partea cilindrului cu diametru mai mic (superior), iar lungimea arcului de contact este mai mică:

$$p_{mi} < p_{ms}$$

$$l_i > l_s$$

Încovoierea probelor la ieșirea dintre cilindrii se produce în acest caz, numai în jos (pe cilindru de diametru mai mare). Prin urmare, în domeniul situat deasupra curbei din fig.7.27, presiunile din partea cilindrului cu diametrul mai mare sunt mari, iar în domeniul situat sub curba respectivă, presiunile sunt mult mai mari din partea cilindrului de diametru mai mic.

Este evident, cu cât diferența între diametrele de lucru a cilindrilor crește și cu cât grosimea inițială a probelor este mai mare, cu atât mai mult se extinde domeniul când $p_{mi} > p_{ms}$.

Rezultatele cercetării confirmă faptul că părerile existente în prezent în teoria deformării, potrivit cărora la laminarea asimetrică presiunile din partea cilindrului cu diametrul mai mic sunt întotdeauna mai mari, sunt eronate.

Pentru caracterizarea procesului de laminare pe baza legităților rezultate din prezenta cercetare, considerăm utilă introducerea unui coeficient care să caracterizeze gradul de asimetrie al procesului:

$$K_a = \frac{l_s}{l_i} = \frac{P_{mi}}{P_{ms}}$$

În figura 7.28. este prezentată dependența coeficientului de asimetrie introdus în urma cercetărilor efectuate, funcție de reducere. Interpretând dependențele prezentate în fig.7.28, rezultă:

Dacă $K_a=1$, această situație corespunde cazului când $y=ax^n$, și caracterizează condițiile corespunzătoare pentru procesul simetric între cilindrii de diametre neegale.

Cu cât mai mult se deosebește coeficientul K_a de valoarea $K_a=1$, cu atât este mai mare diferența între presiunile medii și lungimile arcurilor de contact din partea cilindrilor de diametre neegale și cu atât mai mult va crește gradul de neuniformitate a deformației.

În legătură cu acestea, trebuie să menționăm că odată cu creșterea neuniformității deformației, presiunea medie se micșorează.

La procesul asimetric, între cilindrii de diametre neegale, valoarea p_m este cu mult mai redusă decât pentru procesul simetric în condiții identice de reducere aplicată. Acest fenomen este favorizat de forma denaturată a zonei de deformare, care creează condiții favorabile pentru dezvoltarea tensiunilor longitudinale de întindere σ_3 , a căror acțiune asupra barei în timpul laminării se poate compara cu tensiunea anterioară și posterioară aplicată, care reduce în măsură considerabilă valoarea presiunii medii pe suprafețele de contact cu cilindrii (vezi fig. 7.30).

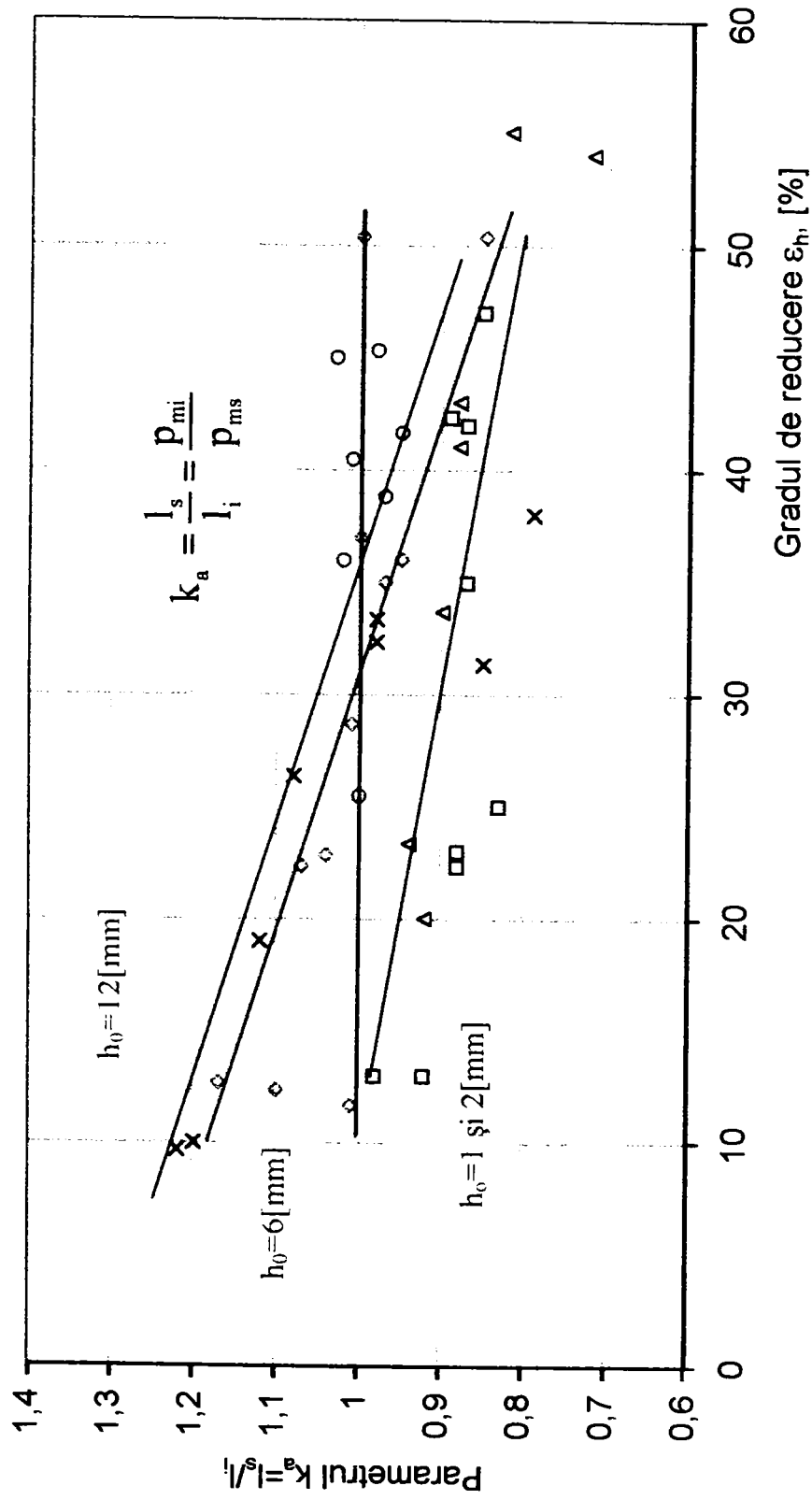


Fig.7.28 .Dependența parametrului k_a , funcție de reducere la laminarea asimetrică

7.9. ANALIZA DATELOR EXPERIMENTALE PRIVIND EFORTURILE LATERALE LA LAMINAREA ASIMETRICĂ

Efectuând experimentările între cilindri cu diametre egale, ne-am convins că galvanometrele conectate la schemele electrice ale captorilor din portlagărele inferioare pentru sesizarea apariției eforturilor laterale, dau pe banda de hârtie a oscilografului linii de zero.

