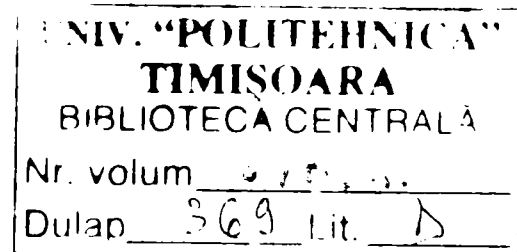


TEZĂ DE DOCTORAT

**Cercetări și modelare matematică cu privire
la parametrii de forță și fenomenele de
alunecare la laminarea longitudinală**

Conducător științific;
Prof.Dr.Ing. **ILCA IOAN**
Membru corespondent al Academiei
de Științe Tehnice din România



Doctorand:
Ing. **NUSSBAUM ADRIAN-IACOB**

2005

CUPRINS

Introducere	4
Scopul lucrării	6
 PARTEA I	
ANALIZA PARAMETRILOR DE FORȚĂ ȘI A FENOMENELOR DE ALUNECARE LA LAMINAREA LONGITUDINALĂ SIMETRICĂ ȘI ASIMETRICĂ	
CAPITOLUL 1	
CONSIDERAȚII PRIVIND PARAMETRII DE FORȚĂ LA LAMINAREA LONGITUDINALĂ SIMETRICĂ	9
1.1. Presiunea și forța de laminare	10
1.2. Presiunea elementară cu considerarea ecruisării materialului laminat	14
1.3. Componenta verticală a presiunii totale de laminare	24
1.4. Presiunea elementară pentru cazul laminării la cald	32
 CAPITOLUL 2	
SECȚIUNEA NEUTRĂ ȘI FENOMENELE DE ALUNECARE LA LAMINAREA LONGITUDINALĂ SIMETRICĂ	38
2.1. Poziția și înălțimea secțiunii neutre	40
2.2. Unghiul neutru și fenomenele de alunecare (avans)	44
 CAPITOLUL 3	
CONSIDERAȚII PRIVIND PARAMETRII DE FORȚĂ LA LAMINAREA LONGITUDINALĂ ASIMETRICĂ	47
 CAPITOLUL 4	
ANALIZA FENOMENELOR DE ALUNECARE (AVANS ȘI ÎNTÂRZIERE) LA LAMINAREA ASIMETRICĂ	52
Concluzii la partea I	65
 PARTEA II-A	
CERCETĂRI DE MODELARE MATEMATICĂ	
CAPITOLUL 5	
STABILIREA DE MODELE MATEMATICE INGINEREȘTI PENTRU PROCESUL DE LAMINARE	67
5.1. Modelul pentru lungimea arcului de contact	67
5.2. Modelul pentru forțe și tensiunile normale de contact	70

5.3. Modelul pentru unghiul neutru și avans	74
5.4. Modelul pentru momentul de laminare	83
CAPITOLUL 6	
FUNDAMENTAREA ALGORITMULUI DE CALCUL PENTRU PARAMETRII PROCESULUI DE LAMINARE	87
Concluzii la partea II	97
PARTEA III-A	
STUDII ȘI CERCETĂRI EXPERIMENTALE	
CAPITOLUL 7	
METODICA DE MĂSURARE A PARAMETRILOR DE FORȚĂ LA LAMINARE	98
7.1. Măsurarea forțelor de laminare	98
CAPITOLUL 8	
INSTALAȚIA ȘI METODA DE EXPERIMENTARE	110
8.1. Precizia de efectuare a experimentărilor	121
8.2. Determinarea fenomenului de alunecare a materialului metalic pe suprafața cilindrilor	122
8.3. Metoda de prelucrare a oscilogramelor	123
8.4. Prelucrarea matematică a datelor experimentale și trasarea dependențelor	126
CAPITOLUL 9	
ANALIZA DATELOR EXPERIMENTALE ȘI INTERPRETAREA LOR	128
9.1. Presiunile laterale în procesul simetric și asimetric de laminare	128
9.2. Cercetarea repartizării momentelor în procesul simetric și asimetric de laminare	134
9.3. Cercetarea experimentală a fenomenului de alunecare (avans) la laminarea simetrică și asimetrică	145
9.4. Program de calcul automat pentru parametrii de forță la laminare	148
Concluzii la partea II	152
Concluzii finale și contribuții personale	155
Contribuții personale ale autorului	156
Bibliografie	159

INTRODUCERE

În dezvoltarea socio-umană un rol deosebit l-a avut și îl are evoluția tehnologică. În zilele noastre aceasta are o influență deosebită când se pot constata progrese spectaculoase în abordarea aspectelor fundamentale, în dezvoltarea științei și realizării de produse de înaltă calitate și cu eficiență economică ridicată.

Dezvoltarea tehnologiei impune în paralel cu extinderea procedeelelor de prelucrare noi, așa-numite neconvenționale, perfecționarea procedeelelor clasice de obținere a semifabricatelor și produselor finite din oțeluri în scopul creșterii gradului de precizie și al calității, dar și a eficienței economice, deziderat devenit imperativ în contextul economiei de piață. Astfel, unul din procedeele de fabricație care se află în atenția specialiștilor datorită consumului ridicat de combustibili și energie, precum și a coeficientului de scoatere nesatisfăcător, este deformarea plastică prin laminare.

O problemă de actualitate a metalurgiei în privința prelucrării oțelurilor prin laminare este aceea a determinării parametrilor tehnologici optimi, care să asigure obținerea de produse cu forme și dimensiuni precise și lipsite de defecte în condițiile menținerii costurilor de fabricație în limite acceptabile. Cu alte cuvinte, se încearcă stabilirea optimă a valorilor corelate ale intervalului temperaturilor de deformare, gradului de deformare admisibil și vitezei de deformare, care în condițiile unei anumite stări de tensiune rezultate, conduc la obținerea produselor laminate cu efort minim.

Ca parte componentă a economiei, industria metalurgică trebuie să rezolve problema calității acestor produse sub toate aspectele, având în vedere mai ales proprietățile de utilizare și caracteristicile lor fizico-mecanice.

Pe această linie la societățile metalurgice există în prezent 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.

Este evident că în prezent societățile metalurgice trebuie să se orienteze pe laminarea de produse mult solicitate în economia de piață. Aceasta impune modernizarea capacităților existente de laminare în conformitate cu cerințele Uniunii Europene, urmată de modernizarea tehnologiilor la nivelul standardelor practicate în economia Uniunii.

De asemenea, se are în vedere lărgirea gamei sortimentale corespunzător cu construirea

de noi capacități pentru realizarea comenzilor, satisfacerea cerințelor pentru laminate de mic tonaj dar cu sortiment variat, după exemplul laminoarelor continue actuale de tipul 250 mm.

În ultimii ani și în industria de laminare așa-zisul „experiment numeric” începe să fie utilizat din ce în ce mai mult și cu rezultate tot mai promițătoare în evaluarea fenomenelor de deformare plastică. Acest lucru se datorează în primul rând îmbunătățirii algoritmilor numerici și a tehnicilor de simulare.

Prezenta lucrare se înscrie în tendințele moderne de înlocuire treptată a experimentelor fizice cu cele numerice în domeniul proiectării și optimizării proceselor tehnologice de deformare plastică prin laminare.

Metoda de cercetare aleasă – experiment fizic completat cu simularea numerică – este una din cele mai moderne și mai folosite la ora actuală în munca de cercetare inginerescă cu o mare perspectivă în viitor.

Prin natura sa, această lucrare necesită o abordare cu caracter multidisciplinar, începând cu o înțelegere profundă a fenomenelor complexe de teoria deformării plastice a materialelor metalice prin laminare și continuând cu solide cunoștințe de metalurgie mecanică, algoritmi și metode numerice, precum și tehnicile moderne de programare.

În loc de încheiere, doresc să adresez calde mulțumiri conducătorului științific, domnului prof.dr.ing. Ioan Ilca, membru corespondent al Academiei de Științe Tehnice din România, pentru sugestiile, sfaturile pline de profesionalism și încrederea acordată pe întreg parcursul elaborării tezei.

De asemenea, doresc să mulțumesc tuturor colegilor de la Facultatea de Inginerie din Hunedoara care în mod direct sau indirect au fost alături de mine în acest demers.

SCOPUL LUCRĂRII

O principală sursă de creștere a productivității laminoarelor aflate 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 raționale, bazate pe utilizarea la capacitate maximă a puterii de acționare și de rezistență a subansamblelor cajelor de lucru.

Pentru toate acestea, inginerii și tehnicienii societăților de laminoare trebuie să cerceteze și să stăpânească parametrii energetici și de forță 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 ale 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. Considerăm că lucrarea de față reprezintă un îndrumar și în acest scop.

Pe lângă acestea, lucrarea își propune să clarifice unele aspecte teoretice și practice legate de parametrii de forță specifici laminării longitudinale asimetrice, precum și fenomenele de alunecare dintre materialul metalic și cilindrii de diametre neegale ce duc la neuniformitatea deformației.

Rezolvarea problemelor legate de creșterea eficienței în industria metalurgică, creșterea scoaterii, diversificarea sortimentală și îmbunătățirea calității laminatelor, considerăm că se poate realiza în principal pe două căi:

- perfecționarea utilajelor și a tehnologiilor existente, conceperea unor procese tehnologice noi sau integrate și utilaje pentru realizarea lor;
- utilizarea sistemelor de comandă automată a proceselor tehnologice și optimizarea lor.

Aceasta a doua cale oferă avantaje tehnologice și tehnico-economice practic nelimitate pentru optimizarea regimurilor de reducere și a funcționării laminoarelor prin comanda lor cu

tehnică electronică de calcul. Pentru introducerea acestor sisteme crește considerabil rolul modelării matematice, deoarece condiția necesară pentru comanda cu mașini de calcul constă în elaborarea și asigurarea modelului matematic al procesului.

Volumul, conținutul și particularitățile datelor matematice sunt determinate univoc prin parametrii analogici ai modelului matematic. Cu cât modelul matematic este mai compact și mai precis, cu atât este mai ridicată precizia informației obținute. De simplitatea și particularitățile modelului matematic depinde simplitatea, volumul și comoditatea programării precum și consumul de timp mașină necesar pentru realizare, și ca urmare, rapiditatea de operare.

De aceea, față de modelele matematice pentru procesul de laminare cerințele majore sunt în raport cu precizia lor, diapazonul de valabilitate, simplitate formală și operare rapidă. Aceasta înseamnă că în fiecare caz concret, față de modelele matematice pentru procesul de laminare se emit pretenții dictate de tehnologie și considerente tehnico-economice.

De exemplu, pentru modelele cvasiprecise, determinante sunt cerințele pentru precizie, în timp ce cerințele în raport cu simplitatea formală și rapiditatea de operare nu prezintă mare valoare.

Pentru modelele ingineresti pe primul plan trec cerințele legate de simplitatea acestora și rapiditatea de operare în condițiile asigurării unei precizii satisfăcătoare pentru informația căutată.

În lume s-a acumulat deja o experiență pozitivă în privința conceperii modelelor matematice pentru procese de laminare sau parametrii separați ai acestora. Însă, multe dintre acestea au precizie insuficientă și un domeniu limitat de utilizare, neavând la bază nici un fel de date experimentale.

Modelele existente pe lângă faptul că sunt complicate ilustrează insuficient influența unor factori tehnologici asupra presiunii, în special a ecrusării.

În lucrarea prezentată, se urmărește stabilirea unor modele matematice ingineresti pentru parametrii de forță și alunecare, care să evite neajunsurile menționate.

De aceea, se prezintă rezultatele cercetărilor teoretice și experimentale efectuate de autor în ultimii ani, pe baza cărora s-au întocmit modele matematice ingineresti, ce se deosebesc printr-o simplitate moderată, precizie satisfăcătoare și diapazon larg de valabilitate.

Pentru conceperea modelelor s-a avut în vedere interacțiunea parametrilor de forță dintre materialul metalic și cilindrii, considerând materialul metalic ca fiind elasto-plastic, iar

cilindrii ca scule elastice și considerând de asemenea condițiile de temperatură, viteză, deformare și cinematice ale procesului.

Aceasta permite să se aprecieze prin modelarea matematică concepută și influența calitativă a acestor factori tehnologici asupra parametrilor procesului, ceea ce în alte modele s-a neglijat.

Modelarea matematică propusă în lucrare aduce în plus următoarele contribuții:

- stabilește algoritmi de calcul ai procesului de laminare și reducere fără iterație;
- prezintă rezultatele cercetării cu privire la capacitatea de operare a modelului ingineresc pentru procesul de laminare;
- clarifică laturi puțin studiate ale procesului de laminare longitudinală asimetrică în legătură cu parametrii de forță și fenomenele de alunecare;
- prezintă modelele și datele cercetării experimentale pentru parametrii procesului de laminare longitudinală atât simetrică cât și asimetrică.

Modelele matematice și algoritmi din lucrare au aplicabilitate în sistemele de optimizare și conducere a instalațiilor de laminare, în sistemele de proiectare a tehnologiei și utilajelor de laminare, în cercetarea științifică, în procesul de învățământ superior și în practica inginerescă.

PARTEA I**ANALIZA PARAMETRIILOR DE FORȚĂ ȘI A FENOMENELOR DE
ALUNECARE LA LAMINAREA LONGITUDINALĂ
SIMETRICĂ ȘI ASIMETRICĂ****CAPITOLUL 1****CONSIDERAȚII PRIVIND PARAMETRII DE FORȚĂ LA LAMINAREA
LONGITUDINALĂ SIMETRICĂ**

Unul din principalii parametri necesari pentru calculul instalațiilor de laminare și întocmirea rațională a tehnologiei de prelucrare prin laminare, îl reprezintă presiunea exercitată de materialul metalic pe cilindrii.

În literatura de teorie a laminării și practica de calcul a proceselor tehnologice de laminare, utilizare mai largă cunosc presiunea elementară și presiunea totală, propuse de Ekelund [1], Sims, Bland și Ford [2], Roberts [3] Koroleov [4] și Ţelikov [5].

Determinarea presiunii totale a materialului metalic pe cilindrii a fost studiată de mai mulți autori, analiza principalelor lucrări din domeniu fiind făcută de cercetătorii [4]; [5]; [6]; [7].

Încercările unei serii întregi de autori (Karman, Siebel, Nadai, Orowan, Trinks, Gubkin, ș.a., analizați în lucrările [4]; [5]; [7]), de a da o expresie analitică determinării presiunii metalului pe cilindrii cu considerarea tuturor factorilor care influențează valoarea acestor presiuni, nu au avut până-n prezent rezultate scontate.

Din multitudinea de metode grafice trebuie amintite pe cele ale lui Cook și Mc Crum, care se bazează pe formulele și relațiile stabilite de Sims [7]. Pentru determinarea forței și momentului de laminare, Cook și Mc Crum au întocmit diagrame bazate pe curbele rezistenței la curgere a materialelor metalice considerate, precum și pe relații analitice.

Diagramele publicate de Cook și Mc Crum, reprezintă metoda cea mai simplă de determinare a parametrilor de forță în cazul prelucrării prin intermediul presiunii a produselor plate [7].

1.1. PRESIUNEA ȘI FORȚA DE LAMINARE

Ekelund a dedus relația pentru determinarea presiunii totale de laminare, în cazul laminării la cald:

$$F = b_m \sqrt{r(h_0 - h_1)} \left(\frac{1 + 1,6f \sqrt{r(h_0 - h_1)} - 1,2(h_0 - h_1)}{h_0 + h_1} \right) \left(2k + \frac{2\eta u \sqrt{\frac{h_0 - h_1}{r}}}{h_0 + h_1} \right), N \quad (1.1)$$

în care partea stângă a expresiei $b_m \sqrt{r(h_0 - h_1)}$, reprezintă suprafața de contact dintre materialul metalic și cilindrii, iar cea din dreapta - presiunea elementară, p .

Analizând partea din dreapta a expresiei, se poate stabili că la rândul său:

$$p = (1 + m)(2k + \eta u), \text{ N/mm}^2$$

în care: m - reprezintă coeficient care indică dependența presiunii de frecarea exterioară f , dintre metal și cilindrii;

k - rezistența la compresiune statică, N/mm^2 ;

η - coeficient de viscozitate a materialului metalic care se laminează, $\text{N}\cdot\text{s/mm}^2$;

v - viteza periferică a cilindrilor, m/s ;

u - viteza de deformație, egală cu $\frac{2v \sqrt{\frac{h_0 - h_1}{h_0}}}{h_0 + h_1} \text{ s}^{-1}$.

Astfel, relația lui Ekelund exprimă dependența presiunii de factori foarte importanți (f , k , η , u) din care primii trei la rândul lor se determină cu relațiile elaborate pe baza datelor experimentale pentru oțel:

$$f = 1,05 - 0,0005 t,$$

$$\eta = 0,01 (14 - 0,01 t), \text{ N}\cdot\text{s/mm}^2;$$

$$2k = (14 - 0,01 t)(1,4 + c + Mn), \text{ N/mm}^2;$$

în care: f - reprezintă coeficient de frecare;

t - temperatura laminatului, °C;

C - conținutul de carbon în fier, %;

Mn - conținutul de mangan, %.

Coeficientul de frecare f , determinat cu relația de mai sus are aplicabilitate pentru temperaturi de peste 800°C a materialului metalic destinat prelucrării plastice.

Relația prezentată de Ekelund, după cum arată chiar autorul, dă rezultate satisfăcătoare pentru calcule la laminarea benzilor și tablelor din oțel; pentru calibrele ogivale, cu muchii ascuțite, rotunde, precum și ovale sau pătrate, este necesar însă ca în locul lui $h_0 + h_1$, să se considere înălțimile lor medii $h_{0_m} + h_{1_m}$.

Ekelund a reușit să obțină o expresie matematică mult mai cuprinzătoare și precisă de dependență a presiunii de mulți factori, dar cu toate acestea, relația obținută pe cale artificială poate fi utilizată numai pentru laminarea la cald a sortimentelor din oțel moale, corespunzător condițiilor în care au fost determinate datele inițiale.

La o variație neînsemnată a valorii coeficientului de frecare și a raportului grosimii față de diametrul cilindrilor, precizia de calcul cu această relație poate să oscileze în direcția creșterii sau micșorării față de realitate în limitele 5 - 25%, ceea ce se poate explica printr-o valoare exagerată a coeficientului de frecare, amplificând influența vitezei de laminare și a unui rând de alți factori ai procesului de deformare [8].

Relațiile lui Koroleov [4] și Ţelikov [5] în prezent sunt cele mai fundamentate, deoarece pentru deducerea lor au fost utilizate legile actuale ale teoriei plasticității. Aceste relații stabilesc corect dependența presiunii medii de diferiți factori ai procesului de laminare: coeficient de frecare exterioară, reducere, diametrul cilindrilor, grosimea materialului laminat, întinderea anterioară și posterioară.

Relația lui Ţelikov pentru determinarea presiunii medii la laminarea fără întindere, are forma:

$$p_m = k \frac{2(1 - \varepsilon)}{\varepsilon(\delta - 1)} \cdot \frac{h_n}{h_1} \left[\left(\frac{h_n}{h_1} \right)^\delta - 1 \right], \quad (1.2)$$

Înălțimea secțiunii neutre se determină cu relația:

$$\left(\frac{h_n}{h_1} \right)^\delta = \frac{1 + \sqrt{1 + (\delta^2 - 1) \cdot \left(\frac{h_n}{h_1} \right)^\delta}}{\delta + 1} \quad (1.3)$$

în care: $\delta = 2\mu \frac{l}{\Delta h}$.

Pentru a înlesni utilizarea acestor relații se prezintă o rezolvare comună a lor sub forma graficului din figura 1, sub forma dependenței $\frac{P_m}{k}$ funcție de coeficientul δ , la diferite valori ale reducerii. Trebuie menționat că la demonstrarea acestor relații s-a admis că în procesul de deformare între cilindrii, materialul metalic nu se ecrusează ($k = \text{const.}$), de aceea relațiile dau rezultat corect numai prin laminare la cald, când ecrusarea poate fi neglijată.

Pentru laminarea la rece, în relația (1.2) este necesar să se adopte:

$$k = \frac{k_0 + k_1}{2}.$$

Pentru determinarea presiunii medii când laminarea se efectuează cu întindere, interes tehnologic prezintă două relații [4]:

1.

$$P_m = \frac{kh_n}{\delta\Delta h} \left\{ \frac{1}{\delta-1} (\xi_0\delta-1) \left[\left(\frac{h_0}{h_n} \right)^\delta - \left(\frac{h_0}{h_n} \right) \right] + \left(\frac{h_0}{h_n} - 1 \right) + \frac{1}{\delta+1} (\xi_1\delta-1) \left[\left(\frac{h_n}{h_1} \right)^\delta - \frac{h_n}{h_1} \right] - \left(1 - \frac{h_n}{h_1} \right) \right\}, \quad (1.4)$$

în care,

$$\left(\frac{h_n}{h_1} \right)^\delta = \frac{1 + \sqrt{1 + (\xi_0\delta-1)(\xi_1\delta+1) \left(\frac{h_0}{h_1} \right)^\delta}}{\xi_1\delta+1}; \quad (1.5)$$

$$\xi_0 = \frac{k - \sigma_0}{k} \quad \text{și} \quad \xi_1 = \frac{k - \sigma_1}{k}.$$

2.

$$P_m = \frac{\xi_1 k_1}{m} \left[\left(\frac{\xi_0 k_0}{\xi_1 k_1} \right)^{\frac{h_0}{h_0+h_1}} \cdot e^m - \frac{\xi_0 k_0}{\xi_1 k_1} \cdot \frac{h_0}{h_0+h_1} - \frac{h_1}{h_0+h_1} \right], \quad (1.6)$$

în care,

$$m = 2\mu \frac{h_1}{h_0 + h_1}; \quad \xi_0 = \frac{k_0 - \sigma_0}{k_0}; \quad \xi_1 = \frac{k_1 - \sigma_1}{k_1};$$

l , reprezintă lungimea zonei de deformare (proiecția orizontală a arcului de contact).

Atât prima, cât și a doua dintre relații sunt relativ complicate și ilustrează insuficient influența întinderii anterioare și posterioare asupra valorii presiunii medii.

Pe lângă acestea, relația (1.4) nu consideră ecruisarea materialului metalic (pentru demonstrarea ei, s-a adoptat $k = \text{constant}$), iar cu relația (1.6) ecruisarea se consideră cu mare aproximație (pentru demonstrare, s-a adoptat că pe întreaga lungime a zonei de întârziere $k = k_0$ și $h = h_0 = \text{const.}$, iar pe întreaga lungime a zonei de avans $k = k_1$ și $h = h_1 = \text{const.}$).

Aceste considerente, necesită o rezolvare mai precisă a fenomenelor enunțate.

Relațiile analizate sunt deduse din condiția prezenței frecării de alunecare pe întreaga suprafață de contact.

De asemenea, Ţelikov a menționat că presiunea totală pe cilindrii, calculată cu aceste relații se deosebește neînsemnat de presiunea calculată cu considerarea zonei de aderență pe întreaga lungime a zonei de contact.

Considerând că problema zonei de aderență, teoretic este insuficient studiată și în prezent matematic nefundamentată, în continuare se prezintă concluziile analizei relațiilor pentru determinarea presiunilor reale și medii cu considerarea ecruisării fără întindere și cu întindere în prezența alunecării pe întreaga zonă de deformare.

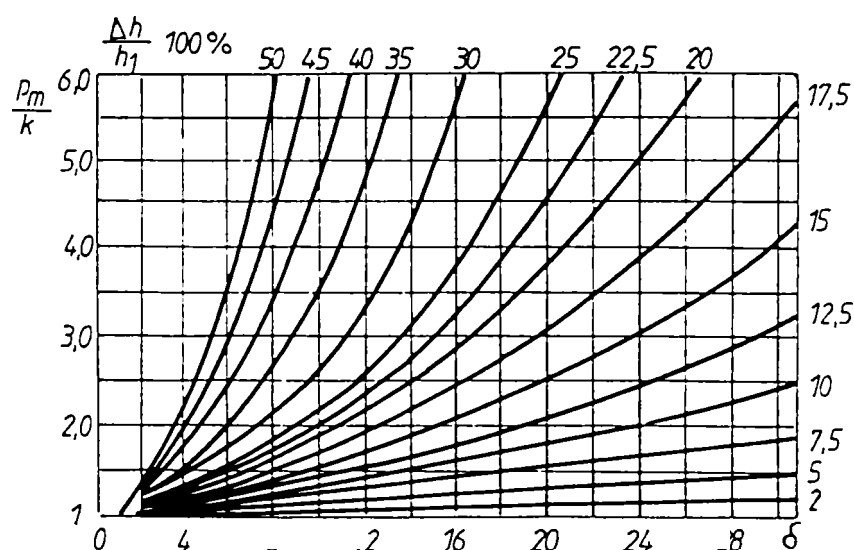


Fig.1.1. Dependența raportului $\frac{P_m}{k}$, funcție de coeficientul δ la diferite valori ale reducerii.

1.2. PRESIUNEA ELEMENTARĂ CU CONSIDERAREA **ECRUISĂRII MATERIALULUI LAMINAT**

Analizăm influența ecruisării materialului metalic la laminare asupra valorii și caracterului de repartizare a presiunilor reale pe arcul de contact cu cilindrii.

Separând în zona de deformare un element infinit mic de grosime dx și lățime egală cu unitatea, la o distanță x față de axa cilindrilor (fig.1.2), stabilim relația de echilibru a elementului separat, proiectând toate forțele care acționează asupra lui pe direcția de laminare (cu considerarea direcției adoptate a axelor de coordonate):

$$\sum_{red} x = \sigma_x h_x - (\sigma_x + d\sigma_x)(h_x + dh_x) + 2p_x \frac{dx}{\cos \alpha_x} \cdot \sin \alpha_x \mp 2p_x \mu \frac{dx}{\cos \alpha_x} \cdot \cos \alpha_x = 0.$$

Neglijând infiniții mici de ordinul doi, rezultă relația de echilibru a elementului:

$$\sigma_x dh_x + h_x d\sigma_x - 2p_x (\operatorname{tg} \alpha_x \mp \mu) dx = 0 \quad (1.7)$$

în care: p_x - reprezintă presiunea radială a cilindrilor pe materialul metalic (sau a materialului pe cilindrii) în orice secțiune x ;

σ_x - tensiunea normală de compresiune în orice secțiune (adoptăm că $\sigma_x = \text{const.}$ pe înălțimea oricărei secțiuni x);

μ - coeficientul de frecare exterioară dintre materialul metalic și cilindrii.

Semnul minus din paranteza ecuației (1.7) se referă la zona de întârziere, iar semnul plus, la zona de avans.

Efectuăm pentru început rezolvarea acestei relații numai pentru zona de întârziere.

Dependența dintre presiunile elementare p_x și tensiunea σ_x se poate stabili utilizând relația plasticității pentru schema plană de deformare, adică presupunând că lățimea materialului metalic care se laminează este mult mai mare comparativ cu grosimea acestuia și deformația pe direcția perpendiculară cu direcția de laminare (lățirea), lipsește.