În locul segmentilor pentru procesul simetric, cu $\frac{D_s}{D_i} = \frac{170}{170}$ [mm], s-au instalat segmenti pentru procesul asimetric, cu $\frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200}$ [mm], cu captorii punctiformi respectivi, repetându-se experimentările pentru varianta de laminare între cilindri de diametre neegale.

De această dată, după cum se observă din oscilogramele caracteristice obținute la laminarea probelor din aluminiu, s-au observat eforturi laterale destul de mari și a căror valoare se schimbă funcție de grosimea probelor și reducerea aplicată.

Valorile respective, obținute din prelucrarea oscilogramelor înregistrate și prezentate sub forma curbelor $X=f(\varepsilon)$ în figura 7.29., care de fapt nu reprezintă altceva decât parabole cu vârful la începutul axelor de coordonate și care, odată cu creșterea grosimii probelor laminate și a gradului de reducere, cresc.

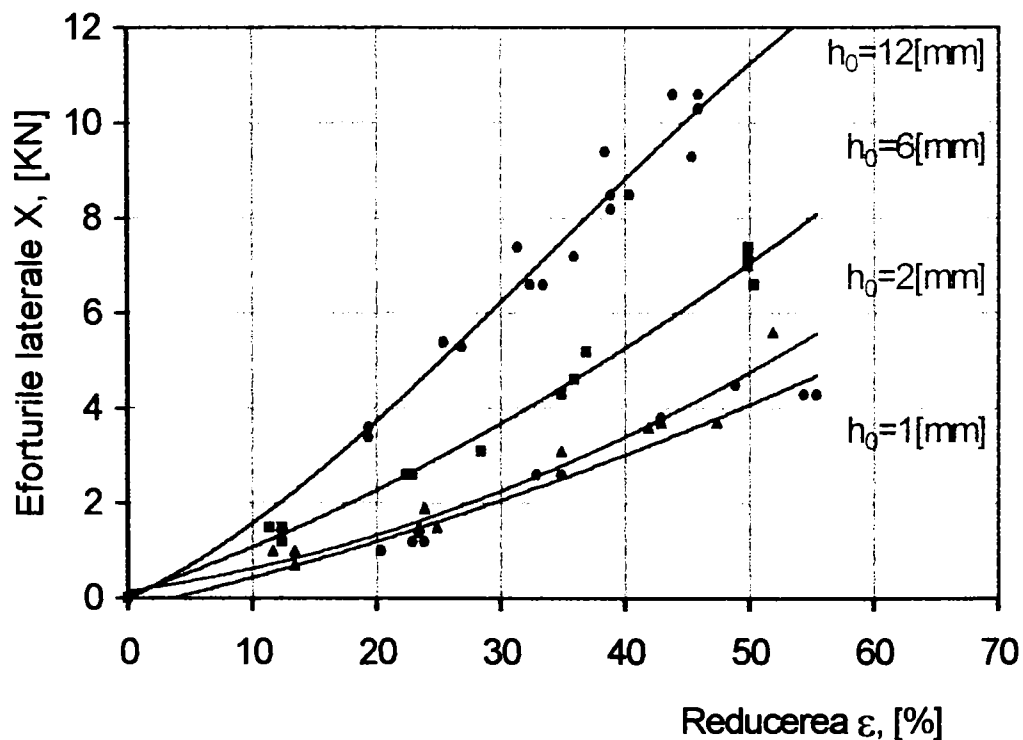


Fig.7.29. Dependenta eforturilor laterale de reducere, la laminarea probelor din aluminiu de diferite grosimi, între cilindri acționați de diametre neegale $\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} \text{ mm}\right)$.

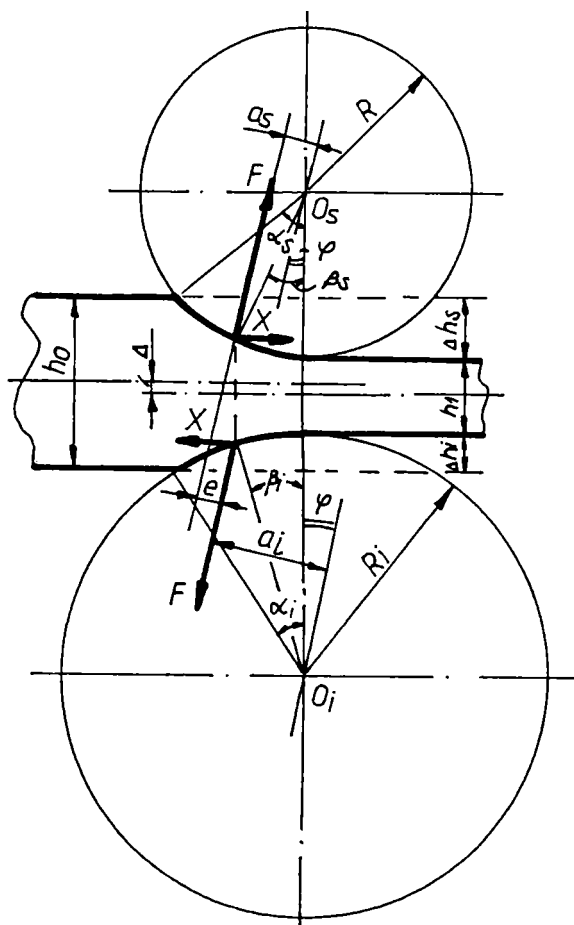


Fig.7.30. Brațele rezultatelor presiunii (a_s și a_i) și direcția eforturilor laterale (X), la laminarea între cilindri acționați de diametre neegale.

Este evident că la laminarea probelor de aceeași grosime între cilindri de diametre neegale, valoarea eforturilor laterale crește odată cu creșterea diferenței între diametrele de lucru a cilindrilor.

Explicația acestui fenomen constă în creșterea continuă a unghiului φ odată cu creșterea brațului „ a ” (vezi fig.7.30), care poate fi prezentată ca diferența dintre a_s și a_i (fig.7.31.). Astfel, asupra valorii eforturilor laterale care apar la laminarea între cilindri acționați de diametre neegale, influențează pe lângă factorul de curbură a segmentelor cilindrilor și factorul de viteză periferică diferită.

Analizând împreună dependențele $X=f(\varepsilon)$ obținute pentru laminarea între cilindri de diametre neegale când ambii cilindri sunt acționați și varianta când cilindrul superior de diametru mai mic este neacționat (fig.7.32.) se poate observa influența factorului de viteză periferică diferită, care pe grafice se evidențiază prin deosebirile dintre curbele $X=f(\varepsilon)$ pentru aceeași grosime laminată.

Eforturile laterale care apar la laminarea între cilindri acționați de diametre neegale sunt egale din partea cilindrului superior (mai mic) și inferior (mai mare) și experimentările efectuate confirmă justetea schemelor de acționare a forțelor propuse în literatura de specialitate.

Pentru a clarifica direcția de acționare a eforturilor laterale au fost laminate un număr mare de probe.

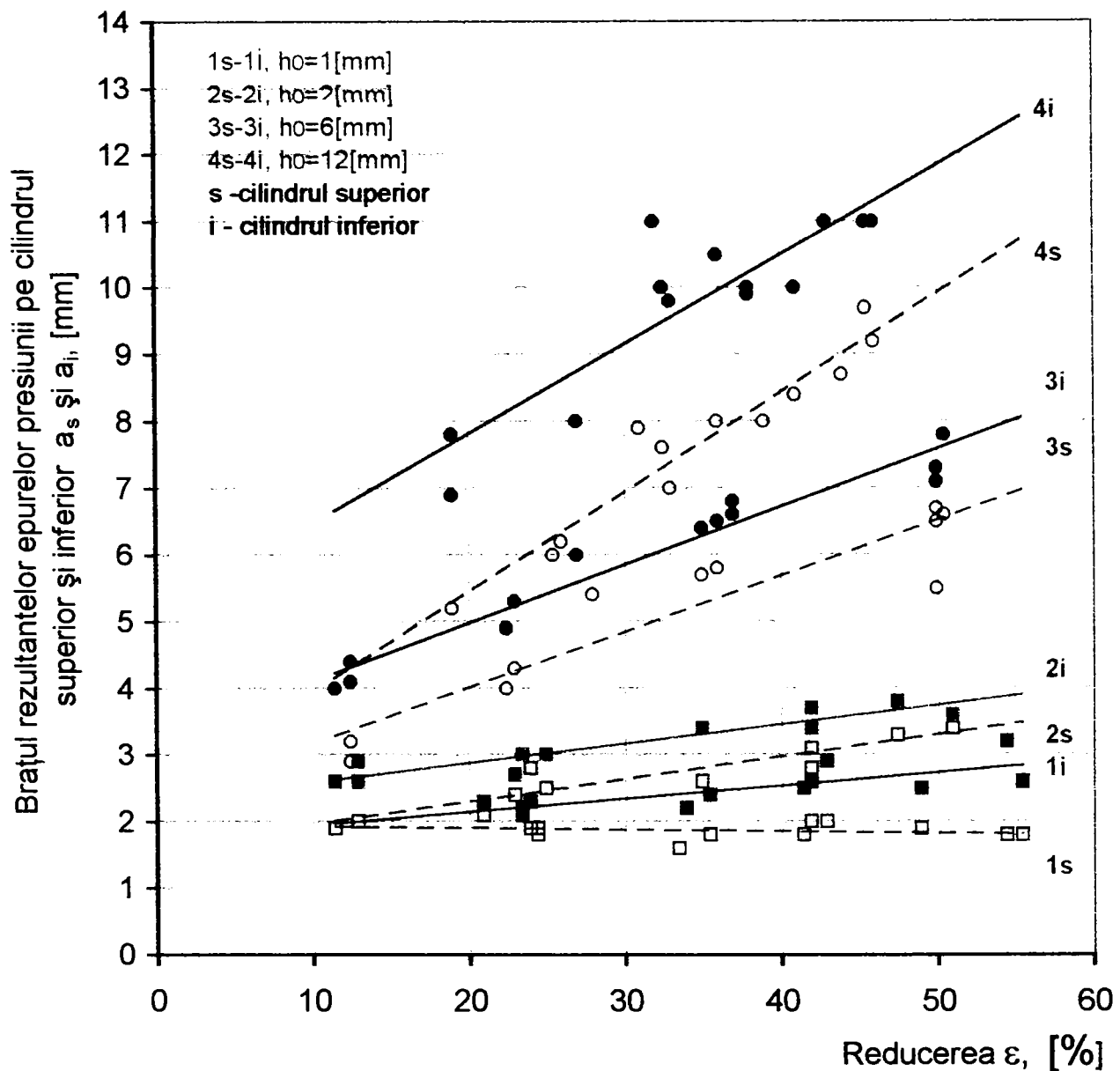


Fig.7.30. *Dependența brațului rezultantei epurelor presiunii pe cilindrul superior și inferior, funcție de reducere, la laminarea probelor din aluminiu de diferite grosimi, între cilindrii de*

$$\text{diametre neegale, } \left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} \text{ mm} \right)$$

Captorii pentru eforturile laterale au înregistrat prezența eforturilor numai în acele cazuri când acestea au preluat acțiunea împotriva sensului de laminare.

Pe cale experimentală s-a clarificat că eforturile laterale din partea cilindrului cu diametrul mai mic sunt îndreptate pe direcția de laminare, iar din partea cilindrului cu diametrul mai mare, împotriva sensului de laminare (vezi fig. 7.30).