Ecuația plasticității pentru schema plană de deformare, are forma:

$$\sigma_1 - \sigma_3 \approx 1,15 k_f = k, \quad (1.8)$$

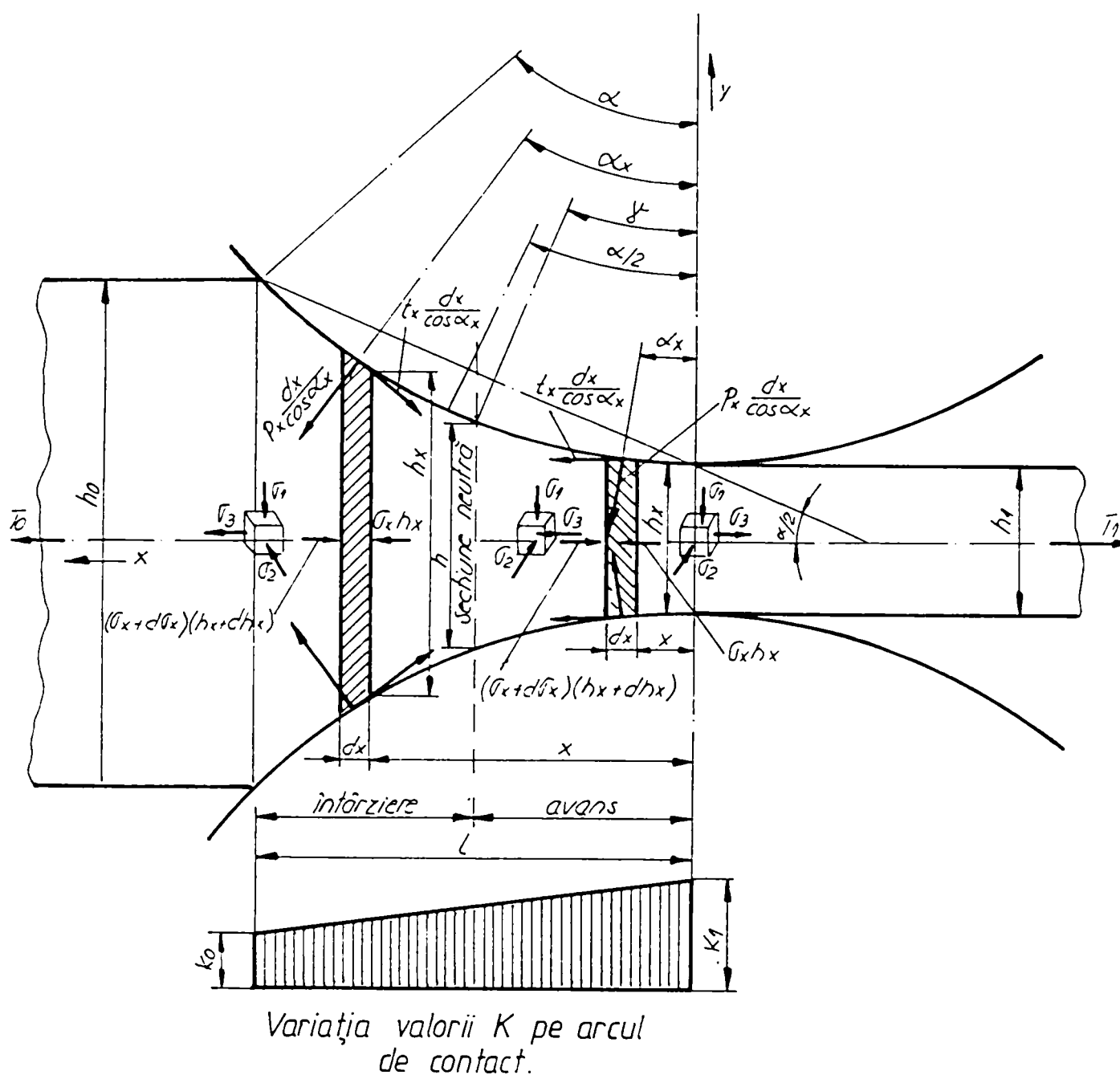


Fig.1.2. Schema de acțiune a forțelor și starea de tensiune a materialului metalic în zona de deformare.

în care: σ_1 și σ_3 - reprezintă tensiunile normale principale maximă și minimă ca valoare (cu considerarea semnului acestora);

k_f - rezistența materialului metalic la deformare plastică în condițiile schemei liniare de deformare (comprimare), egală cu limita de curgere, dacă nu se consideră influența ecrusării și a vitezei de deformație;

$\beta \approx 1,15$ - coeficient, care consideră tensiunea principală medie ca valoare, ce acționează pe direcție transversală (pe direcția lățirii); în condițiile schemei plane de deformare (dacă lățirea lipsește):

$$\beta = \frac{2}{\sqrt{3}} \approx 1,15.$$

Ca tensiuni normale principale în zona de deformare se adoptă tensiunea verticală σ_1 și orizontală σ_3 .

Astfel, rezultă:

$$\sigma_1 = \left(p_x \frac{dx}{\cos \alpha_x} \cdot \cos \alpha_x + \mu p_x \frac{dx}{\cos \alpha_x} \cdot \sin \alpha_x \right) \frac{1}{dx} \approx p_x;$$

$$\sigma_3 = \sigma_x.$$

Admitem că în zona de deformare, proprietățile mecanice ale materialului metalic variază după o lege corespunzătoare liniei drepte, adică conform figurii 1.2.

$$k = f(x) = k_1 - \frac{k_1 - k_0}{l} x = k_0 \left(\psi - \frac{\psi - 1}{l} x \right);$$

atunci ecuația plasticității (1.8), obține forma:

$$p_x (1 + \mu \operatorname{tg} \alpha_x) - \sigma_x = k_0 \left(\psi - \frac{\psi - 1}{l} x \right) \quad (1.9)$$

în care $\psi = \frac{k_1}{k_0}$, reprezintă coeficientul de ecruisare a materialului metalic la laminare în trecerea respectivă. Din figura 1.2, rezultă că lungimea zonei de deformare, va fi:

$$l = \frac{h_0 - h_1}{2 \operatorname{tg} \alpha_x} = \frac{\Delta h}{2 \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}}$$

Dacă se egalează arcul de contact cu coarda, ceea ce se admite în cazul unghiurilor de prindere mici și practic se admite în calculele tehnologice, atunci se adoptă că unghiul α_x pentru întregul arc de contact va fi constant și egal cu $\frac{\alpha}{2}$.

Deci, rezultă că:

$$x = \frac{h_x - h_1}{2 \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}} \approx \frac{h_x - h_1}{2 \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}} \quad \text{și} \quad dx = \frac{dh_x}{2 \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}}.$$

Utilizând ecuația de plasticitate (1.9) și neglijând produsul $\mu \cdot \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}$, se obține:

$$p_x = k_0 \left[\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} (h_x - h_1) \right] + \sigma_x \quad (1.10)$$

Relația (1.7) de echilibru a elementului separat în zona de deformare cu grosimea d va avea forma:

$$\sigma_x dh_x + h_x d\sigma_x + (\delta - 1) \left\{ \sigma_x + K_0 \left[\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} (h_x - h_1) \right] \right\} dh_x = 0, \quad (1.1)$$

în care s-a notat:

$$\delta = \frac{\mu}{\operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}} \approx 2 \frac{\mu}{\alpha}.$$

Împărțind toți termenii ecuației (1.11) cu $h_x dh_x$, se obține o ecuație diferențială linia de ordinul întâi:

$$\frac{d\sigma_x}{dh_x} + \frac{\delta}{h_x} \sigma_x + K_0 (\delta - 1) \left[\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} (h_x - h_1) \right] \cdot \frac{1}{h_x} = 0 \quad (1.1)$$

ce se rezumă la forma:

$$\frac{dy}{dx} + F_{(x)}y + Q_{(x)} = 0.$$

Rezolvarea acestei ecuații, este:

$$y = e^{-\int F_{(x)} dx} \left[c - \int Q_{(x)} e^{+\int F_{(x)} dx} dx \right].$$

În cazul dat $y = \sigma_x$; $x = h_x$; $F_{(x)} = \frac{\delta}{h_x}$;

$$Q_{(x)} = k_0 (\delta - 1) \left[\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} (h_x - h_1) \right] \cdot \frac{1}{h_x}.$$

Efectuând înlocuirile, se obține următoarea rezolvare a ecuației diferențiale (1.12):

$$\sigma_x = e^{-\int \frac{\delta}{h_x} dh_x} \left\{ C - \int k_0 \frac{\delta - 1}{h_x} \left[\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} (h_x - h_1) \right] e^{+\int \frac{\delta}{h_x} dh_x} dh_x \right\}. \quad (1.1)$$

Rezolvarea integralelor duce la expresiile:

1.

$$\int \frac{\delta}{h_x} dh_x = \delta \ln h_x; \quad e^{\delta \ln h_x} = h_x^\delta;$$

2.

$$\int k_0 \frac{\delta-1}{h_x} \left[\psi - \frac{\psi-1}{\Delta h} (h_x - h_1) \right] e^{\delta \ln h_x} dh_x =$$

$$= k_0 (\delta-1) \left[\left(\psi + \frac{\psi-1}{\Delta h} h_1 \right) \frac{h_x^\delta}{\delta} - \frac{\psi-1}{\Delta h} \cdot \frac{h_x^{\delta+1}}{\delta+1} \right].$$

Introducând valoarea integralelor în formula (1.13), rezultă:

$$\sigma_x = \frac{C}{h_x^\delta} - k_0 (\delta-1) \left[\left(\psi + \frac{\psi-1}{\Delta h} h_1 \right) \frac{1}{\delta} - \frac{\psi-1}{\Delta h} \cdot \frac{h_x}{\delta+1} \right].$$

Constanta de integrare C poate fi determinată din condițiile inițiale: în secțiunea de intrare a materialului între cilindrii:

$$p_x = p_0; \quad h_x = h_0;$$

$\sigma_x = -\sigma_0$ (întindere posterioară σ_0 , de aceea semnul acesteia va fi invers celui adoptat inițial pentru tensiunea de comprimare σ_x din zona de deformare).

Atunci, rezultă:

$$C = \left\{ k_0 (\delta-1) \left[\left(\psi + \frac{\psi-1}{\Delta h} h_1 \right) \frac{1}{\delta} - \frac{\psi-1}{\Delta h} \cdot \frac{h_0}{\delta+1} \right] - \sigma_0 \right\} h_0^\delta;$$

$$\sigma_x = k_0 \left(\frac{\delta-1}{\delta} \right) \left\{ \left[\psi - \frac{\psi-1}{\Delta h} \left(\frac{\delta}{\delta+1} h_0 - h_1 \right) \right] \cdot \left(\frac{h_0}{h_x} \right)^\delta \right\} -$$

$$- \left[\left(\psi + \frac{\psi-1}{\Delta h} h_1 \right) - \frac{\psi-1}{\Delta h} \cdot \frac{\delta}{\delta+1} h_x \right] \right\} - \sigma_0 \left(\frac{h_0}{h_x} \right)^\delta. \quad (1.14)$$

Deoarece în cazul dat interesează nu tensiunea normală de comprimare a materialului metalic în diferite secțiuni ale zonei de deformare, ci presiunea exercitată de cilindrii (sau de metal pe cilindrii), atunci conform relației (1.10), se obține:

$$p_x = k_0 \left[\psi - \frac{\psi-1}{\Delta h} (h_x - h_1) \right] + \left\{ k_0 \frac{\delta-1}{\delta} \left[\psi - \frac{\psi-1}{\Delta h} \times \right. \right.$$

$$\left. \times \left(\frac{\delta}{\delta+1} h_0 - h_1 \right) \right] - \sigma_0 \right\} \frac{h_0^\delta}{h_x^\delta} - k_0 \frac{\delta-1}{\delta} \left[\left(\psi + \frac{\psi-1}{\Delta h} h_1 \right) - \frac{\psi-1}{\Delta h} \cdot \frac{\delta}{\delta+1} h_x \right]$$

După simplificare, relația pentru determinarea presiunii în zona de întârziere cu considerarea ecruisării materialului metalic laminat, obține forma:

$$p_x = k_0 \frac{\delta - 1}{\delta} \left\{ \left[\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} \left(\frac{\delta}{\delta + 1} h_0 - h_1 \right) \right] \left(\frac{h_0}{h_x} \right)^\delta + \right. \\ \left. + \frac{1}{\delta - 1} \left[\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} \left(\frac{2\delta}{\delta + 1} h_x - h_1 \right) \right] \right\} - \sigma_0 \left(\frac{h_0}{h_x} \right)^\delta. \quad (1.15)$$

Rezolvarea relației (1.7) pentru zona de avans se va efectua în mod analog:

$$\sigma_x dh_x + h_x d\sigma_x - (\delta + 1) k_0 \left\{ \left[\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} (h_x - h_1) \right] + \sigma_x \right\} dh_x = 0 \quad (1.16)$$

și se obține ecuația diferențială:

$$\frac{d\sigma_x}{dh_x} - \frac{\delta}{h_x} \sigma_x - k_0 (\delta + 1) \left[\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} (h_x - h_1) \right] \frac{1}{h_x} = 0 \quad (1.17)$$

care are următoarea rezolvare:

$$\sigma_x = e^{+\int \frac{\delta}{h_x} dh_x} \left\{ C - \int k_0 \frac{\delta + 1}{h_x} \left[\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} (h_x - h_1) \right] e^{-\int \frac{\delta}{h_x} dh_x} dh_x \right\}. \quad (1.18)$$

Constanta de integrare C, se determină din condițiile limită: în secțiunea de ieșire a laminatului dintre cilindrii $h_x = h_1$ și $\sigma_x = -\sigma_1$ (întindere, cu semn invers semnelui σ_x din zona de deformare).

După integrare, se obține:

$$\sigma_x = k_0 \frac{\delta + 1}{\delta} \left\{ \left(\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} \cdot \frac{h_1}{\delta - 1} \right) \cdot \left(\frac{h_x}{h_1} \right)^\delta - \right. \\ \left. - \left[\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} \left(\frac{\delta}{\delta - 1} h_x - h_1 \right) \right] \right\} - \sigma_1 \left(\frac{h_x}{h_1} \right)^\delta. \quad (1.19)$$

Conform relației (1.10), rezultă pentru presiunile elementare din orice secțiune a zonei de avans cu considerarea ecruisării materialului metalic, relația:

$$p_x = k_0 \frac{\delta + 1}{\delta} \left\{ \left(\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} \cdot \frac{h_1}{\delta - 1} \right) \cdot \left(\frac{h_x}{h_1} \right)^\delta - \right. \\ \left. - \frac{1}{\delta + 1} \left[\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} \left(\frac{2\delta}{\delta - 1} h_x - h_1 \right) \right] \right\} - \sigma_1 \left(\frac{h_x}{h_1} \right)^\delta. \quad (1.20)$$

Primii coeficienți din paranteze în relațiile (1.15) și (1.20) pot fi de asemenea prezentați sub forma;

$$\left[\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} \left(\frac{\delta}{\delta + 1} h_0 - h_1 \right) \right] = \left[1 + \frac{\psi - 1}{\varepsilon(\delta + 1)} \right];$$

$$\left(\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} \cdot \frac{h_1}{\delta - 1} \right) = \left(\psi - \frac{\psi - 1}{\delta - 1} \cdot \frac{1 - \varepsilon}{\varepsilon} \right).$$

Atunci, relațiile (1.15) și (1.20), devin:

a) pentru zona de întârziere:

$$p_x = k_0 \frac{\delta - 1}{\delta} \left\{ \left[1 + \frac{\psi - 1}{\varepsilon(\delta + 1)} \right] \cdot \left(\frac{h_0}{h_x} \right)^\delta + \right. \\ \left. + \frac{1}{\delta - 1} \left[\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} \left(\frac{2\delta}{\delta + 1} h_x - h_1 \right) \right] \right\} - \sigma_0 \left(\frac{h_0}{h_x} \right)^\delta; \quad (1.21)$$

b) pentru zona de avans:

$$p_x = k_0 \frac{\delta + 1}{\delta} \left\{ \left(\psi - \frac{\psi - 1}{\delta - 1} \cdot \frac{1 - \varepsilon}{\varepsilon} \right) \cdot \left(\frac{h_x}{h_1} \right)^\delta - \right. \\ \left. - \frac{1}{\delta + 1} \left[\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} \left(\frac{2\delta}{\delta - 1} h_x - h_1 \right) \right] \right\} - \sigma_1 \left(\frac{h_x}{h_1} \right)^\delta. \quad (1.22)$$

Relațiile (1.21) și (1.22) caracterizează variația presiunii pe arcul de contact dintre materialul metalic și cilindrii în zonele de întârziere și avans, cu considerarea modificării proprietăților mecanice în procesul de laminare (adică cu considerarea ecruisării în prezența întinderii anterioare și posterioare). Din aceste relații se observă cu claritate că aplicarea în material a întinderii, atât anterioare, cât și posterioare, duce la micșorarea presiunii de laminare.

Dacă nu se consideră durificarea (ecruisarea), adică se admite că $k_0 = k_1 = k = \text{const.}$

și $\psi = \frac{k_1}{k_0} = 1$, se obțin relațiile:

a) pentru zona de întârziere:

$$p_x = \frac{k}{\delta} \left[(\delta - 1) \left(\frac{h_0}{h_x} \right)^\delta + 1 \right] - \sigma_0 \left(\frac{h_0}{h_x} \right)^\delta ; \quad (1.23)$$

b) pentru zona de avans:

$$p_x = \frac{k}{\delta} \left[(\delta + 1) \left(\frac{h_x}{h_1} \right)^\delta - 1 \right] - \sigma_1 \left(\frac{h_x}{h_1} \right)^\delta , \quad (1.24)$$

ce reprezintă într-o formă oarecum schimbată relațiile lui Țelikov [5]. Ultimele au forma:

a) pentru zona de întârziere:

$$p_x = \frac{k}{\delta} \left[(\xi_0 \delta - 1) \left(\frac{h_0}{h_x} \right)^\delta + 1 \right]; \quad (1.25)$$

b) pentru zona de avans:

$$p_x = \frac{k}{\delta} \left[(\xi_1 \delta + 1) \left(\frac{h_x}{h_1} \right)^\delta - 1 \right], \quad (1.26)$$

în care s-a notat:

$$\xi_0 = 1 - \frac{\sigma_0}{k} \quad \text{și} \quad \xi_1 = 1 - \frac{\sigma_1}{k} .$$

Diagramele de repartizare a presiunii pe arcul de contact în funcție de reducere, coeficientul de frecare exterioară, diametrul cilindrilor, precum și întinderea anterioară și posterioară, sunt caracterizate de relațiile (1.25) și (1.26) prezentate de Țelikov [5].

Meritul relațiilor (1.25) și (1.26) precum și a diagramelor din figura 1.3 și 1.4 prezentate de Țelikov și Koroleov, constau în aceea că ilustrează cu claritate influența diferiților factori tehnologici ai procesului de laminare asupra modului de repartizare a presiunii pe arcul de contact.

Din analiza diagramelor prezentate în figura 1.3 rezultă că durificarea materialului metalic ridică substanțial valoarea presiunii elementare (deci și totale) la laminare; prin aceasta secțiunea neutră se deplasează înspre planul de ieșire a materialului dintre cilindrii.

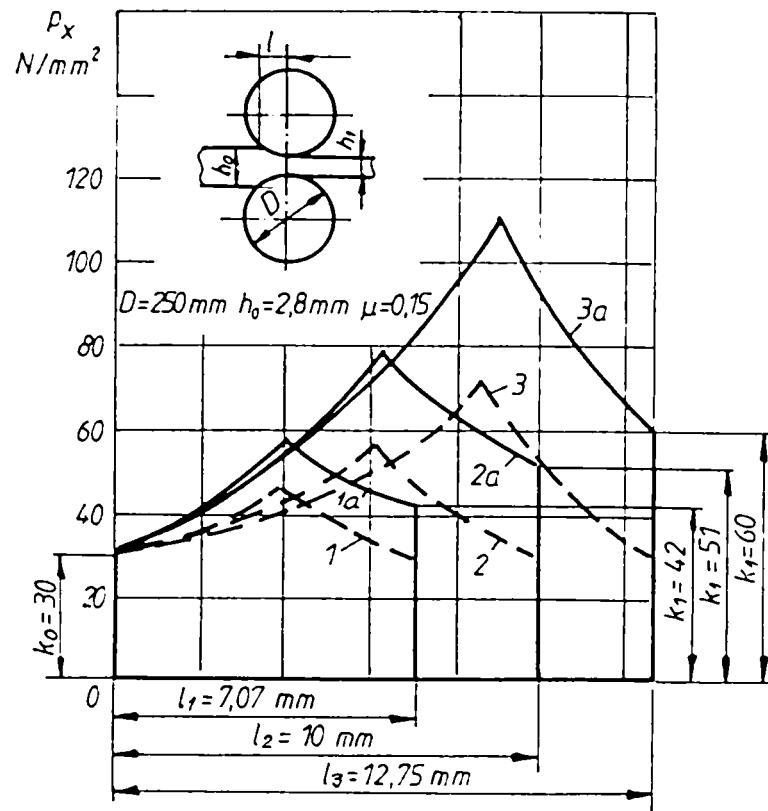


Fig.1.3. Compararea diagramelor de repartizare a presiunii pe arcul de contact la laminarea unor benzi din oțel fără aplicarea întinderii (cu considerarea și fără considerarea ecruisării).
 1, 2, 3 - ecruisare; $\psi = 0$; 1a - $\psi = 1,4$; reducere $\varepsilon = 14,3\%$; 2a - $\psi = 1,7$; reducere $\varepsilon = 28,6\%$; 3a - $\psi = 2,0$; reducere $\varepsilon = 46,4\%$.

Analizând diagramele prezentate în figura 1.4, rezultă că utilizând întinderea anterioară și posterioară în banda laminată, presiunea normală elementară se reduce considerabil (curbele 1, 2, 3 și 1a, 2a, 3a), dar acțiune maximă asupra reducerii presiunii exercită întinderea posterioară, deoarece domeniul ei de influență este mai mare comparativ cu întinderea anterioară (secțiunea neutră este deplasată înspre ieșire față de jumătatea arcului de contact).

Trebuie de asemenea menționat că, curbele trasate cu considerarea ecruisării (1,2 și 3) urcă presiunea la valori mult mai ridicate, decât cele fără considerarea influenței ecruisării (1b, 2b, 3b).

Astfel, rezultă concluzia necesității de a lua în considerare ecruisarea la determinarea presiunii elementare și totale de laminare, când influența acestui fenomen duce la creșterea parametrilor de forță cu valori de până la 30 - 50%.

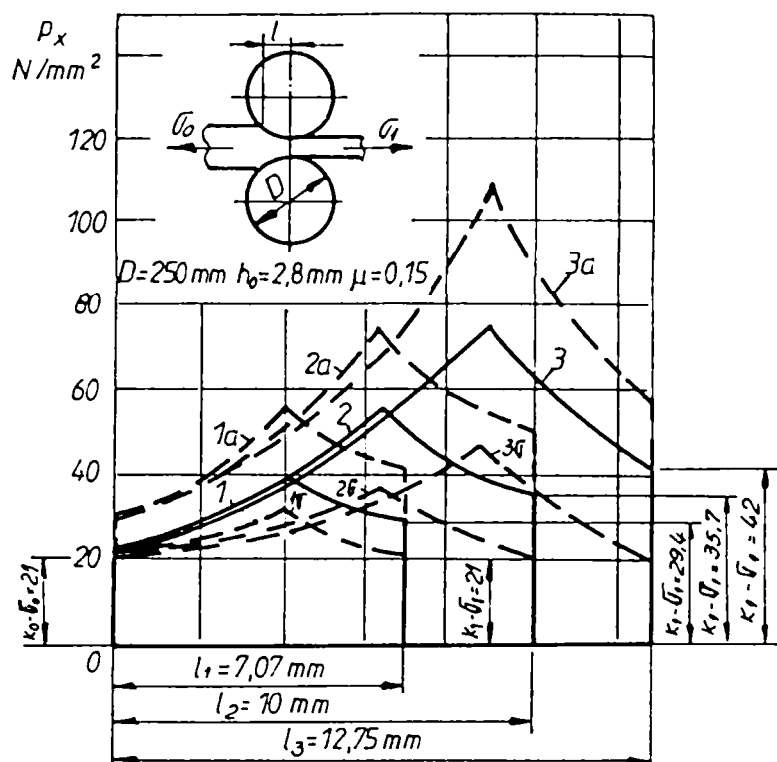


Fig.1.4. Compararea diagramelor de repartizare a presiunii pe arcul de contact la laminarea unor benzi din oțel cu aplicarea întinderii și fără (cu considerarea ecrusării și fără).
 1 - întinderea $\sigma_0 = 0,3k_0$; $\sigma_1 = 0,3k_1$; ecrusare $\psi = 1,4$; 2- $\sigma_0 = 0,3k_0$; $\sigma_1 = 0,3k_1$; ecrusare $\psi = 1,7$; 3 - $\sigma_0 = 0,3k_0$; $\sigma_1 = 0,3k_1$; ecrusare $\psi = 2,0$;
 1a, 2a, 3a - fără întindere, ecrusare $\psi = 1,4$; 1,7; 2,0 corespunzător;
 1b, 2b, 3b - ecrusare $\psi = 0$; întinderea $\sigma_0 = 0,3k_0$; $\sigma_1 = 0,3k_1$;
 Reducerea pentru curbele 1,2 și 3 este egală cu $\varepsilon = 14,3$; 28,5 și 45,4%.

1.3. COMPONENTA VERTICALĂ A PRESIUNII

TOTALE DE LAMINARE

Cunoscând legea analitică de variație pe lungimea arcului de contact a presiunilor elementare radiale și a forțelor tangențiale elementare de frecare, se poate determina componenta verticală a presiunii totale prin proiectarea la verticală a presiunilor radiale și tangențiale și integrarea lor pe arcul de contact și lățimea laminatului.

Pentru procesul longitudinal simetric, componenta verticală este egală cu presiunea totală dezvoltată de materialul metalic pe cilindrii la laminare; în cazul laminării cu întindere (fig.1.5 și 1.6) sau în alte cazuri, când rezultanta presiunii totale nu este îndreptată vertical, aceasta poate fi ușor determinată dacă se cunoaște componenta sa verticală, sau cu oarecare aproximație egală acesteia.

Componenta verticală a rezultantei presiunii totale cu o oarecare aproximație poate fi caracterizată prin suprafața diagramei de repartizare a presiunilor radiale elementare pe arcul de contact.

În figurile 1.5 și 1.6 se prezintă diagramele presiunilor elementare, trasate pentru cazul laminării în prezența alunecării dintre materialul metalic și cilindrii și pentru cazul laminării în prezența zonei de aderență.

Din comparația acestor diagrame, este evident că suprafața lor se deosebește neînsemnat una de cealaltă. Astfel, se poate concluziona că presiunea totală calculată cu considerarea condițiilor de prezență a alunecării, se deosebește puțin de cea calculată în condițiile de existență a zonei de aderență.

Deoarece curbele de repartizare a presiunii elementare pe arcul de contact în prezența alunecării se determină cu relațiile matematice relativ simple (1.21) și (1.22) sau (1.23) și (1.24), atunci găsirea rezultantei presiunii materialului metalic pe cilindrii pentru acest caz nu implică dificultăți ca în cazul existenței zonei de aderență pentru care repartizarea presiunii elementare încă nu cunoaște o expresie matematică finală.

În continuare, se deduc relațiile pentru determinarea componentei verticale a presiunii totale de laminare, cu considerarea existenței alunecării pe întreaga suprafață de contact.

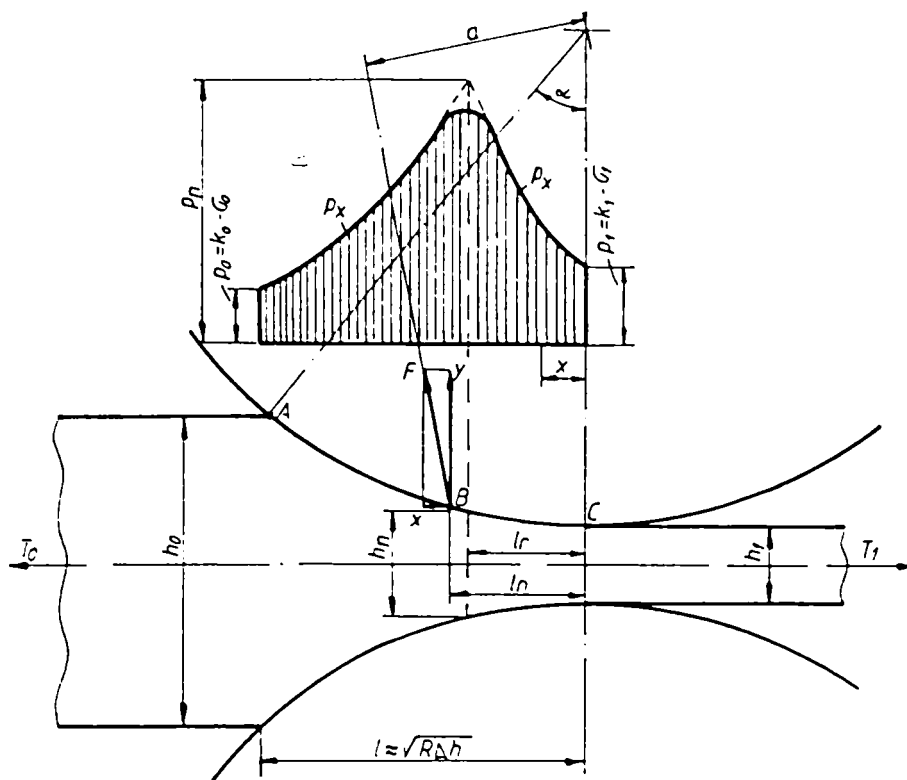


Fig.1.5. Direcția rezultantei presiunii materialului metalic pe cilindri și diagrama de repartiție a presiunii elementare. Întinderea anterioară este mai mică decât cea posterioară ($T_1 < T_0$).

Proiectând la axa verticală presiunile normale (radiale) și forțele tangențiale de frecare care acționează pe elementul dx din zona de deformare, rezultă conform figurilor 1.2 și 1.5, dacă ($\alpha_x = \frac{\alpha}{2}$):

$$Y = \left\{ \int_0^l p_x \frac{dx}{\cos \alpha_x} \cos \alpha_x \pm \int_0^l \mu p_x \frac{dx}{\cos \alpha_x} \sin \alpha_x \right\} =$$

$$= b \left(1 \pm \mu g \frac{\alpha}{2} \right) \int_0^l p_x dx$$
(1.27)

În care b - reprezintă lățimea medie a materialului metalic care se laminează;

μ - coeficientul de frecare prin alunecare pe suprafața de contact.

În paranteze, semnul plus se referă la zona de întârziere, iar semnul minus - la zona de avans.

În zonele de întârziere și avans, presiunea elementară la laminarea cu întindere și considerarea fenomenului de ecruisare a materialului metalic în zona de deformare, se exprimă cu relațiile (1.21) și (1.22).

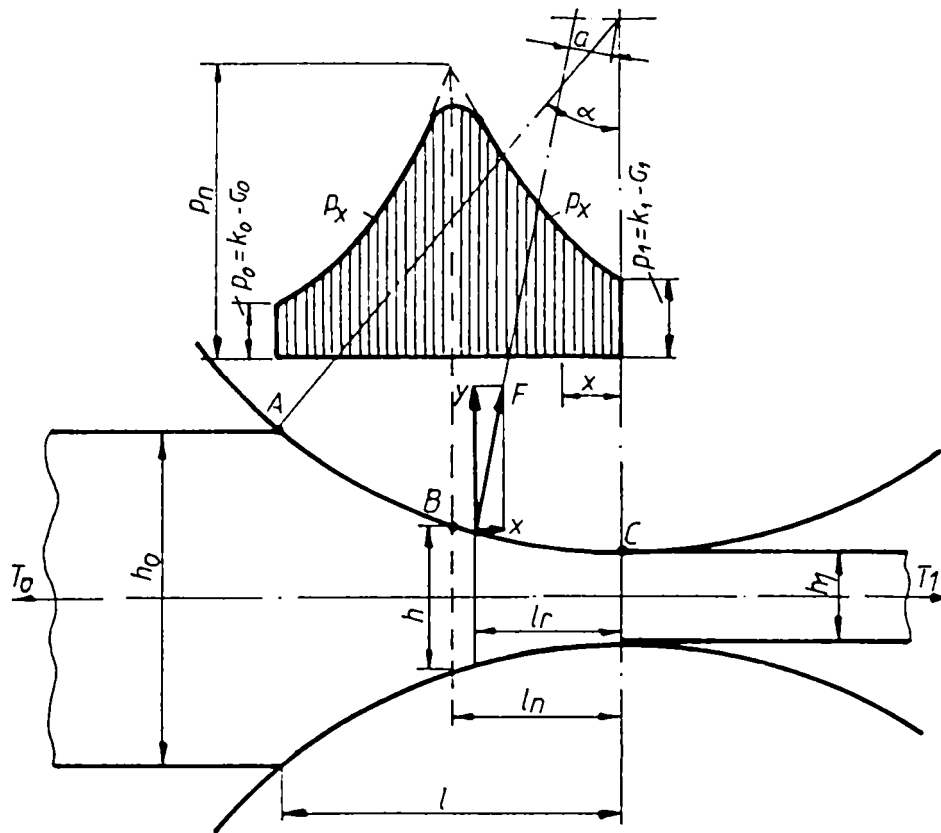


Fig.1.6. Direcția rezultantei presiunii materialului metalic pe cilindri și diagrama de repartizare a presiunii elementare. Întinderea posterioară este mai mică decât cea anterioară ($T_0 < T_1$).

Introducând valoarea p_x conform relațiilor (1.21) și (1.22) și înlocuind pe dx prin $\frac{dh_x}{2 \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}}$, rezultă:

$$\begin{aligned}
 Y = & b \frac{1 + \mu \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}}{2 \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}} k_0 \frac{\delta - 1}{\delta} \int_{h_n}^{h_0} \left\{ \left(1 + \frac{\psi - 1}{\varepsilon(\delta + 1)} - \frac{\sigma_0}{h_0} \cdot \frac{\delta}{\delta - 1} \right) \cdot \left(\frac{h_0}{h_x} \right)^\delta + \right. \\
 & \left. + \frac{1}{\delta - 1} \left[\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} \left(\frac{2\delta}{\delta + 1} h_x - h_1 \right) \right] \right\} dh_x + \\
 & + b \frac{1 + \mu \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}}{2 \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}} k_0 \frac{\delta + 1}{\delta} \int_{h_1}^{h_n} \left\{ \left(\psi - \frac{\psi - 1}{\delta - 1} \cdot \frac{1 - \varepsilon}{\varepsilon} - \frac{\sigma_1}{h_0} \cdot \frac{\delta}{\delta + 1} \right) \cdot \left(\frac{h_x}{h_1} \right)^\delta - \right. \\
 & \left. - \frac{1}{\delta + 1} \left[\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} \left(\frac{2\delta}{\delta - 1} h_x - h_1 \right) \right] \right\} dh_x
 \end{aligned} \tag{1.28}$$

Limitele de integrare pentru zonele de întârziere se adoptă de la h_x la h_0 , iar pentru zona de avans de la h_1 la h_n , în care h_n reprezintă înălțimea zonei neutre.

Neglijând valoarea $\pm \mu g \frac{\alpha}{2}$, după rezolvarea integralelor, se obține:

$$\begin{aligned}
 Y = & \frac{bh_n}{2\mu} k_0 \left\{ \left(1 + \frac{\psi - 1}{\varepsilon(\delta + 1)} - \frac{\sigma_0}{k_0} \cdot \frac{\delta}{\delta - 1} \right) \cdot \left[\left(\frac{h_0}{h_n} \right)^\delta - \frac{h_0}{h_n} \right] + \right. \\
 & + \left(\psi - \frac{\psi - 1}{\delta - 1} \cdot \frac{1 - \varepsilon}{\varepsilon} - \frac{\sigma_1}{k_0} \cdot \frac{\delta}{\delta + 1} \right) \left[\left(\frac{h_n}{h_1} \right)^\delta - \frac{h_1}{h_n} \right] + \frac{h_0 - h_n}{h_n} \left[\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} \times \right. \\
 & \left. \left. \times \left[\frac{\delta}{\delta + 1} (h_0 + h_n) - h_1 \right] \right] - \frac{h_n - h_1}{h_n} \left[\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} \left[\frac{\delta}{\delta - 1} (h_n + h_1) - h_1 \right] \right] \right\}. \quad (1.29)
 \end{aligned}$$

După cum rezultă din analiza acestei relații, diferența dintre ultimii doi termeni este neînsemnată în comparație cu primii termeni, și atunci poate fi neglijată. Numai că în scopul aprecierii acestei valori efectuăm transformarea, admitând că $h_n = \frac{h_0 - h_1}{2}$ și $(1 - \varepsilon)^{\frac{1}{2}} \approx 1 - \frac{\varepsilon}{2}$, ceea ce se poate admite în totalitate pentru cazul analizat.

După transformare, diferența ultimilor doi termeni va fi:

$$(\psi - 1) \frac{4\delta}{(\delta^2 - 1)(2 - \varepsilon)} \left[1 - \frac{\delta + 2}{4} \varepsilon \right].$$

Pentru simplificarea primilor termeni care conțin raportul $\frac{h_0}{h_n}$ sau $\frac{h_n}{h_1}$, adoptăm că înălțimea secțiunii neutre h_n este egală cu înălțimea medie geometrică dintre h_0 și h_1 , adică:

$$h_n = \sqrt{h_0 \cdot h_1} = h_1 (1 - \varepsilon)^{-\frac{1}{2}};$$

$$\frac{h_0}{h_n} = \frac{h_n}{h_1} = \sqrt{\frac{h_0}{h_1}} = \left(\frac{1}{1 - \varepsilon} \right)^{\frac{1}{2}}.$$

O asemenea ipoteză dă eroare mai mică decât prin egalarea înălțimii secțiunii neutre cu media aritmetică a valorilor h_0 și h_1 , adică: $h_n = \frac{h_0 + h_1}{2} = h_1 \frac{2 - \varepsilon}{2(1 - \varepsilon)}$, ce ușor se poate demonstra prin analiza acestor formule.

Atunci, se obține:

$$\left[\left(\frac{h_0}{h_n} \right)^\delta - \frac{h_0}{h_n} \right] = \frac{h_0}{h_n} \left[\left(\frac{1}{1-\varepsilon} \right)^{\frac{\delta-1}{2}} - 1 \right];$$

$$\left[\left(\frac{h_n}{h_1} \right)^\delta - \frac{h_1}{h_n} \right] = \frac{h_0}{h_1} \left[\left(\frac{1}{1-\varepsilon} \right)^{\frac{\delta-1}{2}} - (1-\varepsilon) \right].$$

După înlocuire, relația (1.29) va avea forma:

$$\begin{aligned} Y = & \frac{bh_0}{2\mu} k_0 \left\{ \left(1 + \frac{\psi-1}{\varepsilon(\delta+1)} - \frac{\sigma_0}{k_0} \cdot \frac{\delta}{\delta-1} \right) \cdot \left[\left(\frac{1}{1-\varepsilon} \right)^{\frac{\delta-1}{2}} - 1 \right] \frac{h_0}{h_n} + \right. \\ & + \left(\psi - \frac{\psi-1}{\delta-1} \cdot \frac{1-\varepsilon}{\varepsilon} - \frac{\sigma_1}{k_0} \cdot \frac{\delta}{\delta+1} \right) \left[\left(\frac{1}{1-\varepsilon} \right)^{\frac{\delta-1}{2}} - (1-\varepsilon) \right] \frac{h_0}{h_n} + \\ & \left. + (\psi-1) \frac{4\delta}{(\delta^2-1)(2-\varepsilon)} \cdot \left(1 - \frac{\delta+2}{4} \varepsilon \right) \right\}. \end{aligned}$$

Dispensându-ne de raportul $\frac{h_0}{h_n}$ din primii termeni, se obține:

$$\begin{aligned} Y = & \frac{bh_0}{2\mu} k_0 \left\{ \left(1 + \frac{\psi-1}{\varepsilon(\delta+1)} - \frac{\sigma_0}{k_0} \cdot \frac{\delta}{\delta-1} \right) \cdot \left[\left(\frac{1}{1-\varepsilon} \right)^{\frac{\delta-1}{2}} - 1 \right] + \right. \\ & + \left(\psi - \frac{\psi-1}{\delta-1} \cdot \frac{1-\varepsilon}{\varepsilon} - \frac{\sigma_1}{k_0} \cdot \frac{\delta}{\delta+1} \right) \left[\left(\frac{1}{1-\varepsilon} \right)^{\frac{\delta-1}{2}} - (1-\varepsilon) \right] + \\ & \left. + (\psi-1) \frac{2\delta}{\delta^2-1} \cdot \left(1 - \frac{\delta+2}{4} \varepsilon \right) \right\}. \end{aligned} \quad (1.30)$$

Cu această relație se determină cu suficientă exactitate presiunea totală de laminare dintre metal și cilindrii la laminarea cu întindere anterioară și posterioară și cu considerarea ecruisării materialului metalic în zona de deformare.

Pentru găsirea unei forme mai simple de utilizare, se introduc următoarele notații:

$$\psi_0 = \left(1 + \frac{\psi-1}{\varepsilon(\delta+1)} \right) \quad (1.31)$$

ψ_0 , reprezintă coeficient pentru zona de întârziere, care depinde de gradul de ecrusare al materialului metalic; dacă ecrusarea lipsește, adică:

$$\psi = \frac{k_1}{k_0} = 1, \quad \psi_0 = 1;$$

$$\psi_1 = \left(\psi - \frac{\psi - 1}{\delta - 1} \cdot \frac{1 - \varepsilon}{\varepsilon} \right) \quad (1.32)$$

ψ_1 , reprezintă coeficient pentru zona de avans, care depinde de gradul de ecrusare al materialului metalic; dacă $\psi = 1$, atunci $\psi_1 = 1$;

$$\psi_{01} = (\psi - 1) \frac{2\delta}{\delta^2 - 1} \left(1 - \frac{\delta + 2}{4} \varepsilon \right) \quad (1.33)$$

ψ_{01} , reprezintă coeficient pentru zonele de întârziere, care depinde de gradul de ecrusare al materialului metalic; dacă $\psi = 1$, atunci $\psi_{01} = 0$.

Relația (1.30) va avea următoarea formă:

$$Y = k_0 \frac{bh_0}{2\mu} \left\{ \left(\psi_0 - \frac{\sigma_0}{k_0} \cdot \frac{\delta}{\delta - 1} \right) \cdot \left[\left(\frac{1}{1 - \varepsilon} \right)^{\frac{\delta - 1}{2}} - 1 \right] + \right.$$

$$\left. + \left(\psi_1 - \frac{\sigma_1}{k_0} \cdot \frac{\delta}{\delta + 1} \right) \left[\left(\frac{1}{1 - \varepsilon} \right)^{\frac{\delta - 1}{2}} - (1 - \varepsilon) \right] + \psi_{01} \right\}. \quad (1.34)$$

sau

$$Y = k_0 \frac{bh_0}{2\mu} \left\{ \left(\psi_0 - \xi_0 \frac{\delta}{\delta - 1} \right) \cdot \left[\left(\frac{1}{1 - \varepsilon} \right)^{\frac{\delta - 1}{2}} - 1 \right] + \right.$$

$$\left. + \left(\psi_1 - \xi_1' \frac{\delta}{\delta + 1} \right) \left[\left(\frac{1}{1 - \varepsilon} \right)^{\frac{\delta - 1}{2}} - (1 - \varepsilon) \right] + \psi_{01} \right\}. \quad (1.35)$$

unde s-a notat:

$$\xi_0 = \frac{\sigma_0}{k_0}; \quad \xi_1' = \frac{\sigma_1}{k_0} = \psi \frac{\sigma_1}{k_1} = \psi \cdot \xi_1.$$

În penultimul termen din paranteze, pentru reduceri nu prea mari se poate adopta $(1 - \varepsilon) \approx 1$. Atunci relațiile (1.34) și (1.35) vor obține o formă și mai simplă:

$$Y = k_0 \frac{bh_0}{2\mu} \left\{ \left[\psi_0 - \psi_1 - \left(\frac{\sigma_0}{k_0} \cdot \frac{\delta}{\delta-1} + \frac{\sigma_1}{k_0} \cdot \frac{\delta}{\delta+1} \right) \right] \cdot \left[\left(\frac{1}{1-\varepsilon} \right)^{\frac{\delta-1}{2}} - 1 \right] + \psi_{01} \right\}. \quad (1.36)$$

sau

$$Y = k_0 \frac{bh_0}{2\mu} \left\{ \left[\psi_0 + \psi_1 - \left(\xi_0 \frac{\delta}{\delta-1} + \xi_1' \frac{\delta}{\delta+1} \right) \right] \cdot \left[\left(\frac{1}{1-\varepsilon} \right)^{\frac{\delta-1}{2}} - 1 \right] + \psi_{01} \right\}. \quad (1.37)$$

Relațiile (1.34) și (1.36), reprezintă relații generale de determinare a presiunii totale pentru toate cazurile de laminare longitudinală a profilelor simple (aproape de secțiunea dreptunghiulară), deoarece acestea iau în considerare:

- ecruisarea materialului metalic la laminare (coeficienții ψ_0 , ψ_1 și ψ_{01});
- întinderea anterioară și posterioară (σ_0 și σ_1 sau rapoartele $\frac{\sigma_0}{k_0} = \xi_0$) și

$$\frac{\sigma_1}{k_0} = \frac{\sigma_1}{k_m} \psi = \xi_1'.$$

Pe lângă acestea, relațiile (1.34) și (1.36), exprimă vizibil dependența presiunii de laminare față de dimensiunile materialului supus prelucrării (b și h_0), de proprietățile mecanice ale acestuia (limita de curgere, deoarece $k_0 \approx 1,15\sigma_c$) de reducere, coeficientul de frecare exterioară și diametrul cilindrilor (deoarece $\delta = 2\mu \sqrt{\frac{R}{\Delta h}}$), precum și de raportul diametrului cilindrilor față de grosimea materialului metalic care se laminează (deoarece $\delta = 2\mu \sqrt{\frac{1-\varepsilon}{\varepsilon}} \sqrt{\frac{R}{\Delta h}}$).

Meritul relației (1.36) constă de asemenea în aceea că ilustrează vizibil:

- că odată cu ecruisarea materialului metalic la laminare, presiunea crește (deoarece dacă $\psi > 1$, ψ_0 , și ψ_1 de asemenea sunt mai mari decât unitatea); în acest mod, având datele experimentale despre gradul de ecruisare a materialului metalic la laminare cu diferite reduceri, există posibilitatea determinării corecte a forțelor de laminare, ceea ce este important pentru cazurile de laminare la rece în general, și în

special pentru laminare la rece a unor aliaje speciale care se ecrusează cu 50-70% într-o singură trecere;

- că întinderea anterioară și posterioară micșorează presiunea totală a materialului metalic pe cilindrii în procesul de laminare.

În practica de calcul tehnologic la laminare, presiunea totală se determină pe baza presiunii medii și a suprafeței de contact (proiecția acesteia la orizontală) cu cilindrii de laminare. În cazul de față alegem o cale inversă, adică vom determina presiunea elementară utilizând relația generală dedusă anterior (1.34) pentru presiunea totală de laminare (proiecția acesteia la verticală), adică:

$$p_m = \frac{Y}{bl} \quad (1.38)$$

În conformitate cu figura 1.2, lungimea arcului de deformare poate fi prezentată cu relația:

$$l = \frac{\Delta h}{2 \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}} = \frac{\delta}{2\mu} \Delta h,$$

iar suprafața de contact, va fi:

$$S = bl = b \frac{\delta}{2\mu} \Delta h = bh_0 \frac{\varepsilon \delta}{2\mu} \quad (1.39)$$

Utilizând relațiile deduse anterior (1.34) și (1.36) pentru determinarea presiunii totale de laminare (componenta verticală a acesteia), se obțin relații pentru determinarea presiunii medii în diferite cazuri concrete de laminare.

Împărțind valoarea presiunii verticale totale [relațiile (1.34) și (1.37)] la suprafața de contact, rezultă:

$$p_m = \frac{k_0}{\varepsilon \delta} \left\{ \left(\psi_0 - \xi_0 \frac{\delta}{\delta - 1} \right) \cdot \left[\left(\frac{1}{1 - \varepsilon} \right)^{\frac{\delta - 1}{2}} - 1 \right] + \left(\psi_1 - \xi_1' \frac{\delta}{\delta + 1} \right) \times \right. \\ \left. \times \left[\left(\frac{1}{1 - \varepsilon} \right)^{\frac{\delta - 1}{2}} - (1 - \varepsilon) \right] + \psi_{01} \right\} \quad (1.40)$$

sau dacă $(1 - \varepsilon) \approx 1$, în ultimul termen din paranteze, se obține:

$$P_m = \frac{k_0}{\varepsilon\delta} \left\{ \left[\psi_0 + \psi_1 - \left(\xi_0 \frac{\delta}{\delta-1} + \xi_1' \frac{\delta}{\delta+1} \right) \right] \cdot \left[\left(\frac{1}{1-\varepsilon} \right)^{\frac{\delta-1}{2}} - 1 \right] + \psi_{01} \right\}, \quad (1.41)$$

Dacă laminarea se realizează fără aplicarea întinderii în laminat, dar cu considerarea ecruisării acestuia în timpul procesului, conform relațiilor (1.40) și (1.41) dacă $\sigma_0 = \sigma_1 = 0$ și ξ_0 și $\xi_1' = 0$, se obțin următoarele relații pentru determinarea presiunii medii:

$$P_m = \frac{k_0}{\varepsilon\delta} \left\{ \psi_0 \left[\left(\frac{1}{1-\varepsilon} \right)^{\frac{\delta-1}{2}} - 1 \right] + \psi_1 \left[\left(\frac{1}{1-\varepsilon} \right)^{\frac{\delta-1}{2}} - (1-\varepsilon) \right] + \psi_{01} \right\}, \quad (1.42)$$

sau dacă admitem aproximația $(1-\varepsilon) \approx 1$, din ultimul termen:

$$P_m = \frac{k_0}{\varepsilon\delta} \left\{ (\psi_0 + \psi_1) \left[\left(\frac{1}{1-\varepsilon} \right)^{\frac{\delta-1}{2}} - 1 \right] + \psi_{01} \right\}. \quad (1.43)$$

1.4. PRESIUNEA ELEMENTARĂ PENTRU CAZUL

LAMINĂRII LA CALD

Pentru cazul laminării la cald fără întindere se obține următoarea relație pentru determinarea presiunii medii [se admite $\psi_0 = \psi_1 = 1$ și $\psi_{01} = 0$, în relația (1.42)]:

$$P_m = \frac{2k}{\varepsilon\delta} \left[\left(\frac{1}{1-\varepsilon} \right)^{\frac{\delta-1}{2}} - \left(1 - \frac{\varepsilon}{2} \right) \right]. \quad (1.44)$$

Relația (1.44), reprezintă relația de bază pentru determinarea presiunii medii la laminarea fără întindere și fără ecruisarea materialului metalic în zona de deformare.

Meritul acestei relații constă în aceea că dependența presiunii medii de diferiți factori tehnologici ai procesului de laminare (reducere, coeficient de frecare, diametrul cilindrilor, ș.a) prin coeficientul δ , este prezentată evident în relație.

În figura 1.7 se prezintă curbele de dependență $\frac{P_m}{k}$ față de coeficientul δ , pentru diferite reduceri, trasate pe baza relației (1.44).

Comparând aceste curbe cu cele din figura 1.1, se poate trage concluzia că valoarea $\frac{p_m}{k}$, calculată cu relația anterioară, practic este aceeași, iar curbele sunt aproape identice.

Pentru a ușura calculele presiunii medii se pot de asemenea recomanda și alte variante ale relației (1.44).

Prezentăm relația (1.44) în următoarea formă:

$$p_m = \frac{2k}{\varepsilon\delta} \left[(1 - \varepsilon)^{\frac{1}{2}} \left(\frac{1}{1 - \varepsilon} \right)^{\frac{\delta}{2}} - \left(1 - \frac{\varepsilon}{2} \right) \right].$$

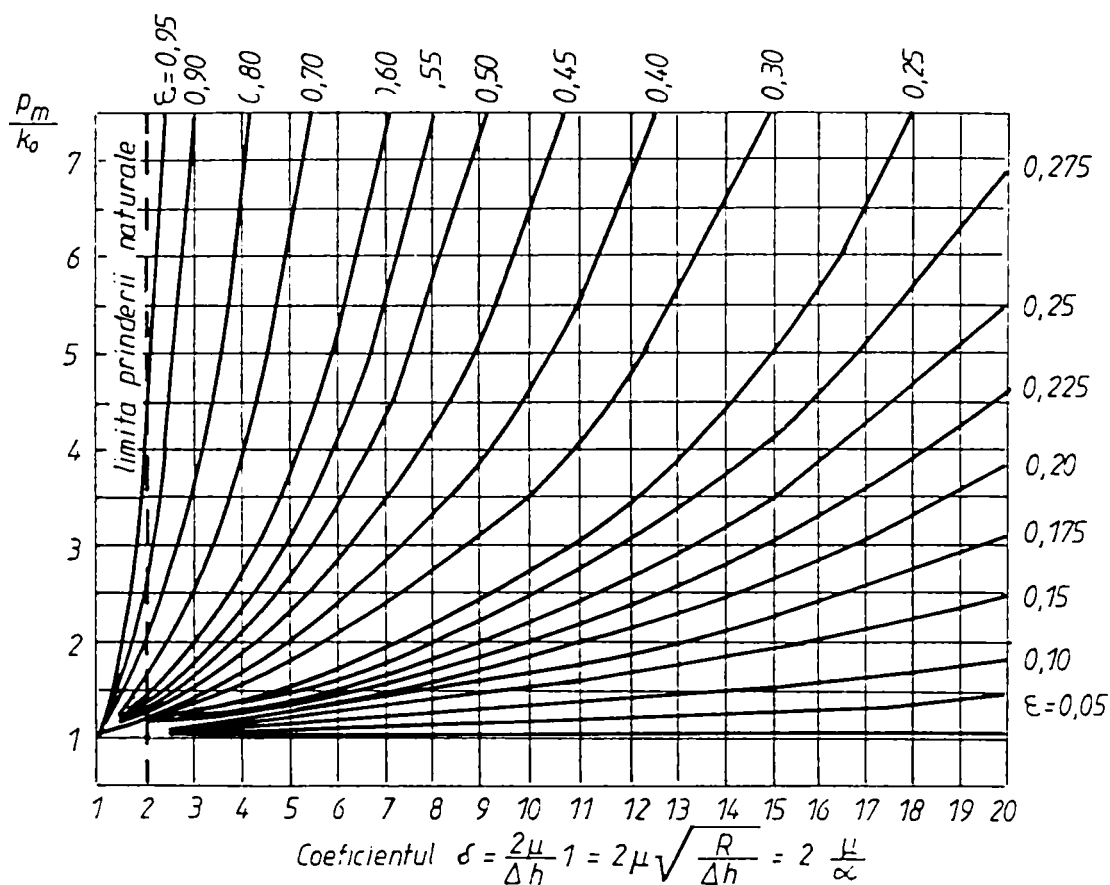


Fig.1.7. Curbele de dependență a presiunii medii (raportul $\frac{p_m}{k}$) față de coeficientul δ , și reducerea ε , după relația (1.44).

Descompunând $(1 - \varepsilon)^{\frac{1}{2}}$ în serie și considerând numai primii doi termeni ai seriei, se obține:

$$p_m = \frac{k(2 - \varepsilon)}{\varepsilon\delta} \left[\left(\frac{1}{1 - \varepsilon} \right)^{\frac{\delta}{2}} - 1 \right]. \quad (1.45)$$

Calcululele cu această relație dau o suprapunere mulțumitoare cu cele efectuate pe baza relației (1.44) în principal pentru valori ale lui $\delta > 5$.

În scopul explicării concluziilor ulterioare, efectuăm analiza curbelor prezentate din punctul de vedere al valabilității lor cu procesul real de laminare. Astfel, analizăm două cazuri:

- 1) cazul laminării cu unghiuri maxime de prindere naturală;
- 2) cazul laminării cu rapoarte limită ale unghiului de prindere și coeficientului de frecare în procesul stabilizat, cu introducerea forțată a materialului metalic între cilindrii.

Pentru condițiile prinderii naturale a materialului metalic de către cilindrii, este obligatoriu ca unghiul de prindere să fie egal sau mai mic decât unghiul de frecare, adică $\alpha \leq \beta \leq \mu$.

Din cunoscuta relație pentru unghiul de prindere:

$$1 - \cos \alpha = \frac{\Delta h}{2R} = 2 \sin^2 \frac{\alpha}{2} \approx \frac{\alpha^2}{2} \quad (1.46)$$

se obține că,

$$\alpha = \sqrt{\frac{\Delta h}{R}}. \quad (1.47)$$

Toate relațiile pentru determinarea $\frac{P_m}{k}$ conțin coeficientul δ , egal cu:

$$\delta = 2 \frac{\mu}{\alpha} \quad (1.48)$$

În acest mod, din condiția prinderii naturale a materialului metalic de către cilindrii ($\mu \geq \alpha$) coeficientul δ trebuie să fie egal cu $\delta \geq 2$.

Pentru trasarea curbelor din figura 1.8, s-a adoptat:

$$\delta = \alpha \frac{1}{\sqrt{\varepsilon}} = \frac{2\mu}{\sqrt{\frac{h_0}{R}}} \cdot \frac{1}{\sqrt{\varepsilon}}$$

Este evident că, pentru cazul prinderii naturale a materialului metalic de către cilindrii ($\delta \geq 2$) valoarea admisă a reducerii prin coeficientul dat "a", va fi egală cu:

$$\varepsilon_{\max} \leq \frac{a^2}{4} \leq \frac{\mu^2}{\frac{h_0}{R}} \quad (1.49)$$

În figura 1.8, valorile maxime ale reducerii în condițiile prinderii naturale corespund punctului E pe curbele $\frac{P_m}{k}$ dacă $a = \text{const.}$

La valori mari ale reducerii, laminarea se poate realiza numai printr-o introducere forțată a materialului metalic între cilindrii (ramurile punctate ale curbelor din figura 1.8).