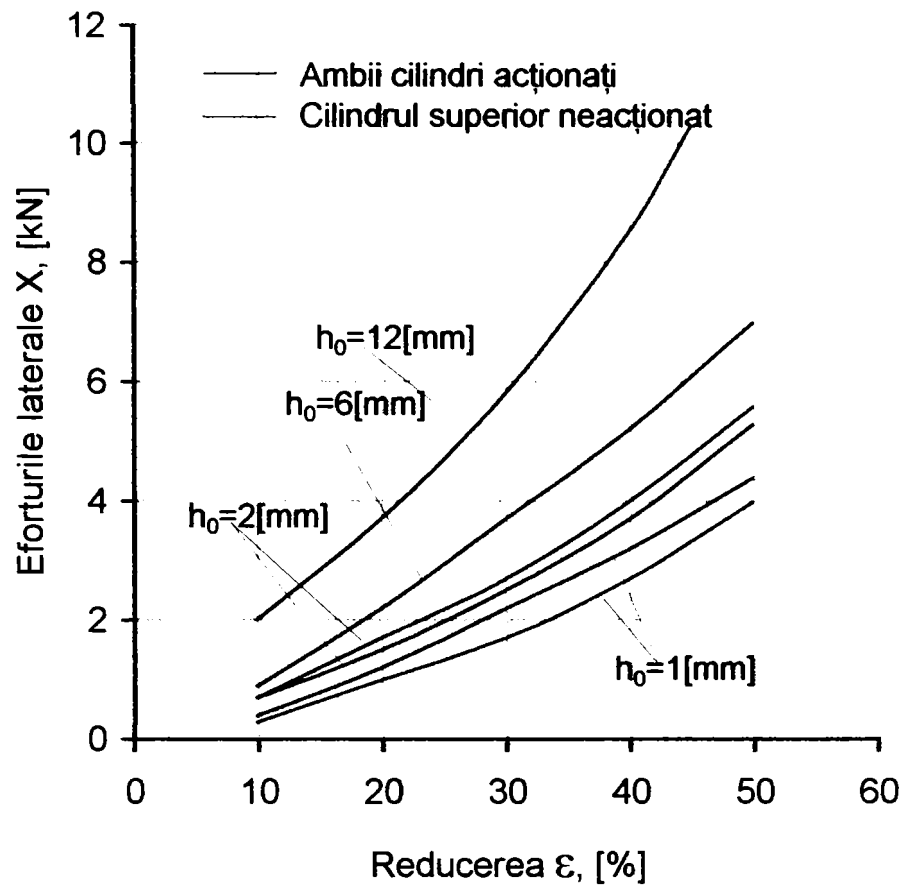


Fig.7.31. *Dependența brațului rezultantei epurelor presiunii pe cilindrul superior și inferior, funcție de reducere, la laminarea probelor din aluminiu de diferite grosimi, între cilindrii de*

$$\text{diametre neegale } \frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} [\text{mm}]$$

Trebuie menționat că eforturile laterale care apar la laminarea între cilindrii de diametre neegale influențează favorabil asupra repartizării presiunii pe suprafețele de contact, micșorând valoarea presiunii normale, deoarece în acest caz se intensifică acțiunea tensiunilor de întindere și procesul devine similar cu laminarea prin aplicarea tragerii anterioare și posterioare în bara laminată.

CAPITOLUL VIII

CONTRIBUȚII PERSONALE ȘI CONCLUZII FINALE

Dezavantajul cunoscut al teoriei deformării plastice a metalelor și aliajelor îl constituie în majoritatea cazurilor inexistența estimării abstracțiilor adoptate, a simplificărilor și ipotezelor, din care multe nu numai că nu se discută, dar nici nu se amintesc de către autori.

Astfel, în literatura de specialitate se obișnuiește să se analizeze procesul de laminare longitudinală ca fiind simetric în raport cu planul orizontal median al barei metalice și cilindrilor de laminare precum și a tuturor condițiilor pe suprafața de contact.

Această ipoteză nu corespunde condițiilor reale de laminare în cazurile practice, nici chiar în cazul schemei tipice de prelucrare a profilelor cu secțiunea dreptunghiulară între cilindrii cu tăblie netedă – deosebit de mari sunt devierile în cazul schemelor mai complicate, când laminarea are loc în calibre, precum și într-o serie de cazuri speciale: un cilindru acționat din cei doi, diametrul diferit al cilindrilor, laminarea barelor stratificate, etc.

În acele cazuri ale laminării longitudinale când există intenționat o asimetrie considerabilă, fără cunoașterea particularităților acestor procese, nici teoria acestora nu se poate dezvolta. O dezvoltare cu succes a teoriei și practicii laminării cere o analiză de profunzime a diferitelor fenomene în scopul descifrării esenței acestui proces complex. Cu toate cercetările efectuate, rămân încă nerezolvate unele probleme ale deformării materialului metalic, ale cinematicii și dinamicii laminării. Ca o consecință, în unele cazuri, soluțiile practice importante sunt lipsite de fundamentări științifice suficiente. În prezent, cu tot volumul mare a lucrărilor de cercetare, răspunsurile la multe probleme de bază – care au valoare practică – nu s-au găsit. Mai mult, elaborarea unor metode sigure de calcul trebuie să ducă la elaborarea unor nomograme simplificate și fundamentate, utile pentru practica industrială.

În acest caz, o serie de ipoteze teoretice cer o confirmare experimentală, ceea ce este valabil în întregime pentru procesul de laminare asimetrică, unde până în prezent rămâne neclară determinarea deformațiilor și a tensiunilor care se dezvoltă pe suprafața de contact dintre cilindrii și materialul metalic.

În literatură există multe cercetări teoretice și experimentale privind procesul simetric de laminare când ambii cilindrii sunt acționați și au aceleași diametre și turații; metalul laminat este omogen, se deplasează uniform și există condiții complet identice pe suprafețele de contact cu cilindrii.

În acest caz, tensiunile și deformațiile pe secțiunea barei laminate se distribuie simetric în raport cu linia de laminare. În cazul diametrelor diferite a cilindrilor de laminare, există particularități în distribuția presiunii de contact și în consecință deformarea pe secțiunea barei laminate, care în acest caz își pierde simetria devenind neuniformă.

Prezenta lucrare de cercetare este structurată pe 8 capitole, care după conținutul lor se pot diviza în două părți.

În prima parte se încadrează capitolele I-IV, care analizează particularitățile teoriei clasice și moderne a laminării din care rezultă că datorită simplificărilor introduse prin acceptarea unor aproximări care stau la baza teoriilor respective, acestea duc la frecvente nepotriviri între rezultatele calculului analitic și datele reale din exploatare.