Din condițiile procesului stabilizat de laminare la unghiuri de prindere maxim admise, nelimitate de condițiile prinderii naturale (introducerea forțată a materialului metalic între cilindrii), este suficient raportul $\frac{\alpha}{2} \leq \mu$ (dacă $\frac{\alpha}{2} > \mu$, este posibilă patinarea metalului).

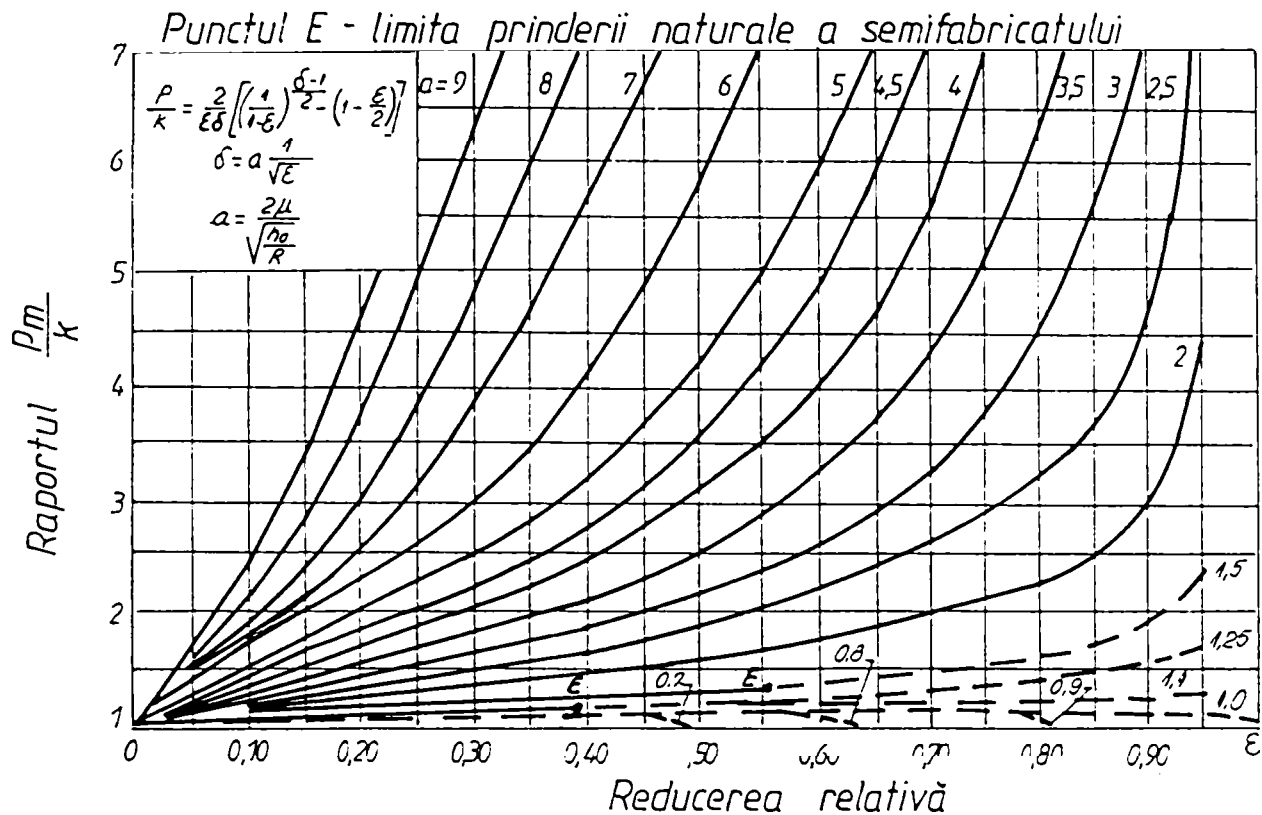


Fig.1.8. Dependența presiunii medii (raportul $\frac{P_m}{k}$) față de reducere și raportul

$\frac{h_0}{R}$, dacă $\mu = 0,1 \div 0,5$, sau funcție de reducere și coeficientul de frecare,

când $\frac{h_0}{R} = 0,0025 \div 0,64$, după relația (1.44.)

Astfel, pentru această condiție obținem $\delta \geq 1$, și reducerea maximă admisă, va fi:

$$\varepsilon_{\max} = \frac{4\mu^2}{\frac{h_0}{R}} \quad (1.50)$$

Conform relației (1.44) și diagramei din figura 1.7 dacă $\delta = 1$, raportul $\frac{P_m}{k} = 1$. Astfel, dacă $\varepsilon = \varepsilon^2$ pentru toate valorile lui $a < 1$, curbele din figura 1.8 trebuie să intersecteze axa abscisei pentru care $\frac{P_m}{k} = 1$ (ramurile punctate ale curbelor din figura 1.8).

Din interpretarea curbelor și analiza trasării acestora, se pot face următoarele constatări:

- Cu creșterea reducerii relative, dacă $\frac{h_0}{R} = \text{const.}$ și $\mu = \text{const.}$, raportul $\frac{P_m}{k}$ crește, și aceasta cu atât mai intens cu cât reducerea și coeficientul de frecare μ sunt mai ridicate, iar raportul $\frac{h_0}{R}$ mai mic;
- Creșterea presiunii medii (raportul $\frac{P_m}{k}$) se produce la început pe curbe care dispun de o ușoară convexitate (în limitele $\varepsilon < 0,30$), și în continuare după o concavitate a curbelor cu caracter hiperbolic;
- Tendința de creștere a presiunii medii odată cu creșterea reducerii, nu are caracter general; în anumite condiții de laminare ($a < 1$), nelimitate de condițiile naturale de prindere, cu creșterea reducerii $\frac{P_m}{k}$, se micșorează.

De exemplu, dacă $a = \frac{2\mu}{\sqrt{\frac{h_0}{R}}} < 1$, adică prin $\frac{h_0}{R} > 4\mu^2$, cu creșterea reducerii presiunea

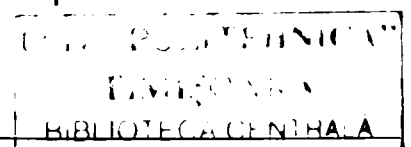
medie se reduce și dacă $\varepsilon = \frac{4\mu^2}{\frac{h_0}{R}}$ raportul $\frac{P_m}{k}$ devine egal cu unitatea;

- În condițiile laminării nelimitate de condițiile prinderii naturale a materialului metalic de către cilindrii, se poate adopta o reducere de patru ori mai mare, ceea ce se observă din compararea condițiilor extreme de patinare în primul și al doilea caz:

$$\varepsilon_{\max} = \frac{\mu^2}{\frac{h_0}{R}} \text{ și } \varepsilon_{\max} = \frac{4\mu^2}{\frac{h_0}{R}}$$

- În condițiile laminării nelimitate de condițiile prinderii normale (adică prin introducerea forțată a materialului metalic între cilindrii și la laminarea cu întindere), și dacă $\frac{h_0}{R} > 4\mu^2$ există posibilitatea de efectuare în mod practic a laminării cu "suprareducere" și prin aceasta:

- în domeniul reducerilor mari, odată cu creșterea reducerii presiunea medie se micșorează;



- la orice valori a reducerii, presiunea medie practic este egală cu $1,15 \sigma_c$

(deoarece $\frac{P_m}{k} \approx 1$);

- presiunea totală exercitată de materialul metalic pe cilindrii va crește în orice caz numai datorită creșterii reducerii absolute, adică pe seama creșterii suprafeței de contact și nu pe seama creșterii presiunii medii, care practic rămâne constantă și egală cu $1,15 \sigma_c$.

Valoarea practică a acestor concluzii teoretice este evidentă, deoarece permit abordarea într-o concepție nouă a "suprareducerii" la laminare și aplicarea pe scară largă a principiului de lucru cu introducerea forțată a materialului metalic între cilindrii.

În literatura de teorie a laminării se prezintă curbe experimentale privind dependența presiunii medii față de reducerea relativă atât la rapoarte constante de $\frac{h_0}{R}$, cât și la rapoarte constante de $\frac{h_1}{R}$.

De obicei, aceste curbe au același caracter (sau creștere, sau apoi tendință de scădere), ce corespunde părții din stânga a curbelor din figura 1.8. Numai că, curbele experimentale corespund unui domeniu de reducere de $\varepsilon < 50\%$, (pentru $\varepsilon > 50\%$, nu s-au efectuat experimentări), de aceea, deosebirile teoretice a curbelor analizate în figurile 1.7 și 1.8, deocamdată nu și-au găsit corectarea și verificarea experimentală, care fără îndoială este necesară.

CAPITOLUL 2

**SECȚIUNEA NEUTRĂ ȘI FENOMENELE DE ALUNECARE LA
LAMINAREA LONGITUDINALĂ SIMETRICĂ**

În literatura de teorie a laminării, până în prezent, relațiile pentru determinarea unghiului neutru și a fenomenului de alunecare (avans) se deduc din considerente geometrice și de curgere plastică pe lungimea zonei de deformare.

Pentru unghiuri de prindere mici, utilizare pe scară extinsă are relația:

$$S_a = \gamma^2 \frac{R}{h_1} \quad (2.1)$$

Unghiul critic γ care intră în această relație, se determină cu expresia:

$$\gamma = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2\beta} \right) \quad (2.2)$$

în care α - reprezintă unghiul de prindere;

β - unghiul de frecare, a cărui tangentă este egală cu coeficientul de frecare dintre materialul metalic și cilindrii.

Principalele dezavantaje a acestor relații, constau în următoarele:

- Relația pentru determinarea unghiului neutru este dedusă din condiția repartizării uniforme a presiunii pe arcul de contact, ceea ce nu corespunde cu realitatea și nu se corelează cu teoria actuală a laminării;
- Relația pentru determinarea unghiului neutru (deci, și a avansului) este valabilă numai pentru cazul laminării fără întindere și fără considerarea durificării (ecruisării) materialului metalic. Pentru compararea în continuare a acestor relații cu relații noi, deduse cu considerarea repartizării neuniforme a presiunii pe arcul de contact, ecruisarea și întinderea materialului metalic în timpul procesului, vom efectua următoarea analiză.

Din relația cunoscută pentru determinarea unghiului de prindere pe baza reducerii date și a diametrului cilindrilor, admitând că pentru unghiuri mici $\sin\alpha \approx \alpha$, rezultă:

$$\alpha = \sqrt{\frac{\Delta h}{R}}$$

Admitem de asemenea că pentru valori nu prea mari a coeficientului de frecare:

$$\operatorname{tg} \beta = \mu \approx \beta.$$

Atunci relațiile (2.1) și (2.2) pentru determinarea unghiului neutru și a avansului, vor avea forma:

$$\gamma = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{\Delta h}{R}} \left(1 - \frac{1}{\mu} \sqrt{\frac{\Delta h}{R}} \right); \quad (2.3)$$

$$S_a = \frac{\Delta h}{4h_1} \left(1 - \frac{1}{2\mu} \sqrt{\frac{\Delta h}{R}} \right)^2 = \frac{\varepsilon}{4(1-\varepsilon)} \left(1 - \frac{1}{2\mu} \sqrt{\frac{\Delta h}{R}} \right)^2; \quad (2.4)$$

În capitolul anterior, a fost adoptată notația:

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

de aceea relațiile (2.3) și (2.4) se pot scrie sub forma:

$$\gamma = \frac{\mu}{\delta} \left(1 - \frac{1}{\delta} \right); \quad \text{și} \quad \frac{\gamma}{\alpha} = 0,5 \left(1 - \frac{1}{\delta} \right) \quad (2.5)$$

$$S_a = \frac{\varepsilon}{4(1-\varepsilon)} \left(1 - \frac{1}{\delta} \right)^2. \quad (2.6)$$

Din aceste relații rezultă că la valori mari a coeficientului δ ($\delta \rightarrow \infty$) unghiul neutru se apropie de maximul său, egal cu jumătate din unghiul de prindere.

În teoria laminării [5] pe baza analizei relației (2.2) de obicei se trage concluzia că unghiul neutru poate fi egal cu maximul său - jumătate din unghiul de prindere - numai la unghiuri (coeficienți) de frecare infinit mari, adică dacă $\frac{\alpha}{\beta} = 0$. O explicație de acest gen pentru valoarea maximă a unghiului neutru este incorectă deoarece în multe cazuri de laminare chiar și la valori nu prea mari a coeficientului de frecare, practic unghiul neutru poate fi egal cu jumătate din unghiul de prindere. Pentru clarificarea acestei împrejurări, prezentăm relația (2.5) în următoarea formă:

$$\frac{\gamma}{\alpha} = 0,5 \left(1 - \frac{\sqrt{\frac{\Delta h}{R}}}{2\mu} \right) \quad (2.7)$$

Este evident, că acest raport teoretic este egal cu jumătate de asemenea dacă $\sqrt{\frac{\Delta h}{R}} \rightarrow 0$ (și practic este egal cu jumătate la valori nu prea mari ale lui $\sqrt{\frac{\Delta h}{R}}$) pentru valori obișnuite ale coeficientului de frecare.

2.1. POZIȚIA ȘI ÎNĂLȚIMEA SECȚIUNII NEUTRE

Poziția secțiunii neutre din zona de deformare în condițiile existenței zonei de aderență, în prezent nu poate fi determinată analitic fără a admite mai multe ipoteze datorită dificultăților legate de acest fenomen puțin studiat.

În continuare, se prezintă rezolvarea acestei probleme luând ca bază legea repartizării presiunii în prezența frecării de alunecare pe întreaga suprafață de contact.

Din diagramele de repartizare a presiunii pentru acest caz (v. fig. 1.5 și 1.6) este evident, că poziția secțiunii neutre din zona de deformare se determină cu ajutorul punctului de intersecție a curbelor ce caracterizează creșterea presiunii de la secțiunea de intrare [relația (1.21)] și de ieșire [relația (1.22)] spre jumătatea zonei de deformare.

În acest mod, înălțimea secțiunii neutre poate fi determinată prin rezolvarea în comun a relațiilor menționate (1.21) și (1.22).

Egalând părțile din dreapta a relațiilor (1.21) și (1.22), care exprimă legea de repartizare a presiunii în zona de întârziere și avans, cu considerarea întinderii la laminare și ecruisarea materialului metalic în zona de deformare, rezultă următoarele relații pentru determinarea valorii presiunii în secțiunea neutră (admițând că $h_x = h_n$):

$$\begin{aligned}
 p_n &= k_0 \frac{\delta - 1}{\delta} \left\{ \left[\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} \cdot \left(\frac{\delta}{\delta + 1} h_0 - h_1 \right) \right] \cdot \left(\frac{h_0}{h_n} \right)^\delta + \right. \\
 &+ \left. \frac{1}{\delta - 1} \left[\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} \left(\frac{2\delta}{\delta + 1} h_n - h_1 \right) \right] \right\} - \sigma_0 \left(\frac{h_0}{h_n} \right)^\delta = \\
 &= k_0 \frac{\delta + 1}{\delta} \left\{ \left(\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} \cdot \frac{h_1}{\delta - 1} \right) \left(\frac{h_n}{h_1} \right)^\delta - \frac{1}{\delta + 1} \times \right.
 \end{aligned}$$

$$\times \left[\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} \left(\frac{2\delta}{\delta - 1} h_n - h_1 \right) \right] \left\} - \sigma_0 \left(\frac{h_n}{h_1} \right)^\delta$$

Efectuăm următoarele transformări prin rezolvarea în comun a acestor egalități:

$$\begin{aligned} & k_0 \frac{\delta - 1}{\delta} \left(\frac{h_0}{h_n} \right)^\delta \left\{ \left[\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} \cdot \left(\frac{\delta}{\delta + 1} h_0 - h_1 \right) \right] - \sigma_0 \frac{\delta}{h_0(\delta - 1)} \right\} = \\ & = k_0 \frac{\delta + 1}{\delta} \left(\frac{h_n}{h_1} \right)^\delta \left\{ \left[\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} \cdot \frac{h_1}{\delta - 1} \right] - \sigma_1 \frac{\delta}{h_0(\delta + 1)} \right\} - \\ & - \frac{k_0}{\delta} \left[\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} \cdot \left(\frac{2\delta}{\delta + 1} h_n - h_1 \right) \right] - \frac{k_0}{\delta} \left[\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} \cdot \left(\frac{2\delta}{\delta - 1} h_n - h_1 \right) \right]. \end{aligned}$$

Ultimii doi termeni din partea dreaptă a egalității după transformare, vor avea forma:

$$2 \frac{k_0}{\delta} \left[\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} \left(\frac{2\delta^2}{\delta^2 - 1} h_n - h_1 \right) \right].$$

Exprimând h_0^δ prin $\left(\frac{h_1}{1 - \varepsilon} \right)^\delta$, se obține următoarea relație pentru determinarea

necunoscutei $\left(\frac{h_n}{h_1} \right)$:

$$\begin{aligned} & (\delta + 1) \left\{ \left[\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} \cdot \frac{h_1}{\delta - 1} \right] - \frac{\sigma_1}{k_0} \cdot \frac{\delta}{\delta + 1} \right\} \left(\frac{h_n}{h_1} \right)^{2\delta} - 2 \left[\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} \times \right. \\ & \times \left. \left(\frac{2\delta^2}{\delta^2 - 1} h_n - h_1 \right) \right] \left(\frac{h_n}{h_1} \right)^\delta - (\delta - 1) \left\{ \left[\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} \left(\frac{\delta}{\delta + 1} h_0 - h_1 \right) \right] - \right. \\ & \left. - \frac{\sigma_0}{k_0} \cdot \frac{\delta}{\delta - 1} \right\} \left(\frac{1}{1 - \varepsilon} \right)^\delta = 0. \end{aligned}$$

Pentru transformarea acestei relații în raport cu $\left(\frac{h_n}{h_1} \right)$ admitem că numai în parantezele din mijloc a termenului doi, valoarea h_n este egală cu $\frac{h_0 + h_1}{2}$. Atunci:

$$\begin{aligned}
& (\delta + 1) \left[\left(\psi - \frac{\psi - 1}{\delta - 1} \cdot \frac{1 - \varepsilon}{\varepsilon} \right) - \frac{\sigma_1}{k_0} \cdot \frac{\delta}{\delta + 1} \right] \left(\frac{h_n}{h_1} \right)^{2\delta} - 2 \left[\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} \times \right. \\
& \left. \times \left(\frac{2\delta^2}{\delta^2 - 1} \times \frac{h_0 + h_1}{2} - h_1 \right) \right] \left(\frac{h_n}{h_1} \right)^\delta - (\delta - 1) \left\{ \left[\psi - \frac{\psi - 1}{\Delta h} \left(\frac{\delta}{\delta + 1} h_0 - h_1 \right) \right] - \right. \\
& \left. - \frac{\sigma_0}{k_0} \cdot \frac{\delta}{\delta - 1} \right\} \left(\frac{1}{1 - \varepsilon} \right)^\delta = 0.
\end{aligned}$$

Rezolvând această relație, rezultă:

$$\begin{aligned}
\left(\frac{h_n}{h_1} \right)^\delta &= \frac{\left[\psi - \frac{\psi - 1}{\varepsilon} \left(\frac{\delta^2 + 1 - \varepsilon}{\delta^2 - 1} \right) \right] + \sqrt{\left[\psi - \frac{\psi - 1}{\varepsilon} \left(\frac{\delta^2 + 1 - \varepsilon}{\delta^2 - 1} \right) \right]^2 +}}{(\delta + 1) \left[\psi - \frac{\psi - 1}{\delta - 1} \cdot \frac{1 - \varepsilon}{\varepsilon} - \xi'_1 \frac{\delta}{\delta + 1} \right]} \\
&+ (\delta^2 - 1) \left[\frac{\psi - 1}{\varepsilon(\delta + 1)} + 1 - \xi_0 \frac{\delta}{\delta - 1} \right] \left[\psi - \frac{\psi - 1}{\delta - 1} \cdot \frac{1 - \varepsilon}{\varepsilon} - \xi'_1 \frac{\delta}{\delta + 1} \right] \left(\frac{1}{1 - \varepsilon} \right)^\delta
\end{aligned} \tag{2.8}$$

În ultima relație $\xi_0 = \frac{\sigma_0}{k_0}$ și $\xi'_1 = \frac{\sigma_1}{k_0} = \psi \cdot \frac{\sigma_1}{k}$. Ca o completare la cunoscutele relații

(1.3) și (1.5), relația (2.8) în formă generală exprimă dependența raportului $\left(\frac{h_n}{h_1} \right)$ funcție de diferiți factori ai procesului de laminare: reducere, diametrul cilindrilor, grosimea laminatului, coeficientul de frecare exterioară, exprimat prin:

$$\delta = 2\mu \frac{l}{\Delta h} = 2\mu \sqrt{\frac{R}{h_1}} \cdot \frac{1 - \varepsilon}{\varepsilon},$$

precum și întinderea materialului metalic cu considerarea ecruisării lui în zona de deformare.

În această privință, cazuri particulare pot fi următoarele:

1. Laminarea cu întindere, dar fără considerarea ecruisării materialului metalic în zona de deformare.

Admițând în relația (2.8) un coeficient de ecruisare egal cu unitatea ($\psi = 1$, adică $k_0 = k_1 = k$), rezultă relația anterioară (1.5):

$$\left(\frac{h_n}{h_1}\right)^\delta = \frac{1 + \sqrt{1 + [\delta(1 - \xi_0) - 1][\delta(1 - \xi_1) + 1] \left(\frac{1}{1 - \varepsilon}\right)^\delta}}{\delta(1 - \xi_1) + 1}.$$

2. Laminarea fără întindere, dar cu considerarea ecrusării materialului metalic în zona de deformare.

Admițând în relația (2.8) $\xi_0 = \xi'_1 = 0$, rezultă:

$$\left(\frac{h_n}{h_1}\right)^\delta = \frac{\left[\psi - \frac{\psi - 1}{\varepsilon} \left(\frac{\delta^2 + 1 - \varepsilon}{\delta^2 - 1} \right) \right] + \sqrt{\left[\psi - \frac{\psi - 1}{\varepsilon} \left(\frac{\delta^2 + 1 - \varepsilon}{\delta^2 - 1} \right) \right]^2 + (\delta^2 - 1) \left(\frac{\psi - 1}{\varepsilon(\delta + 1)} + 1 \right) \left(\psi - \frac{\psi - 1}{\delta - 1} \cdot \frac{1 - \varepsilon}{\varepsilon} \right) \left(\frac{1}{1 - \varepsilon} \right)^\delta}}{(\delta + 1) \left(\psi - \frac{\psi - 1}{\delta - 1} \cdot \frac{1 - \varepsilon}{\varepsilon} \right)} \quad (2.9)$$

3. Laminarea fără întindere și fără considerarea ecrusării materialului metalic la deformare.

Admițând în relația (2.9) că coeficientul de ecrusare ψ este egal cu unitatea, adică $k_0 = k_1 = k$, rezultă relația anterioară (1.3):

$$\left(\frac{h_n}{h_1}\right)^\delta = \frac{1 + \sqrt{1 + (\delta^2 - 1) \left(\frac{1}{1 - \varepsilon}\right)^\delta}}{\delta + 1}.$$

2.2 UNGHIUL NEUTRU ȘI FENOMENELE DE ALUNECARE (AVANS)

Analiza teoretică efectuată în lucrare, a evidențiat neajunsurile relațiilor utilizate până în prezent pentru calcule tehnologice privind valoarea unghiului neutru și a mărimii avansului.

Totuși, admitând unele ipoteze minime, ca neglijarea fenomenului de curgere în plan transversal la laminare (lățirea), precum și neuniformitatea deformației pe înălțimea laminatului, au fost obținute relații noi pentru determinarea avansului cu considerarea repartizării neuniforme a presiunii pe lungimea arcului de contact [9].

$$S_a = \frac{h_1}{h_0 - h_1} \left(\frac{h_n}{h_1} - 1 \right)^2 = \frac{1 - \varepsilon}{\varepsilon} \left(\frac{h_n}{h_1} - 1 \right)^2; \quad (2.10)$$

Această relație asigură rezultate mult mai precise decât cele analizate anterior (2.1) și (2.2).

Influența neuniformității repartizării presiunii pe arcul de contact se consideră în această relație prin raportul $\frac{h_n}{h_1}$, determinat cu relația (1.5), când există întindere, sau cu relația (1.3) când întinderea lipsește.

După cum s-a arătat, la determinarea raportului $\frac{h_n}{h_1}$, n-a fost luată în considerare ecruisarea materialului metalic ce are o importanță esențială pentru laminarea la rece, de aceea și avansul calculat cu relația (2.10), nu consideră ecruisarea și ca rezultat este mărit.

Pentru determinarea avansului cu considerarea durificării materialului metalic la laminare trebuie ca în relația (2.10) să se introducă valoarea $\frac{h_n}{h_1}$ din relații mai precise, cum este relația (2.8), pentru laminarea cu întindere, sau (2.9), pentru laminarea fără întindere.

Pentru unghiuri de prindere mici conform relației (2.1), unghiul critic prin intermediul avansului se exprimă cu relația:

$$\gamma = \sqrt{S_a \cdot \frac{h_1}{R}}.$$

Pentru a determina valoarea unghiului critic cu considerarea repartizării neuniforme a presiunii, trebuie ca în această relație să se introducă valoarea avansului din relația (2.10).

Atunci rezultă relații noi pentru determinarea unghiului critic și a raportului $\frac{\gamma}{\alpha}$:

$$\gamma = \left(\frac{h_n}{h_1} - 1 \right) \sqrt{\frac{1-\varepsilon}{\varepsilon} \cdot \frac{h_1}{R}} \quad (2.11)$$

și

$$\frac{\gamma}{\alpha} = \left(\frac{h_n}{h_1} - 1 \right) \frac{1-\varepsilon}{\varepsilon}, \quad (2.12)$$

Relația pentru raportul avansului față de raportul $\frac{\gamma}{\alpha}$, va avea forma:

$$\frac{S_a}{\frac{\gamma}{\alpha}} = \left(\frac{h_n}{h_1} - 1 \right), \quad (2.13)$$

Relațiile (2.11) și (2.12) exprimă în formă generală dependența avansului și a unghiului critic de diferiți factori a procesului de laminare cu considerarea repartizării neuniforme a presiunii pe arcul de contact, întinderii și ecruisării materialului metalic în procesul de deformare la trecerea dată printre cilindrii.

Influența tuturor acestor factori se consideră în relații prin raportul $\frac{h_n}{h_1}$, determinat pentru cazurile corespunzătoare de laminare cu relațiile (1.3) și (1.5), sau cu noile relații (2.8) și (2.9).

După cum s-a menționat, la valori mari a coeficientului δ , raportul $\frac{h_n}{h_1}$ asimptotic se apropie de maximul său și pentru $\delta > 10 \div 15$ poate deveni egal cu acesta.

Admițând în acest caz $\frac{h_n}{h_1} = \sqrt{\frac{1}{1-\varepsilon}}$, rezultă relații destul de simple pentru determinarea valorilor maxime ale avansului și unghiului neutru:

$$S_{a_{\max.}} = \frac{1-\varepsilon}{\varepsilon} \left(\sqrt{\frac{1}{1-\varepsilon}} - 1 \right)^2; \quad (2.14)$$

$$\frac{\gamma}{\alpha}_{\max.} = \frac{1-\varepsilon}{\varepsilon} \left(\sqrt{\frac{1}{1-\varepsilon}} - 1 \right); \quad (2.15)$$

$$\frac{S_a}{\frac{\gamma}{\alpha}_{\max.}} = \left(\sqrt{\frac{1}{1-\varepsilon}} - 1 \right); \quad (2.16)$$

Pentru reduceri mici ($\varepsilon < 0,2$), se poate scrie de asemenea:

$$\frac{\gamma}{\alpha} \max. \approx \frac{1 - \varepsilon}{2 - \varepsilon}; \quad (2.17)$$

$$\frac{S_a}{\frac{\gamma}{\alpha} \max.} \approx \frac{\varepsilon}{2 - \varepsilon}. \quad (2.18)$$

Din relațiile (2.15) și (2.16) rezultă că dacă $\varepsilon \approx 0$ valoarea maximă $\frac{\gamma}{\alpha}$ este egală cu jumătate, și în acest caz, această constatare se suprapune cu cea rezultată din relația (2.2).

Analiza efectuată evidențiază următoarele aspecte:

- Pentru laminarea cu reduceri mici ($\varepsilon < 20\%$) și fără întindere, avansul și raportul $\frac{\gamma}{\alpha}$ se poate calcula cu relațiile vechi, cunoscute în literatura de specialitate. Cele mai comode pentru calcule și analiza avansului și raportului $\frac{\gamma}{\alpha}$, sunt relațiile modificate de noi (2.5) și (2.6).
- Pentru laminarea cu reduceri medii și mari ($\varepsilon > 20\%$), relațiile vechi dau valori mărite pentru avans și raportul $\frac{\gamma}{\alpha}$.
Pentru aceste cazuri, avansul trebuie calculat cu relațiile (2.10), (1.3) și (2.12), iar pentru laminarea la rece se recomandă relațiile noi (2.10) și (2.8), care consideră ecrusarea materialului metalic în zona de deformare la trecerea dată;
- Pentru toate cazurile de laminare cu întindere, relațiile vechi nu sunt indicate.
Determinarea avansului și a raportului $\frac{\gamma}{\alpha}$ la laminarea cu întindere trebuie efectuată cu relațiile (2.8), (2.10) și (1.3), care consideră repartizarea neuniformă a presiunii pe arcul de contact și ecrusarea materialului metalic în zona de deformare la laminare.

CAPITOLUL 3

3. CONSIDERAȚII PRIVIND PARAMETRII DE FORȚĂ**LA LAMINAREA LONGITUDINALĂ ASIMETRICĂ**

Cu scopul de a îmbunătăți condițiile de dirijare corectă a laminatului la ieșirea dintre cilindrii sau pentru a evita șocurile cauzate de izbirea capătului din față de primele role ale căii de transport (caje degrositoare, bluminguri, slebinguri) cilindrii de lucru ai laminatorului au diametre neegale.

În primul caz (laminoarele de profile), laminarea se realizează cu așa numita "presiune superioară" (diametrul de lucru a cilindrului superior este cu 3 - 8% mai mare decât a celui inferior), ceea ce permite orientarea capătului din față a laminatului în jos, în ghidaj; în al doilea caz (laminoare degrositoare) se practică "presiune inferioară" (diametrul cilindrului inferior este cu 1 - 3% mai mare decât a cilindrului inferior), ceea ce asigură o orientare în sus a capătului din față a laminatului, evitând lovirea rotelor de transport.

Diferența indicată dintre diametrele de lucru a cilindrilor, deși neînsemnată, modifică substanțial caracterul de repartizare a presiunii pe lungimea arcului de contact și direcția rezultantei presiunii de laminare.

În problema studiului fenomenului de alunecare (avans) și caracterului repartizării presiunii pe arcul de contact la laminarea cu cilindrii de diametre diferite, până în prezent există puține cercetări teoretice sau experimentale [10]; [11]; [12]. Pentru aceasta, se prezintă în lucrare fundamentarea unor probleme din acest domeniu datorită fenomenelor complicate, caracteristice procesului de laminare asimetrică.

Din practică se cunoaște că avansul datorat cilindrului de diametru mic, este mai mare decât avansul datorat cilindrului cu diametru mare.

În legătură cu aceste fenomene analizăm parametrii de forță a procesului asimetric pentru primul caz, caracteristic laminoarelor trio de profile când laminarea se realizează cu „presiune superioară”. Această presiune superioară este cauzată de diferența dintre diametrele de lucru a cilindrilor superior și mijlociu, mijlociu și inferior, ajungând la valori considerabile [13]; [14].

Considerând că diametrul de lucru a cilindrului superior (D_s) este cu ceva mai mare decât a celui inferior (D_i), menționăm că vitezele lor unghiulare sunt egale acționarea efectuându-se prin intermediul aceleași caje de angrenare. În schimb, vitezele periferice a celor doi cilindri depind de diametrele lor:

$$v_s = \frac{\pi D_s}{60} \cdot n \text{ și } v_i = \frac{\pi D_i}{60} \cdot n$$

Ca rezultat a diferenței dintre vitezele periferice, capătul din față a laminatului la ieșirea dintre cilindri va tinde să se înconvoaie în jos, spre cilindrul inferior cu viteză periferică mai mică. În practică, acest fenomen se înlătură cu ajutorul dălților de ghidare (fig. 3.1, a) care obligă laminatul să respecte o direcție precisă, exercitând asupra lui o oarecare presiune.

Compunem relația de echilibru a forțelor și notăm presiunea normală exercitată de daltă pe laminat cu Q , coeficientul de frecare dintre daltă de ghidare și bara laminată cu f , forța de frecare rezultată cu Qf , forțele ce acționează din partea cilindrilor pe laminat cu N_s , N_i , T_s , T_i (fig. 3.1, a). Proiecția tuturor forțelor la direcția de laminare se determină cu relația:

$$N_s \sin \varphi_s + N_i \sin \varphi_i + Qf = T_s \cos \varphi_s + T_i \cos \varphi_i \quad (3.1)$$

iar la axa verticală, constituie:

$$N_s \cos \varphi_s + T_s \sin \varphi_s = N_i \cos \varphi_i + T_i \sin \varphi_i + Q \quad (3.2)$$

Suma momentelor forțelor în raport cu punctul B, va fi:

$$N_s (\sin \varphi_s - T_s \cos \varphi_s) [h + R_s (1 - \cos \varphi_s) + R_i (1 - \cos \varphi_i)] - \\ - (N_s \cos \varphi_s + T_s \sin \varphi_s) (R_s \sin \varphi_s - R_i \sin \varphi_i) = Q \cdot l \quad (3.3)$$

Momentele forțelor N_i și T_i care trec prin punctul B sunt egale cu zero. Momentul forței Qf , ca urmare a brațului său redus ca mărime, se poate neglija.

Pentru a simplifica rezolvarea relațiilor (3.1) și (3.2) neglijăm de asemenea mărimile Q și Qf ca urmare a valorii lor reduse în comparație cu forțele N și T .

În aceste împrejurări, relațiile (3.1) și (3.2) se pot scrie sub forma:

$$N_s \sin \varphi_s - T_s \cos \varphi_s = T_i \cos \varphi_i - N_i \sin \varphi_i \quad (3.4)$$

$$N_s \cos \varphi_s + T_s \sin \varphi_s = N_i \cos \varphi_i + T_i \sin \varphi_i \quad (3.5)$$

Rezolvarea în comun a relațiilor (3.4) și (3.5) clarifică faptul că rezultantele presiunii exercitate de laminat pe ambii cilindri (inferior și superior) sunt egale între ele și direcționate reciproc paralele.

Notând (fig. 3.1, b) rezultanta presiunii laminatului pe cilindru cu F_s , iar brațul său cu „e”(lungimea perpendiculară din punctul A la direcția rezultantei F_i), relația (3.3) se poate prezenta sub forma:

$$F_s \cdot e = Ql$$

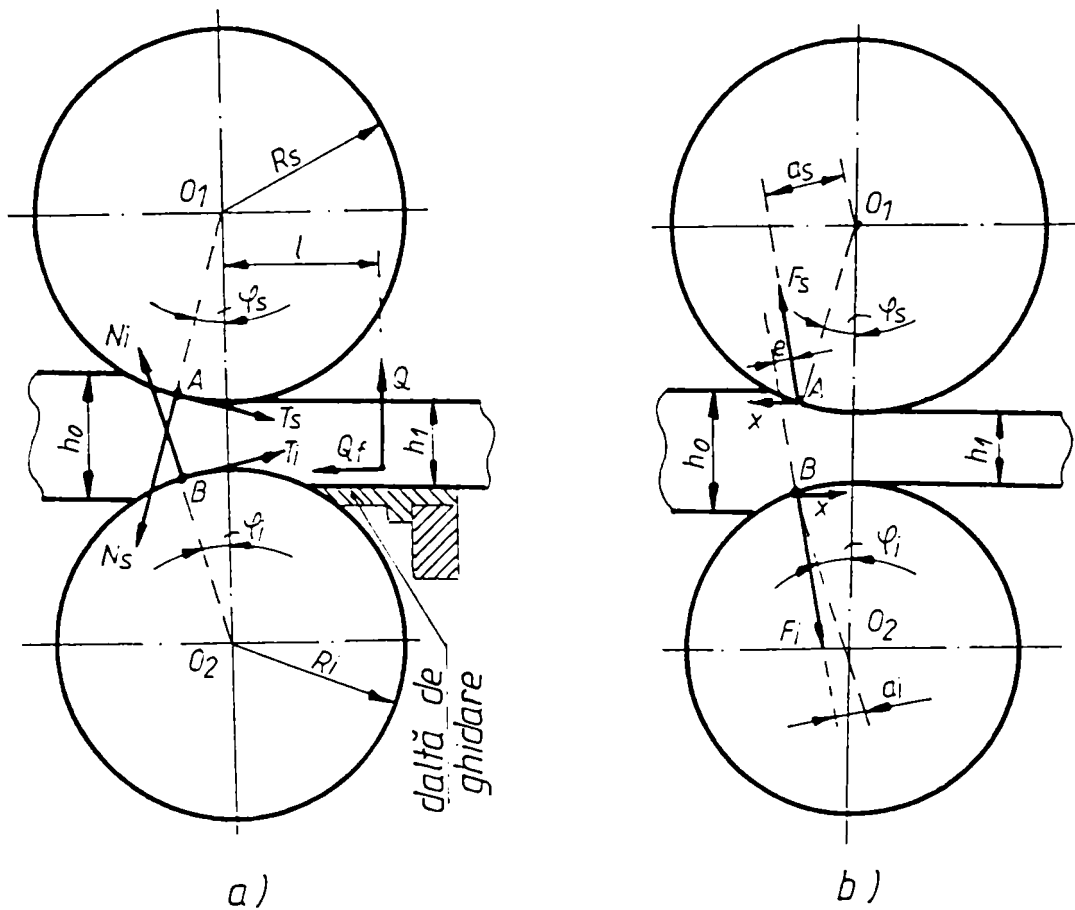


Fig.3.1. Interacțiunea forțelor dintre laminat și cilindrii
cu diametre și viteze periferice diferite:
a - forța care acționează asupra laminatului;
b - forța care acționează asupra cilindrilor.

Relația anterioară arată că, cu cât momentul cauzat de reacția dălții de ghidare este mai mare, cu atât brațul ei trebuie să crească.

Creșterea acestuia se poate produce ca urmare a creșterii diferenței dintre unghiurile φ_s și φ_i , prin urmare, înclinarea forțelor F_s și F_i față de orizontală.

Datorită faptului că mărimile $N_i \sin \varphi_i$ și $N_s \sin \varphi_s$ sunt apropiate ca valoare, iar arcurile de contact dintre laminat și cilindrii au valori diferite, direcția forțelor F_s și F_i nu va fi verticală.

Astfel, la laminarea cu presiune superioară sau inferioară, ca urmare a egalității și paralelismului forțelor F_s și F_i apar forțe laterale pe cilindrii și lagărele acestora.

Aceste presiuni laterale notate cu X sunt egale pentru ambii cilindrii, și îndreptate în direcții diferite (v. fig. 3.1., b). Pentru cilindrul cu diametru mai mic, presiunea laterală este îndreptată pe direcția de laminare, iar pentru cel cu diametru mai mare – în sens invers direcției de laminare.

Notăm componenta verticală a rezultantei presiunii laminatului pe cilindrii cu Y . Atunci componenta orizontală notată cu X , va fi:

$$X = \frac{Ql + Y(R_s \sin \varphi_s - R_i \sin \varphi_i)}{h + R_s(1 - \cos \varphi_s) + R_i(1 - \cos \varphi_i)} \quad (3.6)$$

Pentru laminarea la cald în cajele trio de profile fasonate, momentul încovoietor Ql poate fi aproximativ determinat cu relația:

$$M_{inc.} = Ql = M_{st.} \sigma_c$$

în care $M_{st.}$, reprezintă momentul static al secțiunii laminatului care iese dintre cilindrii;

σ_c – limita de curgere a materialului metalic la temperatura dată.

Momentul necesar pentru rotirea cilindrilor superior și inferior se poate determina, pe baza componentelor cunoscute Y și X a forțelor F_s și F_i .

Astfel, pentru cilindrul superior, momentul necesar pentru acționare, va fi:

$$M_s = YR_s \sin \varphi_s + XR_s \cos \varphi_s \quad (3.7)$$

iar pentru cel inferior:

$$M_i = YR_i \sin \varphi_i + XR_i \cos \varphi_i \quad (3.8)$$

Din relațiile (3.7) și (3.8) se observă că momentul de acționare se repartizează între cei doi cilindrii neuniform; la cilindrul care se rotește cu viteză periferică mai mare este necesar să se aplice un moment mai mare decât la celălalt, ceea ce este evident din figura 3.1, b.

$$F_s \cdot a_s > F_i \cdot a_i$$

În cazul creșterii considerabile a diferenței dintre vitezele periferice a cilindrilor, ambii termeni ai relației (3.8) pot să devină egali. Atunci $M_i = 0$, întrucât forța F_i va trece prin centrul cilindrului inferior, iar momentul de acționare necesar pentru laminare trebuie să fie aplicat celuilalt cilindrului cu viteză periferică mai mare.

Dacă: $YR_i \sin \varphi_i < XR_i \cos \varphi_i$,

forța F_i va trece mai sus de punctul O_2 și cilindrul inferior îndeplinește rolul de frână.

Acest caz analizat teoretic, este posibil de întâlnit în situațiile practice. Rezultă că la laminoarele trio de profile care funcționează cu presiune superioară, momentul necesar pentru rotirea cilindrului inferior nu trebuie să scadă până la zero.

De aceea, pentru situații normale de exploatare, momentul dezvoltat de motorul de acționare se repartizează în caja de angrenare, aproximativ în următorul mod:

- pentru rotirea cilindrului cu diametru mai mare, (Mr_1),

$$Mr_1 = (0,6 \div 0,8)M_{act.}$$

- pentru rotirea cilindrului cu diametru mai mic, (Mr_2),

$$Mr_2 = (0,2 \div 0,4)M_{act.}$$

în care Mr_1 și Mr_2 reprezintă cota parte din momentul de acționare transmis cilindrilor prin intermediul cajei de angrenare.

Admițând pentru simplificarea calculelor că $\varphi_s = \varphi_i$ și $D_s = D_i$ se poate orientativ determina diferența dintre momente:

$$Mr_1 - Mr_2 = \frac{QlD \cos \varphi}{h + D(1 - \cos \varphi)}$$

CAPITOLUL 4

4. ANALIZA FENOMENELOR DE ALUNECARE (AVANS ȘI ÎNTÂRZIERE)**LA LAMINAREA ASIMETRICĂ**

Pentru a analiza fenomenele de alunecare la laminarea longitudinală asimetrică, introducem următoarele notații:

- avansul raportat la cilindrul superior:

$$Sa_s = \frac{v_1 - v_s}{v_s} = \frac{v_1}{v_s} - 1; \quad (4.1)$$

- avansul raportat la cilindrul inferior:

$$Sa_i = \frac{v_1 - v_i}{v_i} = \frac{v_1}{v_i} - 1. \quad (4.2)$$

Datorită complexității fenomenului de alunecare care se caracterizează prin avans [15] în procesul analizat de laminare, admitem următoarele ipoteze:

1. În zona de deformare există o secțiune neutră medie, în care viteza materialului metalic $v_{m.m}$ reprezintă o medie între vitezele de curgere plastică la suprafața cilindrilor în punctele neutre corespunzătoare, adică:

$$v_{m.m} = \frac{v_{s.n} + v_{i.n}}{2} = \frac{v_s \cos \gamma_s + v_i \cos \gamma_i}{2} \approx \frac{v_s \left(1 - \frac{\gamma_s^2}{2}\right) + v_i \left(1 - \frac{\gamma_i^2}{2}\right)}{2} = \quad (4.3)$$

$$= v_s \frac{\left(1 - \frac{\gamma_s^2}{2}\right) + \frac{v_i}{v_s} \left(1 - \frac{\gamma_i^2}{2}\right)}{2} = v_i \frac{\frac{v_s}{v_i} \left(1 - \frac{\gamma_s^2}{2}\right) + \left(1 - \frac{\gamma_i^2}{2}\right)}{2}.$$

2. Înălțimea secțiunii neutre medii reprezintă înălțimea medie dintre secțiunile care trec prin punctele neutre la cilindrii superior și inferior, adică:

$$h_{m.n} = \frac{h_{s.n} + h_{i.n}}{2} = \frac{1}{2} [h_1 + 2R_s(1 - \cos \gamma_s) + h_1 + 2R_i(1 - \cos \gamma_i)] \approx$$

$$\approx h_1 + \frac{1}{2} (R_s \gamma_s^2 + R_i \gamma_i^2)$$
(4.4)

Atunci, din condiția constanței volumului de material metalic în unitatea de timp, în orice secțiune a zonei de deformare, aflăm că viteza medie a materialului metalic în secțiunea respectivă, va fi:

$$v_{m.m} = v_1 \frac{h_1}{h_1 + \frac{1}{2} (R_s \gamma_s^2 + R_i \gamma_i^2)}$$
(4.5)

Egalând între ele relațiile (4.3) și (4.5), conform relației (4.1), se obține:

$$Sa_s = \frac{(2 - \gamma_s^2) + \frac{v_i}{v_s} (2 - \gamma_i^2)}{4h_1} \left[h_1 + \frac{1}{2} (R_s \gamma_s^2 + R_i \gamma_i^2) \right] - 1$$
(4.6)

și de asemenea:

$$Sa_i = \frac{\frac{v_s}{v_i} (2 - \gamma_s^2) + (2 - \gamma_i^2)}{4h_1} \left[h_1 + \frac{1}{2} (R_s \gamma_s^2 + R_i \gamma_i^2) \right] - 1$$
(4.7)

După transformări, rezultă relațiile pentru avans în forma generală:

$$Sa_s = \left(1 + \frac{v_i}{v_s} \right) \left(1 - \frac{\gamma_s^2}{2} \right) \frac{R_s \gamma_s^2 + R_i \gamma_i^2}{4h_1} +$$
(4.8)

$$+ \frac{v_i}{v_s} \left[\frac{1}{2} - \left(\frac{\gamma_i}{2} \right)^2 \right] - \left[\frac{1}{2} + \left(\frac{\gamma_s}{2} \right)^2 \right]$$

$$Sa_i = \left(1 + \frac{v_s}{v_i} \right) \left(1 - \frac{\gamma_i^2}{2} \right) \frac{R_s \gamma_s^2 + R_i \gamma_i^2}{4h_1} +$$
(4.9)

$$+ \frac{v_s}{v_i} \left[\frac{1}{2} - \left(\frac{\gamma_s}{2} \right)^2 \right] - \left[\frac{1}{2} + \left(\frac{\gamma_i}{2} \right)^2 \right]$$

Neglijând γ_i^2 și γ_s^2 din termenul doi și ultimul termen din paranteze pe motivul valorii lor neînsemnate, se obține:

$$Sa_s = \left(1 + \frac{v_i}{v_s}\right) \frac{R_s \gamma_s^2 + R_i \gamma_i^2}{4h_1} - \frac{1}{2} \left(1 - \frac{v_i}{v_s}\right). \quad (4.10)$$

$$Sa_i = \left(1 + \frac{v_s}{v_i}\right) \frac{R_s \gamma_s^2 + R_i \gamma_i^2}{4h_1} + \frac{1}{2} \left(\frac{v_s}{v_i} - 1\right). \quad (4.11)$$

Așa cum raportul vitezelor cilindrilor este egal cu raportul diametrelor lor, ultimele relații se pot prezenta de asemenea în următoarea formă (dacă $R_s > R_i$):

$$Sa_s = \left(1 + \frac{R_i}{R_s}\right) \frac{R_s \gamma_s^2 + R_i \gamma_i^2}{4h_1} - \frac{1}{2} \left(1 - \frac{R_i}{R_s}\right) = \gamma_s^2 \frac{R_i}{R_s} \times \quad (4.12)$$

$$\times \left[\frac{(R_s + R_i) \left(R_s + R_i \frac{\gamma_i^2}{\gamma_s^2} \right)}{4R_s^2} \right] - \frac{1}{2} \left(1 - \frac{R_i}{R_s}\right);$$

$$Sa_i = \left(1 + \frac{R_s}{R_i}\right) \frac{R_s \gamma_s^2 + R_i \gamma_i^2}{4h_1} - \frac{1}{2} \left(\frac{R_s}{R_i} - 1\right) = \gamma_i^2 \frac{R_i}{R_s} \times \quad (4.13)$$

$$\times \left[\frac{(R_s + R_i) \left(R_s + R_i \frac{\gamma_i^2}{\gamma_s^2} \right)}{4R_s^2} \right] + \frac{1}{2} \left(\frac{R_s}{R_i} - 1\right);$$

sau: $Sa_s = \gamma_s^2 \frac{R_s}{h_1} \cdot n_s - m_s = Sa_{s,rap} \cdot n_s - m_s; \quad (4.14)$

$$Sa_i = \gamma_i^2 \frac{R_i}{h_1} \cdot n_i + m_i = Sa_{i,rap} \cdot n_i - m_i; \quad (4.15)$$

unde s-a notat:

$$Sa_{s,rap} = \gamma_s^2 \frac{R_s}{h_1}; \quad Sa_{i,rap} = \gamma_i^2 \frac{R_i}{h_1};$$

$$n_s = \frac{(R_s + R_i) \left(R_s + R_i \cdot \frac{\gamma_i^2}{\gamma_s^2} \right)}{4R_s^2}; \quad m_s = \frac{1}{2} \left(1 - \frac{R_i}{R_s} \right);$$

$$n_i = \frac{(R_s + R_i) \left(R_i + R_s \cdot \frac{\gamma_s^2}{\gamma_i^2} \right)}{4R_i^2}; \quad m_i = \frac{1}{2} \left(\frac{R_s}{R_i} - 1 \right).$$

După cum s-a arătat, diferența dintre diametrele de lucru a cilindrilor nu depășește 3-8%, de aceea se poate adopta pentru coeficienții n și m , că $\gamma_s = \gamma_i$. Notând raportul dintre diametrele cilindrilor cu $n = \frac{R_s}{R_i} > 1$, se obțin în acest caz relații mult mai expresive pentru coeficienții n_s , n_i , m_s și m_i și avans:

$$n_s = \left(\frac{n+1}{2n} \right)^2 < 1; \quad n_i = \left(\frac{n+1}{2} \right)^2 > 1$$

$$m_s = \frac{n-1}{2n}; \quad m_i = \frac{n-1}{2};$$

$$Sa_s = Sa_{s,rap.} \left(\frac{n+1}{2n} \right)^2 - \frac{n-1}{2n}; \quad (4.16)$$

$$Sa_i = Sa_{i,rap.} \left(\frac{n+1}{2} \right)^2 + \frac{n-1}{2}. \quad (4.17)$$

Este evident că avansul la cilindru cu diametru mai mare poate fi negativ, când unghiul $\gamma_s = 0$, adică când $Sa_{s,rap.} = 0$, atunci:

$$Sa_s = -\frac{n-1}{2n} = -Sa_s \text{ (întârziere)} \quad (4.18)$$

Avansul la cilindru cu diametru mai mic este întotdeauna pozitiv ($Sa_i > 0$).

Corelația dintre avansul materialului metalic raportat la cilindru superior și avansul raportat la cilindru inferior, se va exprima cu relația:

$$\frac{Sa_s}{Sa_i} = \frac{Sa_{s,rap.} \left(\frac{n+1}{2n} \right)^2 - \frac{n-1}{2n}}{Sa_{i,rap.} \left(\frac{n-1}{2} \right)^2 + \frac{n-1}{2}}. \quad (4.19)$$

Deoarece, conform relației (4.16) valoarea Sa_s poate fi și pozitivă (avans) și negativă (întârziere), atunci și corelația $\frac{S\alpha_s}{S\alpha} \geq 0$

Prezentăm relațiile (4.16) și (4.17) în următoarea formă:

$$\left(Sa_s + \frac{n-1}{2n} \right) \left(\frac{2n}{n+1} \right)^2 = \gamma_s^2 \frac{R_s}{h_1} = Sa_{s.rap.}; \quad (4.20)$$

$$\left(Sa_i - \frac{n-1}{2} \right) \left(\frac{2}{n+1} \right)^2 = \gamma_i^2 \frac{R_i}{h_1} = Sa_{i.rap.}, \quad (4.21)$$

în care $Sa_{s.rap.}$ și $Sa_{i.rap.}$ denumim avans "raportat" (la procesul simplu de laminare), deoarece relațiile pentru determinare sunt asemănătoare relației (2.2) pentru procesul simetric de laminare; dar trebuie să avem în vedere că unghiurile critice care intră în această relație γ_s și γ_i au o altă dependență [relațiile (3.11) și (3.12) decât în procesul simetric, (2.2)].

Din prezentarea și analiza relațiilor (4.16) și (4.17), se pot face următoarele constatări:

- Avansul la cilindrul de diametru mare este mai mic decât avansul la laminarea cu aceeași cilindrii de diametre egale ($\gamma_s < \gamma_i$, adică $Sa_{s.rap.} < Sa_s^0$, în care γ și Sa_s^0 corespund procesului simetric de laminare, când $R = R_s$).
- Avansul la cilindrul de diametru mic este mai mare decât în procesul simetric de laminare (dacă $R = R_i$ și $n_i > 1$, iar $m_i > 1$);
- Valorile teoretice maxime ale avansului la valori maxime ale unghiurilor neutre, exprimate cu relațiile (3.15) pentru unghiurile de prindere naturală $\alpha = \pm 2\varphi$, dacă $\varphi = \text{constant}$.

1. Avansurile "raportate":

$$Sa_{s.rap.} = \varphi^2 \frac{R_s}{h_1} = \frac{\alpha_s^2}{4} \cdot \frac{R_s}{h_1} = \frac{\varepsilon}{4(1-\varepsilon)} \frac{2}{n+1} \approx Sa_{s.rap.}^0 \quad (4.22)$$

$$Sa_{i.rap.} = \varphi^2 \frac{R_i}{h_1} = \frac{\alpha_i^2}{4} \cdot \frac{R_i}{h_1} = \frac{\varepsilon}{4(1-\varepsilon)} \cdot \frac{2n}{n+1} \approx Sa_{i.rap.}^0 \quad (4.23)$$

în care Sa_s^0 , reprezintă avansul în procesul simetric de laminare la aceeași valoare a reducerii.

Dacă $n = \frac{R_s}{R_i} = 1$, aceste relații devin de forma relației (2.4), pentru procesul de

laminare simetric. Este evident că, dacă $n \leq 1,05$, cu eroare neînsemnată ($\pm 2,5\%$) se poate

adopta că avansurile maxime "raportate" sunt egale cu avansurile maxime corespunzătoare din procesul simetric de laminare.

2. Avansul pe cilindrii de diametre diferite, conform relațiilor (4.16) și (4.22):

$$Sa_{s,max} = \frac{\varepsilon}{4(1-\varepsilon)} \left(\frac{n+1}{2n^2} \right) - \frac{n-1}{2n} = \int_{\max}^0 \frac{n+1}{2n^2} - \frac{n-1}{2n}; \quad (4.24)$$

$$Sa_{i,max} = \frac{\varepsilon}{4(1-\varepsilon)} \cdot \frac{n(n+1)}{2} + \frac{n-1}{2} = \int_{\max}^0 \frac{n(n+1)}{2} + \frac{n-1}{2}. \quad (4.25)$$

Evident că, dacă $S_a^0 = 0$, adică $\varepsilon = 0$, pe cilindrul superior se produce întârziere, egală cu $Sa_s = -\frac{n-1}{2n}$ (4.18), iar la cilindrul inferior va fi avans, egal cu $Sa_i = -\frac{n-1}{2}$ (4.22) (caz teoretic).

➤ La valori limită a unghiurilor de prindere naturală:

$$\alpha_{s,max} = \mu - \varphi_i$$

$$\text{și } \alpha_{i,max} = \mu + \varphi_i$$

în concordanță cu valorile unghiurilor critice [relația (3.17)] avansurile vor fi:

1. Avansurile "raportate":

$$Sa_s^0 = \frac{\alpha_{s,max}^4}{16\mu^2} \cdot \frac{R_s}{h_1} = \left[\frac{\varepsilon}{4(1-\varepsilon)} \right]^2 \cdot \frac{4h_1}{(n+1)^2 R_s \left[\sqrt{\frac{\varepsilon}{1-\varepsilon} \cdot \frac{2n}{(n+1)R_s}} + \varphi \right]^2}; \quad (4.26)$$

$$Sa_i^0 = \frac{\alpha_{i,max}^4}{16\mu^2} \cdot \frac{R_i}{h_1} = \left[\frac{\varepsilon}{4(1-\varepsilon)} \right]^2 \cdot \frac{4h_1}{\left(\frac{n+1}{n} \right)^2 R_i \left[\sqrt{\frac{\varepsilon}{1-\varepsilon} \cdot \frac{2n}{R_i} \cdot \frac{n}{n+1}} - \varphi \right]^2}; \quad (4.27)$$

Admițând că $\varphi = 0$ și $n = \frac{R_s}{R_i} = 1$, rezultă relația (2.4) pentru procesul simetric de

laminare.