În a doua parte, pot fi încadrate capitolele V-VIII din lucrare. Se începe cu definirea și particularitățile laminării longitudinale simetrice și asimetrice, în care laminarea simetrică este tratată ca termen de comparație pentru procesul asimetric, rezultând că asimetria procesului de laminare este o reflectare a neuniformității deformației atât pe verticală cât și în plan orizontal.

Pentru a clarifica aceste fenomene legate de laminarea longitudinală asimetrică, cercetările au avut ca scop să precizeze modul de repartizare a presiunii pe suprafețele de contact cu cilindrii de diametre diferite și implicațiile acestui fenomen pentru teoria deformării și practica industrială.

Dificultățile deosebite pe care le implică experimentarea cu elemente sensibile montate în interiorul cilindrilor de laminare, au determinat conceperea unei instalații experimentale proprii și a unui procedeu de determinare a presiunii de laminare în condiții de similitudine pentru procesul simetric și asimetric, care constituie o noutate pentru cercetare în acest domeniu.

Astfel, pe lângă studiul efectuat cu privire la analiza din prima parte a lucrării, contribuția personală a autorului constă în următoarele:

1. Conceperea și realizarea instalației experimentale pentru determinarea concomitentă a parametrilor de forță în procesul de laminare longitudinală simetrică și asimetrică, constând din presiuni pe suprafețele de contact cu cilindrii de diametre egale și neegale, forțele de laminare, precum și eforturile laterale în cazul procesului asimetric.

2. Instalația concepută și realizată de autor a fost echipată cu captori de forță de construcție proprie, pentru:

- măsurarea presiunii pe suprafețele de contact dintre materialul metalic și cilindrii de diametre egale și neegale;
- măsurarea forțelor de laminare;
- măsurarea eforturilor laterale care apar la laminarea între cilindrii de diametre neegale (laminare longitudinală asimetrică).

3. Particularitățile constructive a captorilor punctiformi pentru presiunea de laminare, constau în următoarele:

- diametrul știfturilor pentru acești captori este de 1,13 mm, ceea ce dă înregistrarea presiunii pe hârtia oscilografului direct în unități de măsură finale de $[N/mm^2]$;
- între tija din oțel a știftului și corpul captorului este prevăzut un joc pe rază de 0,5 mm, care exclude posibilitatea înțepenirii părții calibrate a știftului în orificiul segmentului la instalarea captorilor pentru experimentare;
- corpul captorului punctiform realizat din alamă dispune de 4 decupări longitudinale cu lățimea de 2 mm fiecare, pentru asigurarea sensibilității necesare și pentru o distribuție mai uniformă a presiunii pe secțiuni.

4. Cu instalația realizată s-au studiat legitățile de variație a presiunii și a lungimilor reale a arcurilor de contact funcție de reducere, la laminarea asimetrică între cilindrii de diametre neegale.

5. S-a stabilit dependența între modul de variație a presiunii medii și lungimea reală a arcurilor de contact la laminarea longitudinală asimetrică.

6. Instalația și aparatura construită va fi utilizată în continuare atât în scop de cercetare pentru stabilirea unor corelări între parametrii tehnologici și de forță ai procesului de laminare, cât și în scop de exploatare pentru determinarea gradului de solicitare a utilajului tehnologic.

7. S-a stabilit, de asemenea, că în funcție de grosimea benzilor laminate și reducere, pentru un raport dat între diametrele cilindrilor de lucru la laminarea asimetrică există o valoare critică a gradului de deformare până la care presiunea din partea cilindrului cu diametru de lucru mai mare este ridicată, iar peste această valoare critică tabloul se inversează. Variația lungimii arcurilor de contact prezintă un caracter invers, adică valorilor maxime a presiunii le corespund lungimile mici, respectându-se egalitatea forțelor pe ambii cilindrii.

La valoarea critică a gradului de deformare pentru cilindrii de diametre neegale, presiunile devin egale, iar lungimile arcurilor de contact de asemenea. Astfel, părerile existente în prezent cu privire la repartizarea reducerilor între cilindrii la laminarea asimetrică sunt corecte doar pentru cazurile particulare a condițiilor de laminare.

8. Locul geometric al punctelor corespunzătoare valorii reducerilor critice, reprezintă o parabolă care caracterizează condițiile simetriei ideale (presiunea de laminare, lungimea arcurilor de contact) la laminarea între cilindrii de diametre neegale.

9. S-a introdus noțiunea de coeficient de asimetrie a procesului K_a , care de fapt caracterizează neuniformitatea deformației între cilindrii de diametre neegale.

10. La laminarea între cilindrii de diametre neegale, pe măsura creșterii acestui coeficient, valoarea presiunii pe suprafețele de contact se reduce considerabil în comparație cu presiunea la laminarea între cilindrii de diametre egale.

11. Micșorarea presiunii pe suprafețele de contact se aplică prin apariția tensiunilor longitudinale mari de întindere, a căror acțiune este identică cu aplicarea eforturilor de tragere anterioară și posterioară asupra materialului metalic care se laminează.

12. S-a stabilit că la atingerea gradului critic de deformare a benzii (cazul particular de simetrie) între cilindrii de diametre diferite, materialul metalic iese drept dintre cilindrii. Dacă aceste condiții lipsesc, materialul metalic se încovoie la ieșirea spre cilindrul la care presiunea medie este mai scăzută.

13. Eforturile laterale, care apar la laminarea între cilindrii acționați de diametre neegale, sunt favorizate atât de factorul diferenței de curbură în privința diametrelor cilindrilor, precum și de factorul de viteză periferică diferită .

14. Eforturile laterale influențează favorabil asupra repartizării presiunii pe suprafețele de contact, acționând în mod analog cu aplicarea tragerii anterioare și posterioare. Această influență se intensifică odată cu creșterea grosimii probelor laminate și a reducerii relative.

15. S-a stabilit că mărimea eforturilor laterale rezultate la laminare, când unul dintre cilindrii este neacționat, nu depinde de diferența dintre diametrele de lucru, deoarece în această variantă factorul care privește viteza periferică diferită, lipsește.

16. Experimentările efectuate de autor pentru măsurarea mai ales apresiunii de contact la laminarea între cilindrii de diametre neegale, au luat în considerare un diapazon larg a diferenței între diametrele de lucru a cilindrilor, care tehnologic încadrează prin similitudine situațiile practice de laminare a semifabricatelor, profilelor și a tablelor.