2. Avansul Sa_s și Sa_i pe cilindrii de diametre diferite se obține corespunzător relațiilor (4.16) și (4.26).

➤ La valorile limită a unghiurilor de prindere cu introducerea forțată a semifabricatului între cilindrii, adică atunci când $\alpha_{max} = 2(\mu \pm \varphi)$ conform relațiilor (3.11-3.12) unghiurile critice la cilindrii superior și inferior vor fi egale cu zero; astfel, avansul pe

cilindrii superior și inferior la valori maxime admise a reducerii în zona de prindere artificială vor fi egale [relațiile (4.18) și (4.25)]:

$$Sa_s = -\frac{n-1}{2n} \quad \text{și} \quad Sa_i = \frac{n-1}{2}.$$

Analiza efectuată s-a bazat pe ipoteza că unghiul de înclinare a rezultatelor presiunii reprezintă o mărime constantă ($\varphi = const.$) și depinde numai de raportul dintre diametrele cilindrilor. Printre altele, cum se observă din relațiile (3.1) - (3.3), unghiul φ este funcție de diferența dintre diametrele cilindrilor, reducere, unghiul de prindere, grosimea semifabricatului care se laminează, ș.a.

Astfel, în realitate, dependența valorilor maxime și minime a unghiurilor neutre și a avansului pe cilindrii cu diametre neegale este mult mai complicată decât aceasta se exprimă cu relațiile analizate în lucrare.

Considerând însă că diferența între diametrele cilindrilor practic este neînsemnată, iar unghiul φ este cu mult mai mic decât unghiul de prindere, trebuie să recunoaștem că analiza efectuată dă o dependență vizibilă pentru valorile maxime ale avansului și unghiurilor neutre, cu respectarea erorilor admise la deducerea lor.

Pentru o determinare cât mai corectă a mărimii unghiurilor neutre și avansului la laminarea cu cilindrii de diametre neegale, trebuie ca în fiecare caz particular să se utilizeze relațiile (3.1)-(3.12) și (4.14)-(4.15).

Pentru a ilustra dependența teoretică a avansului de diferiți factori la laminarea între cilindrii de diametre neegale, analizăm două dependențe grafice. Astfel, în figura 4.1 se prezintă o nomogramă pentru determinarea avansului la laminarea între cilindrii de diametre neegale după avansul "raportat" [relația (4.20)] în funcție de raportul între diametrele cilindrilor. Pentru valori mici a diferenței între diametrele cilindrilor ($n = \frac{R_s}{R_i} \leq 1,06$) se poate adopta că unghiurile neutre nu depind de înclinarea rezultatelor. În acest caz, avansul "raportat" va fi egal cu avansul la laminarea între cilindrii de diametre egale (Sa_s^0 dacă $R = R_s$ și Sa_i^0 dacă $R = R_i$) și graficul va exprima dependența avansului pe cilindrii cu diametre neegale în funcție de avansul la laminarea simetrică (diametre egale).

Din nomogramă se observă de asemenea că avansul la cilindrul cu diametru mic se mărește, iar la cilindrul cu diametru mare se micșorează odată cu creșterea diferenței între diametrele cilindrilor în comparație cu avansul la laminarea simetrică.

De exemplu, dacă la laminarea simetrică $R = R_s$, avansul $Sa_s^0 = 10\%$ și dacă $R = R_i$, avansul $Sa_i^0 = 8\%$, atunci la laminarea între cilindrii cu raportul diametrelor $n = \frac{R_s}{R_i} = 1,06$, avansul la cilindrul superior va fi $Sa_s = 6,6\%$, iar la inferior $Sa_i = 11,5\%$. Din monogramă se observă de asemenea că în toate cazurile avansul la cilindrul cu diametru mai mic este pozitiv

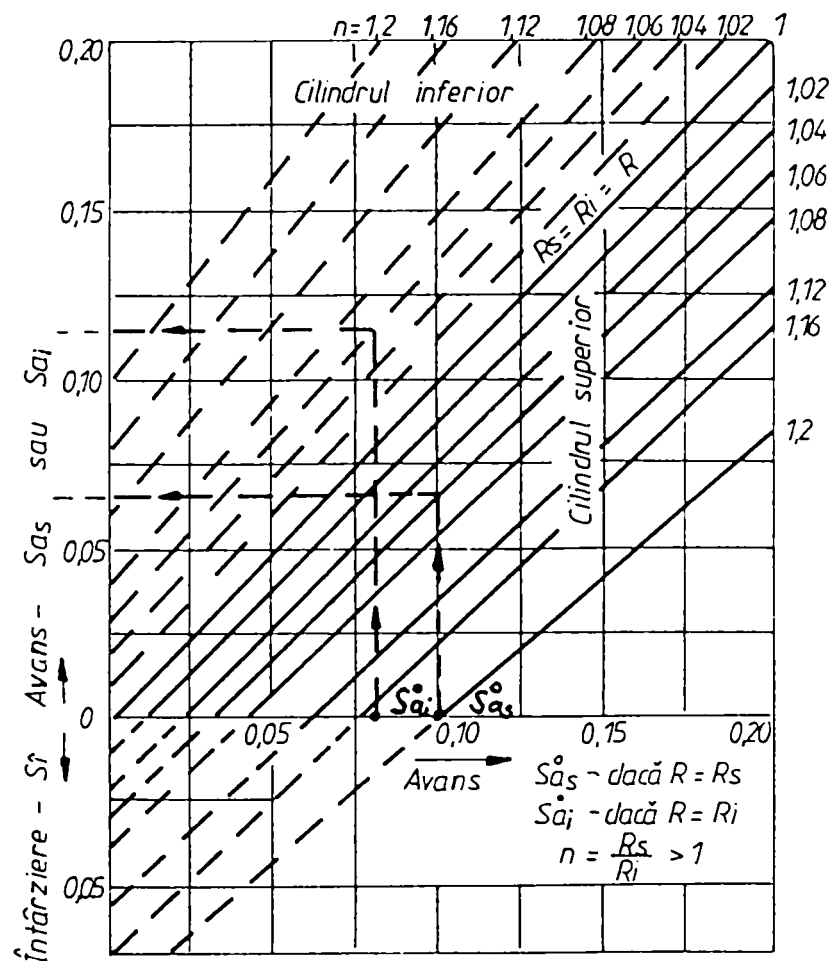


Fig.4.1. Nomogramă pentru determinarea avansului la laminarea între cilindrii cu diametre neegale (Sa_s și Sa_i) pe baza avansului la laminarea simetrică.

și pentru reduceri egale cu zero (în procesul simetric și dacă $R = R_i$), avansul la cilindrul inferior nu este egal cu zero și acesta se determină cu relația (4.25) în funcție de raportul

$$n = \frac{R_s}{R_i}.$$

Invers, avansul la cilindrul superior poate fi negativ (întârziere) și atunci se determină cu relația (4.16) ca și avansul Sa_s^0 în procesul simetric și $R = R_s$ sau cu relația (4.26) când $Sa_s^0 = 0$.

În figura 4.2 sunt prezentate curbele de dependență a avansului față de grosimea laminatului și diametrul cilindrilor (față de raportul $\frac{h_1}{R}$) la laminarea între cilindri de diametre neegale ($n = \frac{R_s}{R_i} = 1,06$), și între cilindri de diametre egale.

Curbele $1_s^0, 2_i^0, 2_s^0$ și 3_i^0 pentru procesul de laminare cu cilindri de diametre egale (laminare simetrică) sunt trasate cu relația:

$$S_a = \frac{\varepsilon}{4(1-\varepsilon)} \left(1 - \frac{1}{b} \sqrt{\frac{\varepsilon}{1-\varepsilon}} \right)^2, \quad (4.28)$$

$$\text{dacă } R = R_s \text{ iar } b_s = \frac{2\mu}{\sqrt{\frac{h_1}{R_s}}} = 4 \text{ și pentru}$$

$$R = R_i = \frac{R_s}{1,06}, \text{ când } b = \frac{2\mu}{\sqrt{\frac{h_1}{R_i}}} = 3,884.$$

Curbele pentru avans la unghiuri de prindere limită (limita pentru condițiile de prindere naturală) pentru procesul de laminare simetrică sunt trasate cu relația $Sa_{\max}^0 = \frac{\varepsilon}{16(1-\varepsilon)}$, iar pentru cazul laminării între cilindri de diametre neegale (laminare asimetrică) cu relațiile (4.14), (4.16) și (3.17), care după transformări împreună cu relațiile (3.4) și (3.5) pot fi prezentate în următoarea formă:

a. unghiurile neutre:

$$\begin{aligned} \gamma_s &= \frac{\alpha_{s,\max.}^2}{4\mu} = \frac{2\Delta h_s}{4\mu R_s} = \frac{\Delta h}{2\mu R_s (n+1)}; \\ \gamma_i &= \frac{\alpha_{i,\max.}^2}{4\mu} = \frac{2\Delta h_i}{4\mu R_i} = \frac{\Delta h}{2\mu R_i} \cdot \frac{n}{n+1}; \end{aligned} \quad (4.29)$$

b. avansul "raportat" la cilindrii superior și inferior, conform relației (4.14), va fi:

$$Sa_{s,\text{rap.}} = \gamma_s^2 \frac{R_s}{h_1} \text{ și } Sa_{i,\text{rap.}} = \gamma_i^2 \frac{R_i}{h_1}.$$

La o diferență mică între diametrele cilindrilor se poate considera că unghiul de înclinare al rezultantei nu influențează asupra condițiilor de prindere a materialului metalic de către cilindri, adică, se consideră că:

$$\alpha_{max} \approx \mu \text{ și } \gamma = \frac{\alpha}{4}.$$

Atunci unghiurile neutre pot fi exprimate cu relațiile:

$$\gamma_s = \frac{\alpha_{s.max.}}{4} = \frac{1}{4} \sqrt{\frac{2\Delta h_s}{R_s}} = \frac{1}{4} \sqrt{\frac{2\Delta h}{R_s(n+1)}} = \frac{1}{4} \sqrt{\frac{\varepsilon}{1-\varepsilon} \cdot \frac{h_1}{R_s} \cdot \frac{2}{n+1}}; \quad (4.30)$$

$$\gamma_i = \frac{\alpha_{i.max.}}{4} = \frac{1}{4} \sqrt{\frac{2\Delta h_i}{R_i}} = \frac{1}{4} \sqrt{\frac{2\Delta h}{R_i} \cdot \frac{n}{n+1}} = \frac{1}{4} \sqrt{\frac{\varepsilon}{1-\varepsilon} \cdot \frac{h_1}{R_i} \cdot \frac{2n}{n+1}}; \quad (4.31)$$

Relațiile pentru determinarea avansului "raportat", vor avea forma:

$$Sa_{s.rap.} = \frac{\varepsilon}{16(1-\varepsilon)} \cdot \frac{2}{n+1} = Sa_{min.}^0 \cdot \frac{2}{n+1}; \quad (4.32)$$

$$Sa_{i.rap.} = \frac{\varepsilon}{16(1-\varepsilon)} \cdot \frac{2n}{n+1} = Sa_{min.}^0 \cdot \frac{2n}{n+1}; \quad (4.33)$$

Astfel, cu eroare destul de mică se poate considera că la limita dintre prinderea naturală (la unghiuri de prindere limită), avansurile "raportate" la cilindrii superior și inferior vor fi egale cu valorile corespunzătoare a avansului la laminarea simetrică Sa^0 (dacă $R = R_s$ și $R = R_i$), cu corecția care consideră diferența dintre diametrele cilindrilor.

În concordanță cu relațiile (4.33), relațiile (4.16) pentru avans pe cilindrii superior și inferior la limita prinderii naturale, vor avea forma:

$$Sa_s = S^0 \frac{n+1}{2n^2} - \frac{n-1}{2n} = \frac{\varepsilon}{16(1-\varepsilon)} \cdot \frac{n+1}{2n^2} - \frac{n-1}{2n} = S_{a_{min}}^0 \frac{n+1}{2n^2} - \frac{n-1}{2n}; \quad (4.34)$$

$$Sa_i = S^0 \frac{n(n+1)}{2} + \frac{n-1}{2} = \frac{\varepsilon}{16(1-\varepsilon)} \cdot \frac{n(n+1)}{2} + \frac{n-1}{2} = S_{a_{min}}^0 \frac{n(n+1)}{2} + \frac{n-1}{2}. \quad (4.35)$$

Din relațiile (4.34), (4.35) și curbele din figura 4.2, se observă că la laminarea cu unghiuri de prindere aproape de cele limită, dar la o prindere naturală, curba $3i$ pentru avans la cilindrul cu diametru mic, se situează mai sus, iar curba $3s$ pentru cilindrul cu diametru mare se situează mai jos decât curba avansului 3^0 , trasată pentru procesul simetric de laminare.

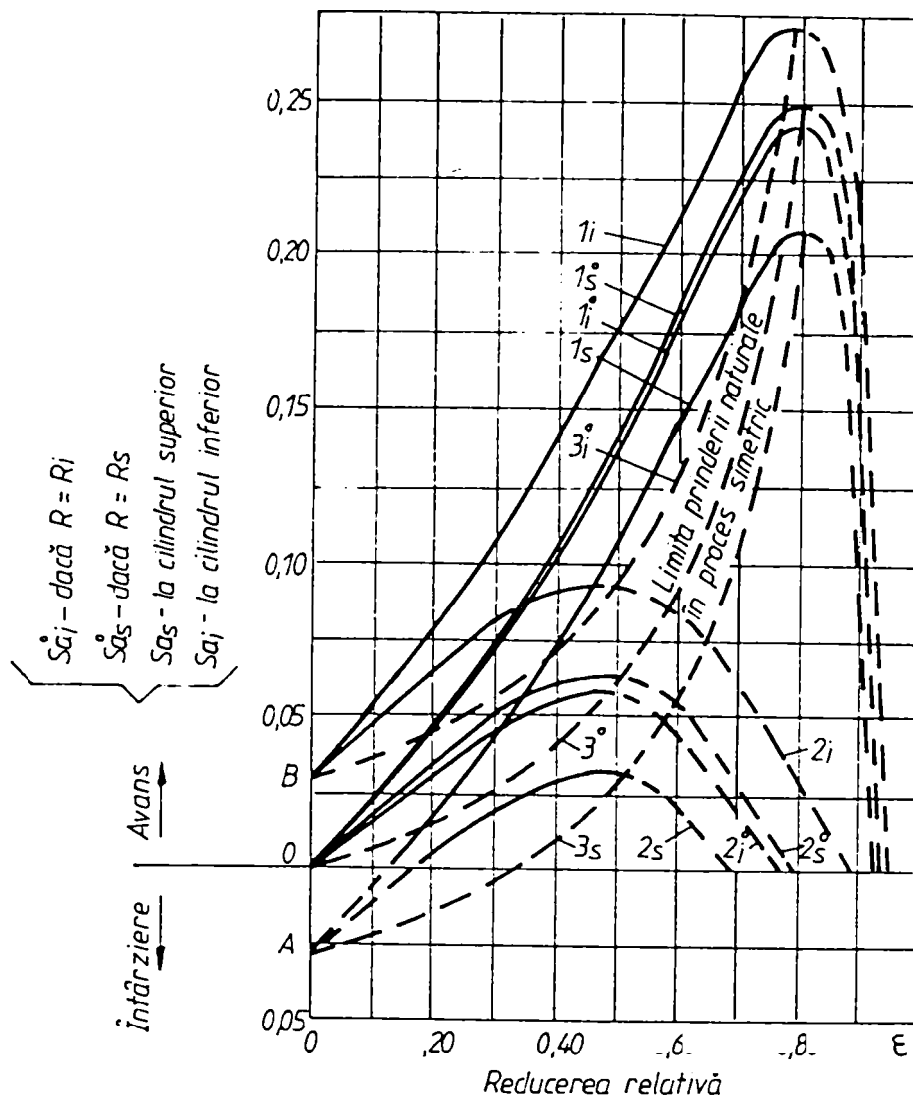


Fig.4.2. Curbele teoretice de dependență a avansului funcție de reducere la diferite valori a raportului $b = \frac{2\mu}{\sqrt{h_1/R_s}}$ la laminarea simetrică și asimetrică:

Curbele $1_i^0, 2_i^0, 1_s^0, 2_s^0, 3^0$ - pentru procesul simetric;

Curbele $1_i, 2_i, 3_i$ - avansul la cilindrul inferior $\left(R_i = \frac{R_s}{n}\right)$;

Curbele $1_s, 2_s, 3_s$ - avansul la cilindrul superior ($R_s = nR_i, n = 1,06$).

Din aceste relații este evident că pentru raportul dat $n = \frac{R_s}{R_i}$ la limita prinderii naturale,

alunecarea înregistrează valori minime, determinate numai de valoarea reducerii relative.

Curbele care evidențiază fenomenul de alunecare la laminarea între cilindrii de diametre neegale pentru diferite valori a coeficientului de frecare și rapoarte $\frac{h_1}{R}$ la unghiuri de prindere mai mici decât cele limită, sunt trasate cu relațiile (4.16) (curbele 1_s și 2_s pentru cilindrul superior) și cu relația (4.17) (curbele 1_i și 2_i pentru cilindrul inferior).

Pentru a ușura trasarea curbelor cu erori minime admise, se adoptă că unghiul de înclinare al rezultantei sau are o valoare neînsemnată în comparație cu unghiurile de prindere la cilindrii superior și inferior și atunci poate fi neglijat, sau el nu depinde de reducere ($\varphi = \text{constant}$).

Atunci, unghiurile critice, conform relațiilor (3.11) și (3.12), precum și (3.4) și (3.5), se vor determina cu formulele:

$$\gamma_s = \frac{\alpha_s}{2} \left(1 - \frac{1 + 2a_s}{b_s} \right); \quad (4.36)$$

$$\gamma_i = \frac{\alpha_i}{2} \left(1 - \frac{1 - 2a_i}{b_i} \right); \quad (4.37)$$

unde s-au adoptat notațiile $a_s = \frac{\varphi}{\alpha_s}$; $a_i = \frac{\varphi}{\alpha_i}$:

$$\frac{1}{b_s} = \sqrt{\frac{2}{n+1}} \cdot \frac{\sqrt{\frac{h_1}{R_s}}}{2\mu} = \frac{\sqrt{\frac{2}{n+1}}}{b_s^0};$$

$$\frac{1}{b_i} = \sqrt{\frac{2n}{n+1}} \cdot \frac{\sqrt{\frac{h_1}{R_i}}}{2\mu} = \frac{\sqrt{\frac{2n}{n+1}}}{b_i^0} = \frac{n}{b_s^0}.$$

Coeficienții b_s^0 și b_i^0 corespund coeficientului b [relația (2.4)] din procesul de laminare simetric:

$$b_s^0 = \frac{2\mu}{\sqrt{\frac{h_1}{R_s}}}, \text{ dacă } R = R_s$$

$$b_i^0 = \frac{2\mu}{\sqrt{\frac{h_1}{R_s}}} = \frac{2\mu}{\sqrt{n} \cdot \sqrt{\frac{h_1}{R_s}}} = \frac{b_s^0}{\sqrt{n}}, \text{ dacă } R = R_i.$$

Cunoscând dependența unghiurilor neutre de alți parametri la laminarea asimetrică exprimată prin dependența unghiurilor neutre față de aceeași parametri la laminarea simetrică, nu este dificil să se determine fenomenul de alunecare (avans) la laminarea asimetrică pe baza aceluiași fenomen la laminarea simetrică.

Utilizând relațiile generale (4.14), (4.16) și (4.36), determinăm:

a) avansurile "raportate", asemănătoare avansului la laminarea simetrică:

$$Sa_{s.rap.} = \gamma_s^2 \frac{R_s}{h_1} = \frac{\varepsilon}{4(1-\varepsilon)} \left(1 - \frac{1-2a}{b_s} \sqrt{\frac{\varepsilon}{1-\varepsilon}} \right)^2 \frac{2}{n+1} \geq Sa_s^0; \quad (4.38)$$

$$Sa_{i.rap.} = \gamma_i^2 \frac{R_i}{h_1} = \frac{\varepsilon}{4(1-\varepsilon)} \left(1 - \frac{1-2a}{b_i} \sqrt{\frac{\varepsilon}{1-\varepsilon}} \right)^2 \frac{2n}{n+1} \leq Sa_i^0; \quad (4.39)$$

în care Sa_s^0 , reprezintă avansul la laminarea simetrică dacă $R = R_s$ și Sa_i^0 dacă $R = R_i$, conform relației (4.26).

b) avansul la cilindrii superior și inferior dacă $n = \frac{R_s}{R_i}$, după relația (4.17).

$$Sa_s = \frac{\varepsilon}{4(1-\varepsilon)} \left(1 - \frac{1+2a}{b_s} \sqrt{\frac{\varepsilon}{1-\varepsilon}} \right)^2 \frac{n+1}{2n^2} - \frac{n-1}{2n} \approx Sa_s^0 \frac{n+1}{2n^2} - \frac{n-1}{2n}; \quad (4.40)$$

$$Sa_i = \frac{\varepsilon}{4(1-\varepsilon)} \left(1 - \frac{1+2a}{b_i} \sqrt{\frac{\varepsilon}{1-\varepsilon}} \right)^2 \frac{n(n+1)}{2} + \frac{n-1}{2} \approx Sa_i^0 \frac{n(n+1)}{2} + \frac{n-1}{2}. \quad (4.41)$$

În aceste relații, coeficienții b_s și b_i se determină cu relația anterioară (4.36) sau cu relațiile:

$$b_s = \sqrt{\frac{n+1}{2}} b_s^0; \quad b_s > b_s^0 \quad (4.42)$$

$$b_i = \sqrt{\frac{n+1}{2n}} b_i^0; \quad b_i \leq b_i^0 < b_s \quad (4.43)$$

Cu aceste valori pentru b_s și b_i , se determină unghiurile neutre pentru cilindrii superior și inferior în cazul laminării asimetrice (cilindrii cu diametre neegale).

CONCLUZII LA PARTEA I

1. Meritul relațiilor și diagramelor analizate în lucrare, constă în ceea ce exprimă într-o formă vizibilă influența reducerii, coeficientului de frecare exterioară, diametrul cilindrilor și a întinderii anterioare și posterioare asupra parametrilor de forță la laminare;
2. Din dependențele analizate rezultă că ecruisarea materialului metalic în zona de deformare duce la creșterea presiunii elementare și totale pe cilindrii de laminare. Când ecruisarea este considerabilă, aceasta contribuie la creșterea parametrilor de forță cu 30-50%. Prin aceasta, secțiunea neutră se deplasează înspre ieșirea laminatului dintre cilindrii;
3. Relațiile (1.34) și (1.36) analizate în lucrare demonstrează vizibil că dispunând de date experimentale cu privire la gradul de ecruisare a materialului metalic la laminarea cu diferite reduceri, există posibilitatea determinării corecte a parametrilor de forță la laminare, ceea ce este important pentru cazurile de laminare la rece în general și în special pentru laminarea la rece a unor aliaje speciale care se ecruisează cu 50-70% într-o singură trecere;
4. Întinderea anterioară și posterioară aplicată materialului metalic care se laminează, micșorează valoarea presiunii totale pe cilindrii;
5. Relațiile analizate în lucrare, arată de asemenea, că:
 - în condițiile laminării nelimitate de condițiile prinderii normale a materialului metalic de către cilindrii, se poate adopta o reducere de patru ori mai mare, ceea ce se observă din compararea condițiilor extreme de prindere;
 - de asemenea, în condițiile nelimitate de prinderea normală (adică prin introducerea forțată a materialului metalic între cilindrii și la laminarea cu întindere), precum și dacă $\frac{h_0}{R} > 4\mu^2$, există posibilitatea de efectuare în mod practic a laminării cu "suprareducere";
6. Valoarea practică a acestor concluzii teoretice este evidentă, deoarece permit abordarea într-o concepție nouă a "suprareducerii" la laminare și aplicarea pe scară largă a principiului de lucru cu introducerea forțată a semifabricatului între cilindrii;

7. Pentru cazul laminării cu reduceri mici ($\varepsilon < 20\%$) și fără întindere, avansul și raportul $\frac{\gamma}{\alpha}$ se poate calcula cu relațiile cunoscute în literatura de specialitate. Cele mai comode pentru calcule, analiza avansului și a raportului $\frac{\gamma}{\alpha}$, sunt relațiile studiate și transformate de noi (2.5) și (2.6).
8. Pentru cazul laminării cu reducerii medii și mari ($\varepsilon > 20\%$), relațiile cunoscute dau valori mărite pentru avans și raportul $\frac{\gamma}{\alpha}$. De aceea, recomandăm ca avansul să se calculeze cu relațiile (2.10), (1.3) și (2.12), iar pentru laminarea la rece cu relațiile noi (2.10) și (2.8), care consideră ecruisarea materialului metalic în zona de deformare;
9. Pentru toate cazurile de laminare cu întindere, relațiile cunoscute în literatură nu sunt indicate. Determinarea avansului și a raportului $\frac{\gamma}{\alpha}$, la laminarea cu întindere trebuie efectuată cu relațiile (2.8), (2.10) și (1.3), care consideră repartizarea neuniformă a presiunii pe arcul de contact și durificarea materialului metalic în zona de deformare la laminare;
10. Din analiza relațiilor care exprimă fenomenele de alunecare dintre materialul metalic și cilindrii de diametre neegale (4.16) și (4.17), rezultă că:
 - avansul ^{la} cilindrul cu diametrul mai mare, este mai mic decât în cazul laminării cu aceeași cilindrii de diametre egale;
 - avansul la cilindrul cu diametrul mic este mai mare decât în procesul simplu de laminare.

*PARTEA A II-A***CERCETĂRI DE MODELARE MATEMATICĂ***CAPITOLUL 5***STABILIREA DE MODELE MATEMATICE INGINEREȘTI PENTRU
PROCESUL DE LAMINARE****5.1. MODELUL PENTRU LUNGIMEA ARCULUI DE CONTACT**

Lungimea arcului de contact dintre materialul metalic și cilindrii este unul dintre parametrii cu influență hotărâtoare asupra condițiilor de forță, temperatură și cinematică a procesului de laminare.

De aceea, el reprezintă suma interacțiunilor de forță dintre materialul metalic și cilindrii și determinarea lui numai din considerente geometrice la laminare, așa cum se practică de obicei, este incorectă. Aceasta pentru faptul că procesul de laminare se caracterizează prin tensiuni mari de contact și reduceri absolute mici, mai ales în cazul laminării la rece. În aceste condiții deformațiile elastice de compresiune a cilindrilor obțin valori comparabile cu reducerile aplicate, și ca urmare determină o creștere considerabilă a lungimii arcului de contact.

Influență esențială asupra mărimii arcului de contact exercită și deformațiile elastice ale materialului metalic care se laminează, mai ales când procesul se desfășoară cu reduceri mici.

Deci, pentru determinarea lungimii arcului de contact în cazul laminării la rece, pe lângă reducere și raza cilindrilor trebuie să se cunoască de asemenea deformațiile elastice ale cilindrilor și benzii care se laminează, valori ce depind de condițiile de forță a procesului de laminare.

Rezolvarea acestei probleme se face utilizând ecuațiile teoriei de laminare și a teoriei elasticității.

În prezent se cunosc mai multe modele și metode de calcul a lungimii arcului de contact pentru laminare la rece. Toate acestea se bazează pe probleme de contact din teoria elasticității [16]; [17]; [36]; [37]; [38].

Utilizând conceptul lui Hertz, s-au obținut modelele lui Hitchcock [8], [16], [19], Ţelikov [17], Dinik [18], Bland și Ford [8] ș.a.

Relația lui Hitchcock [8], [16], este destinată determinării lungimii arcului de contact cu considerarea comprimării elastice numai a cilindrilor (l_c):

$$l_c = x_{1c} + \sqrt{R\Delta h + x_{1c}^2} \quad (5.1)$$

în care:
$$x_{1c} = 8p_{m.c} R\theta_c \quad (5.2)$$

$$\theta_c = \frac{1 - \nu_c^2}{\pi E_c} \quad (5.3)$$

R , Δh , $p_{m.c}$ - reprezintă raza cilindrilor de lucru, reducerea absolută, și tensiunea medie normală de contact, calculate cu considerarea comprimării elastice a cilindrilor;

ν_c și E_c - coeficientul lui Poisson și modulul de elasticitate a materialului cilindrilor;

Formula lui Hitchcock nu consideră deformațiile elastice a benzii care se laminează, iar diagrama tensiunilor normale este adoptată sub forma de semielipsă. Astfel, creșterea lungimii arcului de contact x_{1c} după planul care trece prin centrele cilindrilor, s-a determinat ca jumătate din suprafața de contact a doi cilindrii. Datorită acestor aproximații, variabilele x_{1c} și l_c rezultă întotdeauna mai mici decât cele reale.