17. Dependentele stabilite experimental pentru variația presiunii pe suprafețele de contact la procesul de laminare cercetat, au aplicabilitate practică la stabilirea rațională a regimului de reducere pentru tehnologiile performante ale viitorului, cum sunt: laminarea bimetalelor și placarea tablelor prin deformare plastică, cerințe impuse de dezvoltarea fizicii, a industriei aero-spațiale, precum și a industriei bunurilor de larg consum.

BIBLIOGRAFIE

1. *Adrian M.* - **Tehnologia laminării**, Editura Tehnică, București, 1977
2. *Adrian M., Badea S.* - **Bazele proceselor de deformare plastică**, Editura Tehnică, București, 1983
3. *Angelescu L.M.* - **Superplasticitatea materialelor policristaline și aplicațiile ei industriale**, Editura U.P.B., 1996
4. *Arnold, R.R., Parcer, R.J.* - **Resistance to deformation of aluminium and some aluminium alloys. Its dependance on temperatre and rate of deformation**, J.Inst. of metals, 1960, vol.5, pag.6-255
5. *Azdroff L.V.* - **Introduction to Solids**, New York, McGraw-Hill Book Company, Inc. 1960
6. *Alexa Vasile* - **Determinarea presiunii de laminare după teoria modernă**, Analele Facultății de Inginerie Hunedoara, Tomul I 1999, pag.191-194
7. *Alexa Vasile* - **Determinarea reducerii liniare la laminarea longitudinală asimetrică**, Analele Facultății de Inginerie Hunedoara, Tomul I 1999, pag.195-198
8. *Alexa Vasile* - **Analiza unor ipoteze acceptate de analiza teoriilor clasice de laminare**, Buletinul Științific al Universității „Politehnica” din Timișoara, Tom 45 (59), pag. 271-278
9. *Alexa Vasile* - **Analiza comparativă a unor soluții de calcul pentru presiunea de laminare**, Buletinul Științific al Universității „Politehnica” din Timișoara, Tom 45 (59), pag. 279-286
10. *Alexa Vasile* - **Proiectarea captorilor de forță, utilizând traductoare electrotensometrice rezistive, necesari determinării forțelor de laminare**, Lucrările Sesiunii de comunicări științifice a Universității „Petru Maior” Târgu-Mureș, 27-28 octombrie
11. *Alexa Vasile* - **Analiza erorilor de măsurare a parametrilor de forță la laminare, utilizând traductoare tensorezistive**, Lucrările Sesiunii de comunicări științifice a Universității „Petru Maior” Târgu-Mureș, 27-28 octombrie

12. *Bading, W.,
Weber L.,
Mommertz, K.,
Heidepriem. J.*
13. *Baimov I.*
14. *Bland, D.
Ford, H.*
15. *Bland, D.
Ford, H.*
16. *Boelens J. at*
17. *Danthine A.*
18. *Budău V.*
19. *Buzdugan Ghe.,
Blumenfeld M*
20. *Cazimirovici E.*
21. *Cazimirovici E.*
22. *Ceauşevici M.*
23. *Cijikov I.M.*
24. *Ciochină, C.,
Mălureanu, I.*
25. *Constantinescu, I.N*
26. *Cook, P.M.,
McCrum, A.W.*
27. *Cook, P.M.
Larce, E.C.*
28. *Cottrell, A.H.*
29. *Crandall, S.H.,
Dhal, N.C.*
- **Prozessrechnereinsatz an einer Universal-Brammen- strase.** Automation II- Düsseldorf, 1970, S 73- 82
- **Optimizarea proceselor de laminare pe bluming-** Editura Metallurgia, Moscova, 1974
- **An approximate treatment of the elastic compression of Strip in cold Rolling,** 1952, vol. 171, pag.245
- **The calculation of roll force and torque in cold strip rolling with tensions,** Proc. Inst. Mech. Eng. 1948, vol. 159, pag.144
- **Bilan d'une recherche sur l'automation des laminoirs reversibles à chaud.** Automation II- Düsseldorf, 1970, S 83- 91
- **Studiul materialelor,** Editura Mirton, Timișoara, 1998.
- **Tensometria electrică rezistivă,** Editura Tehnică, București, 1976
- **Teoria deformării plastice,** Editura. Didactică și pedagogică, București, 1981
- **Calibrarea cilindrilor de laminare,** Ed. Didactică și pedagogică, București, 1995
- **Prognoz putei razivitia tehnologhiceskih proțessov v prokatnam proizvodstve do 2000 goda,** Zenița, Yuglosavia, 1972.
- **Teoria podobia i modelirovanie proțessov obrabotki metallov davleniem,** Izd. Metallurghia, Moskva, 1970
- **Tehnologia materialelor,** vol.2, Ed. Rotaprint, I.P.Iași, 1986
- **Măsurarea mărimilor mecanice cu ajutorul tensometriei,** Editura Tehnică, București, 1989
- **The calculation of load and torque in hot flat rolling,** Publ. By the BISTRA, London, 1958
- **Computation of rollingload, torque and roll face pressure in metal strip rolling,** J.Inst. Metals, 1945, vol.71. pag.551
- **Dislocations and Plastic Flow in Crystals,** New York, Oxford University Press, 1953
- **An Introduction to the Mechanics of Solids,** New York, McGraw- Hill Book Company, Inc. 1959