Cu toate acestea, relația lui Hitchcock este simplă, motiv pentru care are aplicativitate în calculele ingineresti.

În practică se utilizează de asemenea relația lui Roberts [3], [2], obținută din rezolvarea lui Hertz pentru contactul dintre un cilindru cu un plan ideal rigid:

$$l_c = \sqrt{R\Delta h} + 1,08 \sqrt{\frac{2Rp_b}{E_c}} \quad (5.4)$$

în care p_b - reprezintă forța normală ce acționează pe unitatea de lățime a benzii.

Ţelikov și Grișcov [16] au propus relația de calcul pentru creșterea lungimii arcului de contact cu considerarea asimetriei diagramei pentru tensiunile normale:

$$x_{1c} = 11p_{m.c} \cdot R \cdot \theta_c \quad (5.5)$$

După părerea autorilor, utilizarea ultimei relații în locul relației (5.2) pentru calculul lungimii arcului de contact, va favoriza micșorarea împrăștierii dintre valorile calculate și cele experimentale.

Perfecționarea în continuare a rezolvării pentru determinarea lungimii arcului de contact cu folosirea problemei lui Hertz, se rezumă în principal la considerarea influenței deformațiilor elastice ale benzii. Din acest punct de vedere, o recunoaștere mai mare a obținut relația lui Tselikov [16], [17]:

$$l_c = x_1 + \sqrt{R\Delta h + x_1^2} \quad (5.6)$$

în care:

$$x_1 = 8p_m(\theta_c + \theta_b) \cdot R \quad (5.7)$$

$$\theta_b = \frac{1 - \nu_b^2}{\pi E_b} \quad (5.8)$$

p_m, l_c, x_1 - corespunzător, tensiunea normală medie de contact, lungimea arcului de contact și creșterea acestuia după planul care trece prin centrele cilindrilor, calculate cu considerarea deformațiilor elastice a cilindrilor și benzii;

ν_b, E_b - corespunzător, coeficientul lui Poisson și modulul de elasticitate al materialului benzii.

În lucrarea [18] Dinnik arată că determinarea creșterii lungimii arcului de contact x_1 fără considerarea lungimii benzii și a simetriei diagramei pentru tensiunile normale, este irațională. Pentru înlăturarea acestui neajuns al relației (5.6) autorul propune ca creșterea x_1 să se calculeze cu formula:

$$x_1 = 0,5ax_{1c} \left(1 + \sqrt{1 + 1,74 \frac{h_1}{x_{1c}}} \right) \quad (5.9)$$

în care a, h_1 – reprezintă coeficient care consideră asimetria diagramei tensiunilor normale, și grosimea benzii după laminare.

Pentru determinarea lui x_{1c} , Dinnik recomandă relația (5.2).

De asemenea, rezolvarea lui Cepurchin [19]; [20], se bucură de mare interes. Relația propusă de acesta determină lungimea arcului de contact cu considerarea comprimării elastice numai a cilindrilor, și are forma:

$$l_c = \sqrt{R\Delta h + Cp_b \cdot \theta_c \cdot R} \quad (5.10)$$

în care c , reprezintă coeficient de formă a diagramei tensiunilor normale.

Bazându-se pe această rezolvare, Poluhin, ș.a. [21] au obținut dependența pentru determinarea lungimii arcului de contact cu considerarea deformațiilor elastice a cilindrilor și benzii. Astfel,

$$l_c = \sqrt{R\Delta h + c_1 p_b R(\theta_c + \theta_b)} \quad (5.11)$$

în care:

$$c_1 = 8 + 2\sqrt{\frac{4\Delta h}{p_b(\theta_c + \theta_b)} + 16} \quad (5.12)$$

5.2. MODELUL PENTRU FORȚE ȘI TENSIUNILE NORMALE MEDII DE CONTACT

Modelul cel mai răspândit pentru prognozarea forțelor de laminare, are forma:

$$F = p_m \cdot l_c \cdot b_m \quad (5.13)$$

în care p_m , l_c - reprezintă tensiunea normală de contact medie și lungimea arcului de contact, calculată cu considerarea deformațiilor elastice a cilindrilor și benzii;

b_m - lățimea medie a benzii laminate.

Din relația anterioară rezultă că precizia de prognozare a forței de laminare este determinată de precizia de prognozare a lungimii arcului de contact și a tensiunii normale medii de contact.

Modelul pentru lungimea arcului de contact a fost analizat, de aceea analizăm mai detaliat modelul pentru tensiunea normală medie de contact [39].

Particularitatea modelelor de până acum constă în aceea că ele sunt obținute fără considerarea deformațiilor elastice a cilindrilor și benzilor laminate. Pentru a considera influența acestui factor asupra tensiunii normale de contact, autorul sugerează că este suficient să se găsească valoarea condiționată a razei cilindrului de lucru R_{cond} sau valoarea l_c . Întrucât deformațiile elastice a benzilor întotdeauna se neglijează la determinarea tensiunii normale medii de contact, atunci în cel mai bun caz se găsește valoarea tensiunii normale medii pe porțiunea de contact plastic dintre bandă și cilindrii $p_{m,c}$ iar forța de

laminare F_c se calculează cu considerarea influenței numai a deformațiilor elastice a cilindrilor:

$$F_c = p_{m,c} \cdot l_c \cdot b_m,$$

în care l_c , este lungimea arcului de contact cu considerarea deformațiilor elastice numai a cilindrilor.

Analizăm precizia și capacitatea de operare a modelelor pentru $p_{m,c}$ care au obținut o mai mare utilizare în practica inginerescă și cercetarea științifică, propuse de Stone, Bland și Ford, Roberts, Lugovschi și Ţelikov, Aceste metode se deosebesc prin simplitate și compactitate și sunt obținute la o valoare constantă a rezistenței la deformare pentru valorile medii ale parametrilor respectivi. Modelele acestor autori fără considerarea influenței deformațiilor elastice a cilindrilor, se prezintă în continuare:

Modelul lui Stone [2], [22]:

$$p_m = \beta \cdot \sigma_{c,m} \frac{E \frac{f}{hm} - 1}{f \frac{1}{hm}} \quad (5.14)$$

Modelul lui Bland și Ford [9]:

$$p_m = \beta \cdot \sigma_{c,m} \left(1,08 + 1,79 \varepsilon \sqrt{\frac{R}{\Delta h}} - 1,02 \varepsilon \right) \quad (5.15)$$

Modelul lui Roberts [2], [3]:

$$p_m = \beta \cdot \sigma_{c,m} \left(1 - 1,25 \varepsilon + \frac{fl}{2h_0} \right) \frac{1}{1 - \varepsilon} \quad (5.16)$$

Modelul lui Lugovschi [23]:

$$p_m = \beta \cdot \sigma_{c,m} \left(1 + \frac{fl}{2h_m} \right) \quad (5.17)$$

Modelul lui Ţelikov [16]:

$$p_m = \frac{\beta \cdot \sigma_{c,m}}{\Delta h} \left\{ \frac{h_0}{\delta - 2} \left[\left(\frac{h_0}{h_n} \right)^{\delta - 2} - 1 \right] + \frac{h_1}{\delta + 2} \left[\left(\frac{h_n}{h_1} \right)^{\delta + 2} - 1 \right] \right\} \quad (5.18)$$

$$\text{unde:} \quad \delta = \frac{2fl}{\Delta h} \quad (5.19)$$

$$l = \sqrt{R\Delta h} \quad (5.20)$$

$$h_n = \sqrt[2\delta]{h_0^{\delta-1} \cdot h_1^{\delta+1}} \quad (5.21)$$

$$h_m = 0,5(h_0 + h_1) \quad (5.22)$$

$$\Delta h = h_0 - h_1 \quad (5.23)$$

$$\varepsilon = \frac{\Delta h}{h_0} \quad (5.24)$$

în care l, ρ_m - reprezintă lungimea arcului de contact și tensiunea normală medie de contact, calculată fără considerarea deformațiilor elastice a cilindrilor și benzii;

$h_0, h_1, \Delta h, \varepsilon$ - corespunzător grosimea benzii la intrarea și ieșirea din zona de deformare, reducerea absolută și relativă;

h_n, R, f - corespunzător grosimea benzii în secțiunea neutră, raza cilindrilor de lucru și coeficientul de frecare în procesul stabilizat de laminare;

$\sigma_{c.m}, \beta$ - corespunzător valoarea medie a rezistenței la deformare (tensiunea de curgere) în zona de deformare și coeficientul lui Lode ($\beta = 1,15$).

Pentru comoditatea analizei în continuare a modelului, în locul valorii ρ_m vom utiliza parametrul adimensional n_σ care reprezintă coeficientul stării de tensiune:

$$n_\sigma = \frac{\rho_m}{\beta \sigma_c} \quad (5.25)$$

iar dependențele pentru determinarea $l, \delta, \frac{h_1}{\Delta h}, h_n, \frac{h_0}{h_n}, \frac{h_n}{h_1}$ și h_m le prezentăm sub forma:

$$l = \sqrt{R \Delta h} = h_0 \sqrt{\frac{R}{h_0}} \varepsilon \quad (5.26)$$

$$\delta = \frac{2fl}{\Delta h} = 2f \sqrt{\frac{R}{h_0}} \cdot \frac{1}{\varepsilon} \quad (5.27)$$

$$\frac{h_1}{\Delta h} = \frac{1 - \varepsilon}{\varepsilon} \quad (5.28)$$

$$h_n = \sqrt[2\delta]{h_0^{\delta-1} \cdot h_1^{\delta+1}} = h_0 \sqrt[2\delta]{(1 - \varepsilon)^{\delta+1}} \quad (5.29)$$

$$\frac{h_0}{h_n} = \frac{h_0}{h_0 \sqrt[2\delta]{(1 - \varepsilon)^{\delta+1}}} = \frac{1}{\sqrt[2\delta]{(1 - \varepsilon)^{\delta+1}}} \quad (5.30)$$

$$\frac{h_n}{h_1} = \frac{h_0^{2\delta} \sqrt[\delta]{(1-\varepsilon)^{\delta+1}}}{h_0 - \Delta h} = \frac{1}{1-\varepsilon} \sqrt[\delta]{(1-\varepsilon)^{\delta+1}} \quad (5.31)$$

$$h_m = 0,5(h_0 + h_1) = 0,5(2 - \varepsilon)h_0 \quad (5.32)$$

Cu considerarea (5.23) ... (5.32) modelele (5.14) ... (5.18) iau forma:

Modelul lui Stone [2], [22]:

$$n_\sigma = \frac{1}{\frac{2f\sqrt{\frac{R}{h_0}}\varepsilon}{2-\varepsilon}} \left(E \frac{2f\sqrt{\frac{R}{h_0}}\varepsilon}{2-\varepsilon} - 1 \right) \quad (5.33)$$

Modelul lui Bland și Ford [9]:

$$n_\sigma = 1,08 + 1,79f\varepsilon \sqrt{\frac{R}{h_0} \cdot \frac{1}{1-\varepsilon}} - 1,02\varepsilon \quad (5.34)$$

Modelul lui Roberts [2], [3]:

$$n_\sigma = \left(1 - 1,25\varepsilon + \frac{f}{2} \sqrt{\frac{R}{h_0}} \varepsilon \right) \frac{1}{1-\varepsilon} \quad (5.35)$$

Modelul lui Lugovschi [23]:

$$n_\sigma = 1 + \frac{f}{2-\varepsilon} \sqrt{\frac{R}{h_0}} \varepsilon \quad (5.36)$$

Modelul lui Țelikov [16]:

$$n_\sigma = \frac{1}{\varepsilon(\delta-2)} \left\{ \left[\frac{1}{\sqrt[\delta]{(1-\varepsilon)^{\delta+1}}} \right]^{\delta-2} - 1 \right\} + \frac{1-\varepsilon}{\varepsilon(\delta+2)} \left\{ \left[\frac{1}{1-\varepsilon} \sqrt[\delta]{(1-\varepsilon)^{\delta+1}} \right]^{\delta+2} - 1 \right\} \quad (5.37)$$

Dependențele (5.33) ... (5.37) pot fi simplificate într-o oarecare măsură, dacă se adoptă:

$$A = f\sqrt{R/h_0} \quad (5.38)$$

$$\delta = 2A\sqrt{1/\varepsilon} \quad (5.39)$$

După introducerea (5.38) și (5.39) în (5.33) ... (5.37) se obțin următoarele modele:

Modelul lui Stone [2], [22]:

$$n_\sigma = \frac{1}{\frac{2A\sqrt{\varepsilon}}{2-\varepsilon}} \left(E \frac{2A\sqrt{\varepsilon}}{2-\varepsilon} - 1 \right) \quad (5.40)$$

Modelul lui Bland și Ford [9]:

$$n_{\sigma} = 1,08 + 1,79\varepsilon A \sqrt{\frac{1}{1-\varepsilon}} - 1,02\varepsilon \quad (5.41)$$

Modelul lui Roberts [2], [3]:

$$n_{\sigma} = \left(1 - 1,25\varepsilon + \frac{A}{2} \sqrt{\varepsilon} \right) \frac{1}{1-\varepsilon} \quad (5.42)$$

Modelul lui Lugovschi [23]:

$$n_{\sigma} = 1 + \frac{A}{2-\varepsilon} \sqrt{\varepsilon} \quad (5.43)$$

Modelul lui Țelikov [16]:

$$n_{\sigma} = \frac{1}{\varepsilon(\delta-2)} \left\{ \left[\frac{1}{2\delta\sqrt{(1-\varepsilon)^{\delta+1}}} \right]^{\delta-2} - 1 \right\} + \frac{1-\varepsilon}{\varepsilon(\delta+2)} \left\{ \left[\frac{1}{1-\varepsilon} 2\delta\sqrt{(1-\varepsilon)^{\delta+1}} \right]^{\delta+2} - 1 \right\} \quad (5.44)$$

Dependențele (5.33) ... (5.37) confirmă faptul că coeficientul stării de tensiune n_{σ} din toate modelele analizate reprezintă în sine o funcție de trei parametri adimensionali – coeficientul de frecare f , raportul dintre raza cilindrilor de lucru și grosimea barei la intrarea în zona de deformare $\frac{R}{h_0}$ și reducerea relativă ε , care formează în același timp și criteriul de asemănare [24].

5.3. MODELUL PENTRU UNGHIUL NEUTRU ȘI AVANS

Unghiul neutru la laminare determină poziția secțiunii neutre în zona de deformare și reprezintă caracteristica cea mai importantă pentru cinematica procesului.

Cu ajutorul unghiului neutru se calculează valoarea avansului, întinderea zonelor de întârziere și avans, corelația vitezelor de mișcare a benzilor și cilindrilor.

Pentru determinarea unghiului neutru, a avansului și momentelor de laminare, utilizăm schema din figura 5.1. Această schemă corespunde modelului zonei de deformare.

Valoarea unghiului neutru γ_c s-a determinat din condiția de echilibru. În concordanță cu schema adoptată (fig.5.1) ecuația de echilibru în raport cu centrul O_{cond} se prezintă sub forma:

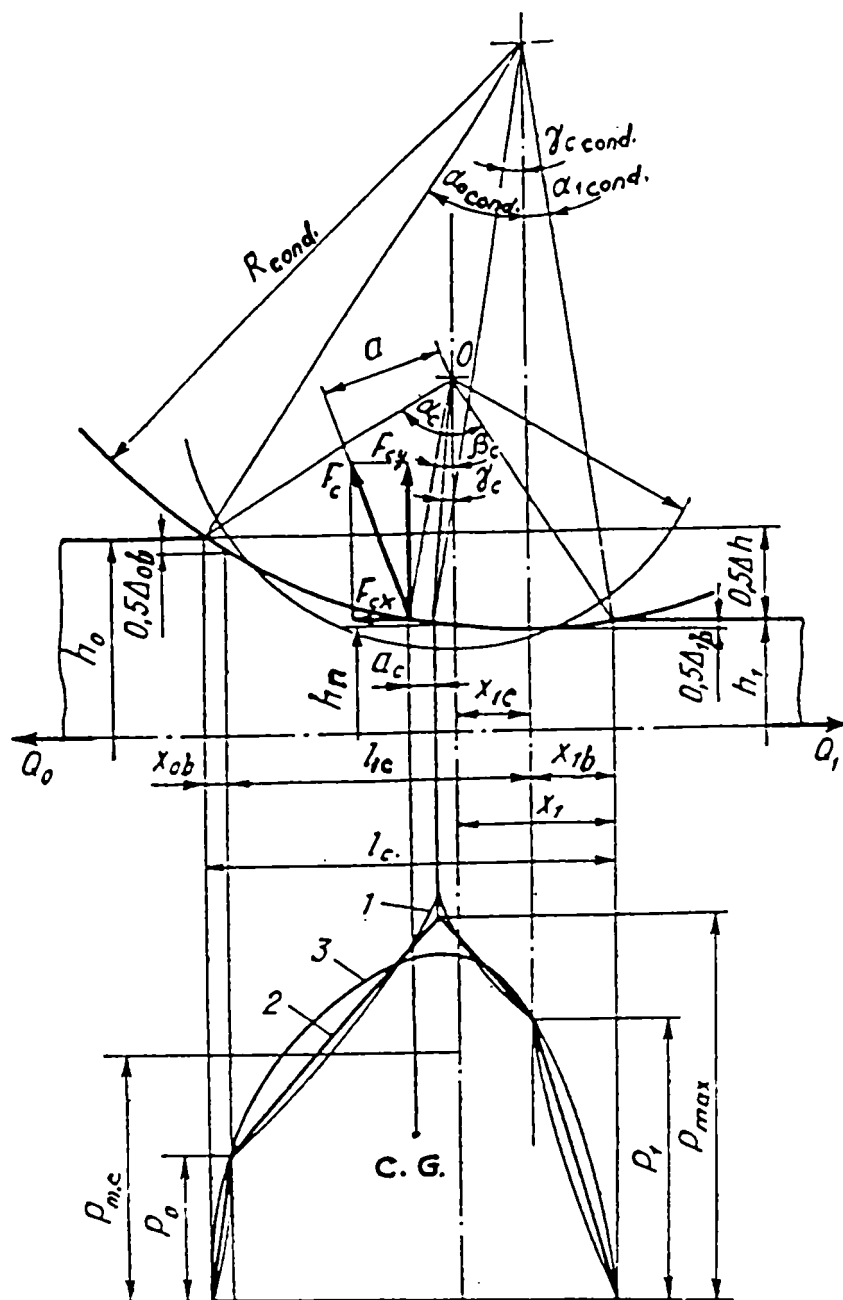


Fig.5.1. Schema pentru determinarea unghiului neutru, avansului și momentului de laminare.

F_{cx}, F_{cy} - reprezintă proiecția orizontală și verticală a forței de laminare;

a, a_c - brațele forțelor F_{cx}, F_{cy} ;

h_n - grosimea benzii în secțiunea neutră;

CG - centrul de greutate a diagramei;

1 - diagrama teoretică a tensiunilor normale de contact;

$2, 3$ - diagramele echivalente aproximative printr-o funcție continuă din bucăți liniare și corespunzător, din două semiparabole.

$$\sum x = - \int_{\alpha_{1\text{cond.}}}^{\alpha_{0\text{cond.}}} p_x \sin \alpha_x R_{\text{cond.}} d\alpha_x + \int_{\gamma_{c\text{cond.}}}^{\alpha_{0\text{cond.}}} \tau_x \cos \alpha_x R_{\text{cond.}} d\alpha_x - \quad (5.45)$$

$$\int_{\alpha_{1\text{cond.}}}^{\gamma_{c\text{cond.}}} \tau_x \cos \alpha_x R_{\text{cond.}} d\alpha_x + \frac{Q_0 - Q_1}{2b} = 0$$

în care α_x , p_x , τ_x – reprezintă valorile curente a unghiului de contact dintre bară și cilindrii, tensiunile normale și tangențiale;

$R_{\text{cond.}}$ – raza condiționată a cilindrului.

Compunerea ecuației de echilibru în raport cu raza condiționată a cilindrului a fost dictată numai din considerente de simplitate și comoditate pentru rezolvarea ei în continuare. Alte avantaje, ecuația (5.45) nu prezintă.

Pentru rezolvarea ecuației (5.45) aflăm dependența pentru determinarea lui τ_x și p_x .

În condiția de respectare a legii lui Amonton-Coulon,

$$\tau_x = f \cdot p_x$$

în care f , reprezintă coeficientul de frecare.

Expresia pentru determinarea lui p_x depinde de legea adoptată pentru repartizarea tensiunilor normale de contact. Prin aproximarea diagramei tensiunilor normale de contact cu două parabole (fig.5.1, curba 3) s-au folosit următoarele dependențe pentru determinarea lui p_x

dacă $0 \leq x \leq l_c - R_{\text{cond.}} \gamma_{c\text{cond.}} - x_{1b}$

$$p_x = p_{\text{max}} \left[1 - \left(\frac{x - l_c + R_{\text{cond.}} \gamma_{c\text{cond.}} + x_{1b}}{-x_{1b} + l_c - R_{\text{cond.}} \gamma_{c\text{cond.}}} \right)^2 \right] \quad (5.46)$$

dacă $l_c - R_{\text{cond.}} \gamma_{c\text{cond.}} - x_{1b} \leq x \leq l_c$

$$p_x = p_{\text{max}} \left[1 - \left(\frac{x - l_c + R_{\text{cond.}} \gamma_{c\text{cond.}} + x_{1b}}{R_{\text{cond.}} \gamma_{c\text{cond.}} + x_{1b}} \right)^2 \right]. \quad (5.47)$$

Având în vedere că $p_{\text{max.}} = 1,5 p_{m.c}$ în urma rezolvării în comun a ecuațiilor,

$R_{\text{cond.}} = \frac{(l_c - x_{1b})^2}{\Delta h + \Delta_{1b}}$, împreună cu (5.45) ... (5.47), rezultă:

$$R_{\text{cond.}} \gamma_{c\text{cond.}} = R \gamma_c + x_1 - x_{1b} \quad (5.48)$$

$$R_{\text{cond.}} \alpha_{0\text{cond.}} = l_c - x_{1b} \quad (5.49)$$

$$R_{\text{cond.}} \alpha_{1\text{cond.}} = x_{1b} \quad (5.50)$$

$$R_{\text{cond.}} \alpha_{0\text{cond.}} + R_{\text{cond.}} \alpha_{1\text{cond.}} = R \alpha_c \quad (5.51)$$

astfel, s-a obținut:

$$\frac{\gamma_c}{\alpha_c} = \frac{1}{2} \left[1 - \frac{2(\Delta h + \Delta_{1b}) \left(2 - 3 \frac{x_{b1}}{l_c} \right) + 16 f x_{b1} \left(1 - \frac{x_{b1}}{l_c} \right)^2}{\Delta h + \Delta_{1b} + 8 f l_c \left(1 - \frac{x_{b1}}{l_c} \right)^2} \right] -$$

(5.52)

$$\frac{2(Q_0 + Q_1) \left(1 - \frac{x_{1b}}{l_c} \right)^2}{p_{m.c} \left[\Delta h + \Delta_{1b} + 8 f l_c \left(1 - \frac{x_{1b}}{l_c} \right)^2 \right] b} - \frac{x_1}{l_c} + \frac{x_{1b}}{l_c}$$

sau

$$\frac{\gamma_c}{\alpha_c} = \frac{1}{2} \left[1 - \frac{2(\Delta h + \Delta_{1b}) \left(2 - 3 \frac{x_{1b}}{l_c} \right) + 16 f x_{1b} \left(1 - \frac{x_{1b}}{l_c} \right)^2}{\Delta h + \Delta_{1b} + 8 f l_c \left(1 - \frac{x_{1b}}{l_c} \right)^2} \right] -$$

(5.53)

$$\frac{2(q_0 h_0 + q_1 h_1) \left(1 - \frac{x_{1b}}{l_c} \right)^2}{p_{m.c} \left[\Delta h + \Delta_{1b} + 8 f l_c \left(1 - \frac{x_{1b}}{l_c} \right)^2 \right] b} - \frac{x_1}{l_c} + \frac{x_{1b}}{l_c},$$

unde:

$$\frac{x_1}{l_c} = \frac{1}{2} \left(1 - \frac{R \Delta h}{l_c^2} \right)$$

(5.54)

$\Delta h, \Delta_{1b}$ – reprezintă reducerea absolută și revenirea elastică a benzii laminate;

b, R – lățimea benzii și raza cilindrului nedeformat;

Q_0, Q_1 – întinderea totală anterioară și posterioară din bandă;

q_0, q_1 – întinderea unitară anterioară și posterioară din bandă;

h_0, h_1 – grosimea benzii la intrarea și ieșirea din zona de deformare;

$\alpha_c, p_{m.c}$ – unghiul de contact dintre bandă și cilindrii și tensiunea normală medie de contact, corelată cu considerarea deformațiilor elastice a cilindrilor și benzii.

Restul notațiilor se înțeleg din figura 5.1. În condițiile laminării la rece de obicei $(\Delta h + \Delta_{1b}) \ll 8 f l_c (1 - x_{1b}/l_c)$, de aceea suma $(\Delta h + \Delta_{1b})$ din numitorul formulelor (5.52) și (5.53) fără a afecta precizia, se poate neglija.

Atunci formula (5.53) cu ceva se simplifică și se obține forma:

$$\frac{\gamma_c}{\alpha_c} = \frac{1}{2} \left[1 - \frac{(\Delta h + \Delta_{1b}) \left(2 - 3 \frac{x_{1b}}{l_c} \right)^2}{4 f l_c \left(1 - \frac{x_{1b}}{l_c} \right)^2} - \frac{q_0 h_0 + q_1 h_1}{4 f p_{m.c} \cdot l_c} - \frac{x_1}{l_c} \right] \quad (5.55)$$

Prin aproximarea diagramelor pentru tensiunile normale de contact cu o funcție continuă din segmente liniare (fig.5.1, curba 2) rezolvarea ecuației (5.45) duce la o formă complicată și incomodă utilizării practice.

Relațiile (5.52), (5.53) și (5.55) din punct de vedere practic au aceeași valoare, de aceea la rezolvarea problemelor ingineresti este rațional să se utilizeze dependența simplificată (5.55). În situațiile când se cere obținerea unor rezultate mai precise cu privire la unghiul neutru γ_c întâietate trebuie să se acorde relațiilor (5.52) și (5.53).

Din relațiile (5.52), (5.53) și (5.55) rezultă că valoarea unghiului neutru (parametrul $\frac{\gamma_c}{\alpha_c}$) se poate micșora până la zero și chiar să devină negativă. Prin aceasta se asigură decurgerea normală a procesului dacă valoarea negativă a unghiului γ_c nu iese în afara limitei zonei plastice de avans (fig.5.1), adică, dacă se respectă condiția:

$$-\frac{\gamma_c}{\alpha_c} > -\left(\frac{x_1}{l_c} - \frac{x_{1b}}{l_c} \right) \quad (5.56)$$

Cu creșterea întinderii anterioare valoarea absolută a parametrului $\frac{\gamma_c}{\alpha_c}$ crește până la efilarea totală a zonei plastice de întârziere. Astfel, diapazonul valorilor posibile a parametrului $\frac{\gamma_c}{\alpha_c}$ se limitează la întinderea zonei plastice de contact dintre cilindrii și bandă, mai precis, prezența concomitentă a zonelor plastice de avans și întârziere.

Cu considerarea acestora, diapazonul valorilor posibile a parametrului $\frac{\gamma_c}{\alpha_c}$, care să asigure desfășurarea stabilă a procesului de laminare (fig.5.1), este stabilită de condiția:

$$1 - \frac{x_1}{l_c} - \frac{x_{0b}}{l_c} > \frac{\gamma_c}{\alpha_c} > -\left(\frac{x_1}{l_c} - \frac{x_{1b}}{l_c} \right) \quad (5.57)$$

Relațiile (5.52), (5.53) și (5.55) se recomandă în calitate de modele pentru unghiul neutru. Acestea sunt obținute cu considerarea deformațiilor elastice a cilindrilor și benzii,

asimetriei diagramelor pentru tensiunile normale de contact și de întindere. Prin acestea, relațiile respective se deosebesc de alte relații din literatura de specialitate. Este ușor să arătăm că relațiile cunoscute în literatura pentru determinarea unghiului neutru $\frac{\gamma_c}{\alpha_c}$, reprezintă cazuri particulare a relațiilor prezentate de noi.