30. Dieter, G.E - **Metalurgia mecanică**, (traducere limba engleză), Editura Tehnică, București, 1970
31. Dima, A. - **Cuptoare și instalații de încălzire**, Iași, Editura Cermi, 1998
32. Drăgan I. - **Tehnologia deformării plastice**, Editura Didactică și Pedagogică, București, 1979
33. Drăgan, I.,
Ilca, I.,
Badea, S.,
Cazimirovic, i E. - **Tehnologia deformărilor plastice**, Editura Didactică și Pedagogică, București, 1979
34. Drăgan, I.,
Nistor, L. - **Descrierea evoluției rezistenței la deformare în domeniul de deformare la semicald cu ajutorul unor regresii liniare multiple**, Metalurgia, 6/1993
35. Ekelund S.E. - **Metalurg**, 1993, nr.2, pag.78- 94
36. Engelhard, W.,
Hölzenbein, G. - **Messgeräte für nichtelektrische Größen im Walzwerk – Siemens- Zeitschrift- 47 Jahrgang- Okt.1973, seite 183- 194**
37. Ford, H. - **The Theory of Rolling**, In: Met. Reviews, vol.2, nr.5, 1957, op. 1- 28
38. Freymann, W. - **Elektronische Regelung nach dem Transidyn-Prinzip bei der Antriebstechnik im Walzwerk- Siemens- Zeitschrift 47 Jahrgang (1973)- Beiheft "Antriebstechnik und Prozessautomatisierung in Hütten- und Walzwerken", Seite 194-199**
39. Fritsch G., Illaire J - **Méthodes optimales de laminage automatique à chaud sur cage réversible**. Automation II- Düsseldorf, 1970, S115-121
40. Frost, M.J.,
Ashley, M.E. - **Deformation Mechanism Maps**, Pergamom, Paris-Oxford-New York, 1982
41. Fudzimori, F. - **Fundamental Study of ultrasonic wire drawing** I.I.S. Tokyo. nr.6, 1970.
42. Geleji, A - **Bildsame Formung der Metalle in rechnung und Versuch**
- **Die Berechnung der Krafte und des Arbeitsbedarf by des formegung in Bildsamen des Metalle**, Academiai Kino, Budapest 1955
43. Gromov, N.P. - **Teoria obrabotki metallov davleniem**, Izd. Metallurgia, Moskva, 1967
44. Gubkin, S.I. - **Plasticskaia deformația metallov**, Izd. Metallurghizdat, Moskva, 1961
45. Gubkin, S.I. - **Deformarea plastică a metalelor**, Metallurghizdat, Moscova, 1980

46. *Hartmann, H.* - **New Blooming Mill at Hunedoara Iron and Steel Works-** Steel Times, March, 1970
47. *Hill, R.* - **The Mathematical Theory of Plasticity**, New York, Oxford University Press, 1950.
48. *Huber, M.T*
49. *Ilca, I.* - **Czasapismo Technizne**, Lemberg 28, 81, 1904.
- **Cercetări industriale de optimizare a laminării oțelurilor de calitate**, A III-a Sesiune de Comunicări Științifice cu participare Internațională, Hunedoara 4-5 oct. 2001
50. *Ilca, I.* - **Cercetarea parametrilor de forță la deformarea plastică prin laminare**, Al III-lea simpozion național de tensometrie cu participare internațională, Timișoara 28 sept.- 1 oct., 1983, vol. II
51. *Ilca, I.* - **Viteza de deformare și influența ei asupra caracteristicilor de rezistență a laminatelor**, Volumul Conferinței de Tratamente termice cu participare internațională, U.T. Cluj-Napoca, 17-19 sept. 1992
52. *Ilca, I.* - **The teory and practice of heating quality steel ingots**, Academia de Științe tehnice, SISOM 2000, 26-27 oct. 2000, București
53. *Ilca, I.,
Alexa, V.* - **Influence of the metallic material nonuniformity upon the force parameters in the rolling process**, Buletinul științific al UPT, tom 44 (58) fascicola 1/1999, pag. 345-348, ISSN 1224-6077
54. *Ilca I.,
Alexa, V.* - **Teoretic consideration on the rolling kinematics with rolls unequal diameters**, Buletinul științific al UPT, tom 44 (58) fascicola 1/1999, pag. 349-354, ISSN 1224-6077
55. *Iliukovici, B.M.* - **Teoreticeskaia osanova obrabotki metallov davleniem**, Tibilisi, 1979
56. *Johnoson, P.E.
Schmit, J.H.,
Morris, J.W. jr.* - **Effect of prestrain temperatures on dislocation cell formation and subsequent tensile behavior in low carbon steel heets**, Scripta Metalurgica et Materialia, aug. 1990
57. *Karman, T.* - **Zeitschrift für angewandte Mathematik und Mechanik**, 1925, Nr. 2, p. 139.
58. *Koroleov, A.A.* - **Noviie isledovania deformații metalla pri prokatke**, Mașghiz, 1953.
59. *Koroleov, A.A.* - **Mehanicescoc oborudovanie prokatnîh țehov**, Metallurghizdat, 1959.

60. Koroleov, A.A. - **Mehanicescoc oborudovanie prokatnîh țehov**, Metallurghia, 1965.
61. Kraus, G. - **Deformation Processing and Structure**, Papers presented at the 1982 ASTM Materials Science Seminar 23-24, oct. 1982, St. Louis Missouri, ASTM 1984.
62. Kreindlin, N.N. - **Sovremennoe șostoianie teorii davlenia metalla na valki pri prodalnoi prokatke**, Izdatelstvo vuzov, Mașinostroenie, 1959, nr.11, pag.48
63. Kreindlin, N.N. - **Crivîie udelnîh davlenii pri goreacei prokatke**, Tuetnîie metalli, 1960, nr.1
64. Kreindlin, N.N. - **Rasceot objatii pri prokatke țvetnîh metallov**, Matallurghizdat, 1963.
65. Larke, E.K. - **The Rolling of Strip, Sheet and Plate**, London, Chapman&Hall, Ltd., 1957
66. Larke, E.K. - **Prokatka listovigo i polosovigo metalla**. Metallurghizdat, 1959
67. Lederer, A. - **Stadiul actual al laminoarelor de tablă groasă**, Rev. Metalurgia nr.2,
68. Lianis, G. - **Teoria obrabotki metallov davleniem**, Izd. Mașinostroenie, Moskva, 1960
69. Litovcenko, N.V. - **Calibrarea profilelor și a cilindrilor de laminare**, Editura Metallurghia 1990, Moskva
70. Mican, G. S. - **Deformation in Rolling**, Iron and Steel Engineer, 1949, Nr.2, pag. 53-67
71. Mine, T.,
Miyazaki, Y.,
Sogawa, H.
72. Mises, R.. - **Data Processing System at Heavy Plate Mill**. Automation II- Düsseldorf, 1970, S 107- 113
73. Montelatici, L.
74. Müller, H.G. - **Mechanik der festen Koerper in plastich – deformahlen Zustand**. Nachr. d. Gesellsch. d. Wissensch. zu Goettingen. Math. Phys. Klasse, 1913; Intern Congr. for Appl. Mechanics, Stockholm, 1930.
75. Nadai, A. - **Seamless pipe mills**, Milano, 1993
76. Nadai, A. - **Formänderungsfestigkeit beim Umformen in der Wärme. In Grundlagen der bildsamen Formgebung**- Düsseldorf, 1966
77. Nadai, A. - **Theory of Flow and Fracture of Solids**, 2nd ed. vol.1, New York, McGraw-Hill Book Company, Inc. 1950
78. Nadai, A. - **Theory of Flow and Fracture of solids**, Grow Hill Book Co., New York, 1950

77. Nürnberg, W. - **Optimales Walzen auf Block – Brammen-Umkehrstrassenim Ankerspannungsbereich-** Stahl und Eisen 86 (1966), Heft 25, S 1633- 1639
78. Orovan, E. - **Internal Stresses and fatigue in Metals**, Elsevier Publishing Company, New York, 1959
79. Orovan, E. - **The calculation of roll pressure in hot and cold flat rolling**, Proc. Inst. Mech. Eng. 1943, vol. 150, pag.140
80. Orovan, E.
Pascoue, K.J. - **A simple method of calculating roll pressure and power consumption in hot flat rolling**, The Iron and Steel Inst., Special Report 1946, Nr.34
81. Oshima, M.,
Hirai, N.,
Miura, H. - **An Integrated Computer Control System on Plate Mill**. Automation II- Düsseldorf, 1970, S 123- 132
82. Palma, V.,
Cattaneo, F. - **A new finishing mill concept for rolling premium quality seamless Steel pipes**, Milano, 1994
83. Pavlov, I.M. - **Teoria prokatki**, Izd. Metallurghizat, Moskva, 1950
84. Poklekowski G.,
Fleischer, H.,
Hanke, J. - **Entwicklung und Betriebserprobung einer Einrichtung zum kontinuierlichen Erfassen der Lage des Blockendes beim Walzen-** Stahl und Eisen 91 (1971), Heft I, S 5-13
85. Poluhin, P.L.,
Fedosov, N.M.,
Koroleov, A.A.,
Matveev, Iu.M. - **Prokatnae proizvodstvo**, Editura Metallurgia 1982
86. Popescu, V.
Drăghici, S. - **Contribuții cu privire la clasificarea stării de tensiune care se creează în timpul refulării**, Metalurgia, 4/1991
87. Roberts, L.W. - **Cold Rolling of Steel**, New York, inc. Marcel Dekker, 1978.
88. Saban, R. - **Studiul și ingineria metalelor**, Ed. Didactică și pedagogică, București, 1995
89. Setzer, H. - **Modernisation of cold rolling mills**, Rev. Iron and Steel Engineering, vol.60, 1983.
90. Siebel, E. - **Die Formgebung im bildsamen Zustande** Dusseldorf Verlag Stahleisen, 1932
91. Sims, R.B. - **Proc. Inst. Mech. Eng.** 1943, vol. 150, pag.1140
92. Smith, W. - **The Cailbox**, a new approach to hot strip rolling, Rev. Iron and Steel Engineer, vol.58, 1981.

93. Stone, M.D. - **Rolling of thin strip**, Part I, Iron and steel Eng., 1953, vol.30, Nr.11. pag.61-74
94. Stone, M.D. - **Rolling of thin strip**, Part II, Iron and steel Eng., 1956, vol.33, Nr.12. pag.55-76
95. Storojev, M.V.,
Popov, E.A. - **Teoria obrabotki metallov davleniem**, Izd.Maşinostroenie, Moskva, 1971
96. Tabără, V.ş.a. - **Maşini pentru prelucrarea prin deformare plastică**, Bucureşti, 1979
97. Tarnovschi, I. - **Zonî prilipania i scoljenia na contactnîh poverhnosteah oceaga deformaţii pri prokatke**. Trudî mejvuzovscoi naucino – tehnicesci conferenţii, 1958.
98. Telikov, A..I. - **Teoria rasceota usilii v prokatnîh stanah**, Metallurghizdat, 1962.
99. Telikov, A..I. - **Osnovî teorii prokatki**, Metallurghia, 1965.
100. Telikov, A..I.
Nikitin, G.C.,
Rokotean, C.E. - **Teria prodolnoi prokatki**, Editura Metallurgia, 1980
101. Underwood, L.R. - **The Rolling of Metals**, vol.I, New York, John Wiley&Sons, Inc. 1950
102. Valkist, G. - **Issledovanie energosilovîh parametrov pri gorcacei prokatke metalla**, Metallurghizat, 1957
103. Voswinckel G. - **Developments in the Field of Piercing Billets for Seamless Tubemaking**, 1994
104. Wang, X.
Yang, L.,
Yang, D.,
Lei, T. - **Strengthening mechanism of cold drawing deformation of a steel 1020 dual-phase wire**, Proceedings of the Annual Convention of the wire Association Internaţional, Boston, 1990
105. Wehner, T.,
Fatemi, A. - **Effects of mean stress on fatigue behavior of a hardened carbon steel**, Internaţional Journal of Fatigue, Maz, 1991
106. White, C.S.
Bronkhorst, C.A.,
Anand, I. - **Improved isotropic-kinematic hardening model for moderate deformation metal plasticity**, Mechanics of Materials, nov. 1990
107. Wokusch J. - **Hauptantriebe an Warmwalz-Umkehrstrassen- Siemens- Zeitschrift 47 Jahrgang (1973)- Beiheft "Antriebstechnik und Prozessautomatisierung in Hütten- und Walzwerken"**, Seite 68-71
108. Wuzatowski Z. - **Bazele laminării** (traducere), Editura Tehnică, Bucureşti, 1972
109. Xia, Z.,
Ellyin, F. - **Nonproportional multiaxial cyclic loading, Experiments and constitutive modelling**, Journal of Applied Mechanics, Transactions ASTM, 1991

110. XXX - **Steel Times**, The Journal for the European Steel Industry, Published by DMG Business Media Ltd., England, vol. 225, 1997.
111. XXX - **Steel Times International**, Published by DMG Business Media Ltd., England, vol. 21, 1997.
112. XXX - **Iron and Steel**, International Directory, supplement to Steel Times, , Published by Argus Business Media Ltd., England, 1997.
113. XXX - **Metals Industry News**, Published by FMI International Publication Ltd., England, vol.14, 1997.
114. XXX - **Metallurgia**, The Journal of Metals Technology, Metal Forming and Thermal Processing, Published by Argus , Business Media Ltd., England, 1997.