De exemplu, dacă se neglijează influența deformațiilor elastice a cilindrilor și benzii ($\Delta_{1b} = 0$; $x_{1b}/l_c = 0$; $l_c = \sqrt{R\Delta h} = R\alpha$) și întinderea ($q_0 = q_1 = 0$), din relația (5.55), rezultă cunoscutele relații din literatură[5]; [9]; [25]:

$$\frac{\gamma}{\alpha} = \frac{1}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2f} \right) + \frac{q_1 h_1 - q_0 h_0}{4 f p_m \cdot R}$$

sau,

$$\frac{\gamma}{\alpha} = \frac{1}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2f} \right).$$

După determinarea unghiului γ_c , se poate determina avansul S_a . Analizând procesul de laminare cu cilindrii de rază $R_{cond.}$ (fig.5.1) se poate scrie:

$$S_a = \frac{v_1}{v_{c.cond.}} - 1 \quad (5.58)$$

în care v_1 , $v_{c.cond.}$ – reprezintă corespunzător viteza benzii la ieșirea din zona plastică și viteza periferică a cilindrilor cu raza $R_{cond.}$

Din condiția constantei volumelor unitare în zona plastică, se obține:

$$\frac{v_1}{v_{c.cond.}} = \frac{h_n}{h_1} \cos \gamma_{ccond.} \quad (5.59)$$

Grosimea benzii în secțiunea neutră h_n , va fi:

$$h_n = h_1 - \Delta_{1b} + R_{cond.} \gamma_{ccond.}^2 \quad (5.60)$$

După înlocuirea expresiei obținute pentru h_n în ecuația (5.59) și adoptând că $\cos \gamma_c \approx 0,9$, se obține:

$$\frac{v_1}{v_{ccond.}} = 1 + \frac{R_{cond.} \gamma_{ccond.}^2}{h_1} - \frac{\Delta_{1b}}{h_1} \quad (5.61)$$

Cu considerarea (5.61) ecuația (5.58) devine:

$$S_a = \frac{R_{cond.} \gamma_{ccond.}^2}{h_1} - \frac{\Delta_{1b}}{h_1} = \frac{(R_{cond.} \gamma_{ccond.})^2}{R_{cond.} \cdot h_1} - \frac{\Delta_{1b}}{h_1} \quad (5.62)$$

Rezolvând $R_{cond.} = \frac{(l_c - x_{1b})^2}{\Delta h + \Delta_{1b}}$ împreună cu $R_{cond.} \cdot \gamma_{ccond} = R\gamma_c + x_1 + x_{1b}$ și cu (5.62),

în forma finală obținem:

$$S_a = \frac{(R\gamma_c + x_1 + x_{1b})^2 (\Delta h + \Delta_{1b})}{h_1 (l_c - x_{1b})^2} - \frac{\Delta_{1b}}{h_1} \quad (5.63)$$

sau:

$$S_a = \frac{\left(\frac{\gamma_c}{\alpha_c} + \frac{x_1}{l_c} + \frac{x_{1b}}{l_c}\right)^2}{\left(1 - \frac{x_{1b}}{l_c}\right)^2} \cdot \frac{\Delta h + \Delta_{1b}}{h_1} - \frac{\Delta_{1b}}{h_1} \quad (5.64)$$

Relațiile (5.63) și (5.64) s-au obținut cu considerarea deformațiilor elastice a cilindrilor și benzii, întinderii și asimetriei diagramei pentru tensiunile normale de contact. Aceste relații se deosebesc atât ca structură, cât și ca conținut de cunoscuta relație din literatură a lui Fink-Drezden, foarte frecvent utilizată în practica inginerescă de laminare. În cazul admiterii unor ipoteze când ($\Delta_{1b} = 0$; $x_1 = x_{1b} = 0$; $l_c = l = \sqrt{R\Delta h}$) și simplificări ($\Delta h = R\alpha^2$; $l = R\alpha$) din expresiile (5.63) și (5.64) va rezulta relația lui Fink-Drezden [26]:

$$S_a = R\gamma^2/h_1 \quad (5.65)$$

în care γ , reprezintă unghiul neutru fără considerarea deformațiilor elastice a cilindrilor și benzii.

Analiza relațiilor (5.63) și (5.64) arată că prin egalitatea termenilor care se află în părțile din dreapta lor, avansul devine egal cu zero ($S_a = 0$).

$$\text{Dacă: } \frac{\left(\frac{\gamma_c}{\alpha_c} + \frac{x_1}{l_c} + \frac{x_{1b}}{l_c}\right)^2}{\left(1 - \frac{x_{1b}}{l_c}\right)^2} \cdot \frac{\Delta h + \Delta_{1b}}{h_1} < \frac{\Delta_{1b}}{h_1} \text{ avansul devine valoare negativă } (S_a < 0),$$

ceea ce nu este posibil după relația lui Fink-Drezden. În concordanță cu relația (5.59) laminarea la rece cu avans zero se realizează dacă $h_n \cos \gamma_{ccond.} = h_1$, și negativ, dacă $h_n \cos \gamma_{ccond.} < h_1$. Din figura 5.1 rezultă că laminarea la rece cu avans zero este posibilă numai dacă se respectă condiția:

$$h_1 - \Delta_{1b} < h_n < h_1 \quad (5.66)$$

Laminarea cu avans zero trebuie să fie privită numai ca o consecință a revenirii elastice a benzii care determină o oarecare reducere a vitezei benzii la ieșirea din zona de

deformare. De aceea este important să se menționeze că procesul de laminare la rece cu avans zero sau negativ în condițiile specificate anterior decurge stabil atât cu întindere cât și fără. Posibilitatea și realizarea procesului de laminare cu avans negativ este confirmată și de experimentările efectuate de autor.

Analiza efectuată dovedește că precizarea condițiilor de desfășurare a laminării cu avans negativ, a fost posibilă numai datorită considerării influenței deformațiilor elastice a benzii asupra parametrilor cinematici și de forță ai procesului.

De asemenea, rezultă că relațiile (5.63) și (5.64) au evidente avantaje în comparație cu cele cunoscute în literatură pentru laminarea la rece.

Principalul neajuns al relațiilor (5.63) și (5.64) constă în aceea că sunt obținute fără considerarea influenței formei liniei de contact a benzii cu cilindrii, adică influența neuniformității comprimării elastice a cilindrilor în zona de deformare asupra avansului.

Influența acestui factor devine importantă mai ales la laminarea benzilor subțiri cu cilindrii de diametru mare cu nivel ridicat a tensiunilor de contact [27].

Pentru determinarea avansului cu considerarea formei reale a liniei de contact dintre bandă și cilindrii se pot utiliza relațiile (5.58) și (5.59).

În concordanță cu legea constantei volumelor elementare, avansul la laminarea benzilor subțiri, este:

$$S_a = \frac{h(\eta l_c)}{h_1} - 1 \quad (5.67)$$

în care:

$h(\eta l_c)$ - reprezintă grosimea benzii în secțiunea neutră, determinată cu considerarea formei reale a liniei de contact dintre bandă și cilindrii.

După rezolvarea ecuației,

$$\begin{aligned} \frac{h(x)}{2} = & \frac{h_0}{2} - \frac{l_c^2}{2R} \left[2 \left(1 - \frac{x_1}{l_c} \right) \cdot \frac{x}{l_c} - \left(\frac{x}{l_c} \right)^2 \right] - 3\theta_c p_{m.c} \cdot l_c \\ & \left\{ \frac{1}{\eta^2} \left[\frac{\eta^3}{3} \ln \left| \frac{\eta l_c}{x - \eta l_c} \right| - \left(\frac{x}{l_c} \right)^2 \left(\frac{1}{3} \frac{x}{l_c} + \eta \right) \times \ln \left| \frac{x}{x - \eta l_c} \right| - \frac{5}{6} \eta^2 \frac{x}{l_c} + \frac{1}{3} \eta \left(\frac{x}{l_c} \right)^2 \right] + \right. \\ & \left. + \frac{1}{(1-\eta)^2} \left\{ \left(\frac{2}{3} - \eta \right) \ln \left| \frac{x}{l_c} - 1 \right| + \frac{1}{3} \eta^3 \ln \left| \frac{x - \eta l_c}{\eta l_c} \right| + \frac{x}{l_c} \left[\frac{1}{3} \left(\frac{x}{l_c} \right)^2 - \eta \frac{x}{l_c} + 2\eta - 1 \right] \right\} \right. \end{aligned}$$

$$\ln \left| \frac{x - l_c}{x - \eta l_c} \right| + \frac{1}{B} \frac{x}{l_c} \times \left(5\eta^2 - B\eta + 1 + 2 \frac{x}{l_c} - 2\eta \frac{x}{l_c} \right) \left. \right\} \left. \right\}$$

prin $x = \eta l_c$, substituirile dependenței obținute $h(\eta l_c)$ în relația (5.67) și efectuarea unor transformări, se obțin:

$$S_a = \frac{l_c}{h_1 R} \left[(1 - \eta) \left(1 - \eta - 2 \frac{x_1}{l_c} \right) \right] - 6\theta_c \frac{P_{m.c} \cdot l_c}{h_1} \quad (5.68)$$

$$\left[\frac{2}{3} \eta \ln \left| \frac{\eta}{1 - \eta} \right| + \frac{3\eta - 1}{3\eta^3} \ln |1 - \eta| - \frac{1 - \eta}{3\eta} \right]$$

în care η , reprezintă coeficient care caracterizează poziția secțiunii neutre (poziția maximumului din diagrama tensiunilor normale de contact) din zona de deformare [se determină cu relația

$$\eta = 1 - \frac{\gamma_c}{\alpha_c} - \frac{x_1}{l_c}].$$

În practică, valoarea coeficientului η variază de obicei în limitele 0,3 ... 0,7. În aceste condiții expresia din parantezele pătrate a termenului doi a relației (5.68) poate fi aproximată cu o ecuație la pătrat, cu o precizie nu mai mică de 3%. Atunci relația (5.68), devine [28]:

$$S_a = \frac{l_c}{h_1 R} \left[\left(\frac{\gamma_c}{\alpha_c} \right)^{-2} \left(\frac{x_1}{l_c} \right)^2 \right] + 1,57\theta_c \frac{P_{m.c} \cdot l_c}{h_1} \quad (5.69)$$

$$\left[1 - 2,04 \left(\frac{\gamma_c}{\alpha_c} + \frac{x_1}{l_c} - 0,638 \right)^2 \right]$$

Relația (5.69) exprimă în întregime particularitățile cinematice a laminării la rece a benzilor subțiri și foarte subțiri cu cilindrii de diametru mare. De aceea, relația permite să se obțină o informație mult mai precisă cu privire la valoarea avansului în aceste condiții.

Relația (5.69) ca și relația (5.64) prevede posibilitatea execuției procesului de laminare la rece cu avans zero sau negativ.

5.4. MODELUL PENTRU MOMENTUL DE LAMINARE

Pentru determinarea momentului de laminare s-a luat ca bază ecuația de echilibru și schema prezentată în figura 5.1. În concordanță cu schema adoptată și cu ecuația de echilibru, momentul total la tăblia cilindrilor M_c necesar pentru efectuarea deformării plastice la laminarea simetrică, când la terminațiile benzii sunt aplicate forțe de întindere Q_0 și Q_1 , va fi:

$$M_c = 2F_c \cdot a \approx 2F_{cy} + 2F_{cx}R \quad (5.70)$$

sau (dacă $F_{cy} \approx F_c$)

$$M_c = 2F_c \psi_c l_c + R(Q_0 + Q_1) \quad (5.71)$$

unde

$$\psi_c = \frac{a_c}{l_c} \quad (5.72)$$

F_c , F_{cy} , F_{cx} , l_c – reprezintă corespunzător forța de laminare, componenta sa verticală și orizontală și lungimea arcului de contact, calculate cu considerarea întinderii și a deformațiilor elastice a cilindrilor și benzii;

a , a_c , R – corespunzător, brațele forțelor F_c și F_{cy} și raza cilindrilor nedeformați.

Fundamentarea teoretică a relațiilor de tipul (5.71) pentru determinarea momentului de laminare, este dată în lucrarea [29]. S-a stabilit de asemenea că relațiile de tipul (5.71) pot fi obținute din ecuația de echilibru a lucrului mecanic de deformare.

Din relația (5.71) rezultă că pentru determinarea momentului de laminare trebuie să se cunoască forța de laminare F_c , lungimea zonei de deformare (lungimea arcului de contact) l_c și coeficientul ψ_c , care caracterizează punctul de aplicare al rezultantei pe arcul de contact.

Parametrii F_c și l_c , care intră în relația (5.71), au o valoare independentă. De aceea, determinarea momentului de laminare se reduce în esență la determinarea coeficientului ψ_c .

Coeficientul ψ_c , care caracterizează poziția punctului de aplicare a rezultantei pe arcul de contact, reprezintă o funcție complexă, ce depinde de nivelul și caracterul de variație a tensiunilor normale și tangențiale, reducerea și durificarea materialului benzii, coeficientul de frecare, întindere și valoarea unghiului neutru, dimensiunile și proprietățile de elasticitate a materialului cilindrilor și benzii.

Teoretic, această funcție este insuficient studiată. Lipsa unor dependențe sigure pentru determinarea valorii ψ_c , precum și cerințele relativ scăzute în privința preciziei de

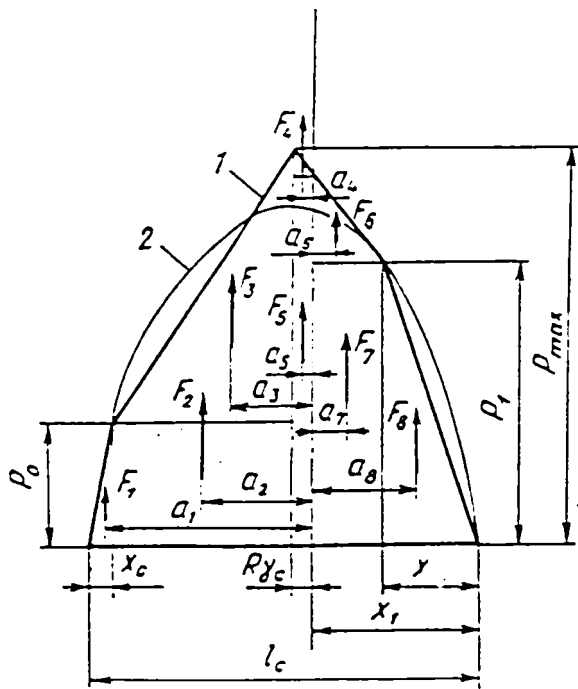
calcul a momentului, conduce la faptul că valoarea ψ_c în cele mai multe cazuri se fixează sau se alege din datele experimentale existente.

Folosirea datelor experimentale pentru valoarea coeficientului ψ_c pentru calculul momentului de laminare este legată de erori mari, deoarece respectarea condițiilor de similitudine, practic este imposibilă.

Din cele menționate rezultă, că cea mai rațională este calea de determinare a momentului cu utilizarea datelor teoretice pentru coeficientul ψ_c .

Pentru determinarea teoretică a coeficientului ψ_c cu considerarea deformațiilor elastice a cilindrilor și benzii, a repartizării neuniforme a tensiunilor normale de contact și întinderii, s-a folosit ecuația:

$$\psi_c = \frac{M_{st.d.}}{p_{m.c} \cdot l_c^2} \quad (5.73)$$



în care:

- $M_{st.d.}$ reprezintă momentul static al diagramei tensiunilor normale de contact în raport cu centrul de rotație al cilindrilor;
- l_c , $p_{m.c}$ – lungimea arcului de contact cu cilindrii și tensiunea normală medie de contact, calculate cu considerarea deformațiilor elastice a cilindrilor și benzii.

Analiză este utilizată pentru determinarea coeficientului ψ_c pentru diagrama tensiunilor normale de contact descrisă de funcția continuă formată din segmente liniare (fig.5.2, curba 1).

Presupunând suprafața diagramei (fig.5.2, curba 1) sub forma sumei a opt figuri geometrice simple și folosind

Fig.5.2. Schema pentru determinarea coeficientului ψ_c : $F_1 \dots F_8$, $a_1 \dots a_8$ – forțele și brațele corespunzătoare acestora până la planul care trece prin centrele de rotație a cilindrilor, celelalte notații, aceleași ca în figura 5.1.

teorema lui Varignon, conform căreia pentru un sistem de forțe concurente, suma vectorială a momentelor forțelor în raport cu o axă oarecare este egală cu momentul rezultantei forțelor în raport cu acea axă, se poate scrie:

$$M_{st.d} = \sum_{i=1}^8 M_i \quad (5.74)$$

Ca rezultat al rezolvării în comun a ecuației,

$$F_{\max.} = \frac{2p_{m.c} \cdot l_c - p_0(l_c - R\gamma_c - x_1) - p_1(R\gamma_c + x_1)}{l_c - x_{ob} - x_{1b}}$$

cu ecuațiile (5.73) și (5.74) se obține [30].

$$\psi_c = \frac{1}{6} \left[\frac{p_0}{p_{m.c}} \left(1 - \frac{\gamma_c}{\alpha_c} - \frac{x_1}{l_c} \right) \left(1 - \frac{x_{1b}}{l_c} \right) - \frac{p_1}{p_{m.c}} \right. \quad (5.75)$$

$$\left. \left(\frac{\gamma_c}{\alpha_c} + \frac{x_1}{l_c} \right) \left(1 - \frac{x_{0b}}{l_c} \right) + 2 \left(1 + \frac{\gamma_c}{\alpha_c} + \frac{x_{1b}}{l_c} - 2 \frac{x_1}{l_c} - \frac{x_{0b}}{l_c} \right) \right]$$

Dacă se descrie diagrama tensiunilor normale de contact prin curba 2 din fig.5.2, atunci momentul static se determină din ecuația:

$$M_{st.d} = \int_{R\gamma_c}^{l_c - x_1} p_{\max.} \left[1 - \left(\frac{x - R\gamma_c}{l_c - x_1 - R\gamma_c} \right)^2 \right] x dx + \quad (5.76)$$

$$+ \int_{x_1}^{R\gamma_c} p_{\max.} \left[1 - \left(\frac{x - R\gamma_c}{R\gamma_c + x_1} \right)^2 \right] x dx$$

Considerând că $p_{\max.} = 1,5p_{m.c}$, rezolvarea în comun a ecuațiilor (5.73) și (5.76), va da:

$$\psi_c = 0,125 \left(3 + 2 \frac{\gamma_c}{\alpha_c} - 6 \frac{x_1}{l_c} \right) \quad (5.77)$$

Cu considerarea ipotezelor adoptate, relațiile (5.75) și (5.77) pot fi considerate ca cele mai generale pentru determinarea teoretică a coeficientului ψ_c la laminare. Cercetările comparative cu privire la precizia acestor relații au arătat că la laminarea la rece cu reduceri mari ($\varepsilon > 20\%$) ele dau valori foarte apropiate pentru ψ_c . Numai că la laminarea la rece cu reduceri mici și cu întinderi unitare neuniforme, aceste valori se deosebesc mult. În aceste cazuri, se preferă relația (5.75) care asigură o precizie mult mai ridicată, bazându-se pe utilizarea funcției continue din segmente liniare.

Plecând de la aceste constatări, precum și pentru ideea de a concepe un model unitar pentru momentul de laminare, în continuare pentru determinarea coeficientului ψ_c , utilizăm relația (5.75).

Se poate concluziona că în calitate de modele unitare pentru momentul de laminare M_c și coeficientul ce caracterizează punctul de aplicare al rezultantei ψ_c , la laminarea la rece, se adoptă modelele (5.71) și (5.75).

CAPITOLUL 6

FUNDAMENTAREA ALGORITMULUI DE CALCUL PENTRU
PARAMETRII PROCESULUI DE LAMINARE

Pentru rezolvarea cu tehnică electronică de calcul a parametrilor procesului de laminare, descrierea matematică a acestora trebuie să fie formulată cu precizie. Aceasta se realizează prin întocmirea algoritmilor corespunzători.

De cele mai multe ori, algoritmul se scrie sub forma grafică a unei scheme- bloc, sau sub formă textuală, în cuvinte.

Prin exprimarea textuală a algoritmilor se folosesc simbolurile matematice consacrate și expresiile care sunt însoțite de text explicativ. Dar, o asemenea scriere este greoaie pentru înțelegere și prea complicată. De aceea, de obicei, se folosește reprezentarea algoritmului sub forma schemei - bloc.

Esența întocmirii algoritmului constă în alegerea și stabilirea unei asemenea ordini de folosire a expresiilor matematice, care obligatoriu să conducă la rezolvarea problemei prin orice combinații a datelor inițiale [31]; [32]; [33]; [34].

Compunerea algoritmului pentru cazul general include câteva etape. În primul rând se întocmește o schemă simplă, care reflectă numai mersul de principiu în rezolvarea problemei și blocuri care reprezintă blocuri de subprograme. În continuare se determină tipul procesului de calcul în fiecare bloc și în întregime. În etapa finală se întocmește o schemă amănunțită de detaliu a algoritmului, care să caracterizeze în întregime procesul de calcul fără nici-un fel de simplificări [40]; [41]; [42].

Pentru realizarea modelului ingineresc de calcul a procesului stabilizat de laminare se întocmește algoritmul corespunzător. Prin conceperea algoritmului, analiza și interpretarea datelor obținute se folosesc următoarele notații:

h_0, h_1 – grosimea benzii la intrarea și ieșirea din zona de deformare, în mm;

$\Delta h, h_m$ – reducerea absolută și grosimea medie a benzii în zona de deformare, în mm;

h_n – grosimea benzii în secțiunea neutră, în mm;

R, b – raza cilindrilor de lucru și lățimea benzii, în mm;

ν_c, ν_b – coeficienții lui Poisson pentru materialul cilindrilor și a benzii;

E_c, E_b – modulul de elasticitate pentru materialul cilindrilor și a benzii, în N/mm²;

$\varepsilon, \varepsilon_{in}, \varepsilon_{\Sigma}$ – reducerea relativă, inițială și sumară;

$\sigma_{c.in}$ – limita de curgere a materialului benzii în stare recoaptă sau după laminare la cald, în N/mm²;

$\sigma_{c0\varepsilon}, \sigma_{c1\varepsilon}, \sigma_{c.m\varepsilon}$ – limita de curgere a materialului benzii înainte și după laminare și valoarea medie a acestora în zona de deformare, calculate cu considerarea ecruisării, în N/mm²;

m, k – coeficienți empirice care caracterizează intensitatea de durificare a materialului benzii;

q_0, q_1, q_m – întinderea unitară din bandă, posterioară și anterioară, precum și valoarea medie a acestora, în N/mm²;

ξ_0, ξ_1, ξ_m – coeficienții ce caracterizează corespunzător influența întinderii unitare posterioare, anterioare și valoarea medie a acestora;

Δ_{0b}, Δ_{1b} – valorile absolute a deformației elastice de comprimare și de revenire a benzii, în N/mm²;

l_c, x_1 – lungimea arcului de contact și creșterea arcului de contact după planul care trece prin centrele de rotație a cilindrilor, calculate cu considerarea deformațiilor elastice a cilindrilor și benzii, în mm;

l_{1c} – lungimea zonei de contact plastic dintre bandă și cilindrii, în mm;

x_{0b}, x_{1b} – lungimea porțiunilor de contact dintre bandă și cilindrii, create datorită comprimării elastice și revenirii elastice a benzii, în mm;

x_c, y_c – unghiul de contact dintre bandă și cilindrii și unghiul neutru, calculate cu considerarea deformațiilor elastice a cilindrilor și benzii în rad;

η – coeficient ce caracterizează poziția maximului diagramei tensiunilor normale de contact în raport cu secțiunea de intrare a benzii între cilindrii;

f – coeficientul de frecare la laminare;

p_0, p_1 – ordonatele tensiunilor normale la limita contactului elasto-plastic a benzii cu cilindrii, în N/mm^2 ;

$p_{m.c}$ – tensiunea normală medie de contact (presiunea medie), calculată cu considerarea deformațiilor elastice a cilindrilor și benzii, în N/mm^2 ;

p_k – tensiunea rezultantă de contact în stratul de la suprafața cilindrilor, în N/mm^2 ;

$|\sigma_k|$ – tensiunea de contact admisibilă la rezistența de contact a cilindrilor de lucru, în N/mm^2 ;

S_a, ψ_c – avansul și coeficientul ce caracterizează poziția punctului de aplicare a rezultantei, calculate cu considerarea deformațiilor elastice a cilindrilor și benzii;

F_c – forța de laminare, calculată cu considerarea întinderii și a deformațiilor elastice a cilindrilor și benzii, în N;

M_c – momentul de laminare calculat cu considerarea întinderii și a deformațiilor elastice a cilindrilor și benzii, în N.mm;

Δ - precizia de calcul a lungimii arcului de contact dintre bandă și cilindrii. În calitate de parametru variabil se adoptă reducerea parțială relativă.

Din teoria laminării [3], [4], [16], [17] se știe că rezolvarea în comun a ecuațiilor $p_{m.c}$ și l_c într-o formă evidentă este imposibilă.

De aceea, calculul parametrilor $p_{m.c}$ și l_c se efectuează consecutiv, în repetate rânduri cu aplicarea în fiecare ciclu următor a rezultatelor calculului din etapa precedentă. După fiecare ciclu de calcul se verifică condiția:

$$\frac{l_{cj} - l_{cj-1}}{l_{cj-1}} \leq \Delta \quad (6.1)$$

în care l_{cj}, l_{cj-1} , reprezintă lungimea arcului de contact după ciclul de calcul dat și precedent.

Calculul se consideră finalizat după respectarea condiției (6.1).

În multe cazuri condiția (6.1) se respectă după o iterație prelungită de proceduri, sau deloc nu se realizează. Ultima, înseamnă că ecuația $p_{m.c}$ și l_c în condițiile analizate nu are rezolvare.

Se obișnuiește să se considere că aceasta corespunde imposibilității de laminare a benzii.

Problemele de determinare a convergenței procedurii de iterație, de simplificare a rezolvării în comun a ecuațiilor $p_{m.c}$ și l_c și de reducere a duratei de calcul, se analizează în lucrările [23], [31], [32], [33], [34], [35].

Pe lângă condiția (6.1), chemată de specificul rezolvării ecuațiilor $p_{m.c}$ și l_c la întocmirea algoritmilor de calcul a parametrilor procesului de laminare, în această lucrare se folosește de asemenea restricția după rezistența de contact a cilindrilor și după condițiile de prindere. În cazul nerealizării uneia din condițiile de restricție menționate, calculul se întrerupe și laminarea în condițiile respective se socotește imposibilă.

În figura 6.1 este prezentată schema-bloc a algoritmului de calcul pentru parametrii cinematici, energetici și de forță ai procesului de laminare cu utilizarea procedurii de iterație.

Prezența procedurii de iterație în algoritm îngreunează întocmirea programului de calcul și mărește durata de calcul. Aceste două împrejurări au o valoare determinantă în cazurile când algoritmi se folosesc în sistemele de comandă. De aceea, găsirea căilor de simplificare a algoritmilor și de îmbunătățire a vitezei de operare este rațională și actuală.

După cum s-a amintit, folosirea procedurii de iterație se explică prin imposibilitatea rezolvării în comun a ecuațiilor $p_{m.c}$ și l_c în formă închisă. Arătăm că aceasta nu prezintă o necesitate pentru cazurile când funcția $p_{m.c} = \varphi(l_c)$ este exprimată printr-o ecuație liniară.

Ca rezultat al rezolvării în comun a ecuațiilor:

$$x_1 = x_{1b} + 6\theta_c p_{m.c} R \left(1 - 2 \frac{x_{1b}}{l_c} \right) \left[4 \frac{x_{1b}}{l_c} \left(1 - \frac{x_{1b}}{l_c} \right) + 1 \right] \quad (6.2)$$

și

$$l_c = x_1 + \sqrt{R\Delta h + x_1^2}, \quad (6.3)$$

cu una din ecuațiile pentru $p_{m.c}$, de exemplu cu ecuația:

$$p_{m.c} = \frac{1,15}{2(1-\nu_b^2)} \left(\sigma_{c0} \xi_0 \frac{x_{0b}}{l_c} + \sigma_{c1} \xi_1 \frac{x_{1b}}{l_c} \right) + \frac{1,15 \sigma_{c.m} \xi_m}{1-\nu_b^2} \left(1 + \frac{f_{lc}}{2h_m} \right) \frac{l_{lc}}{l_c} \quad (6.4)$$

în care l_{cl} , reprezintă lungimea porțiunii de contact plastic dintre bandă și cilindrii.

În baza ecuației anterioare se introduce formula lui Lugovschi, și atunci se obține:

$$l_{cl} = B_L + \sqrt{C_L + B_L^2} \quad (6.5)$$

în care:

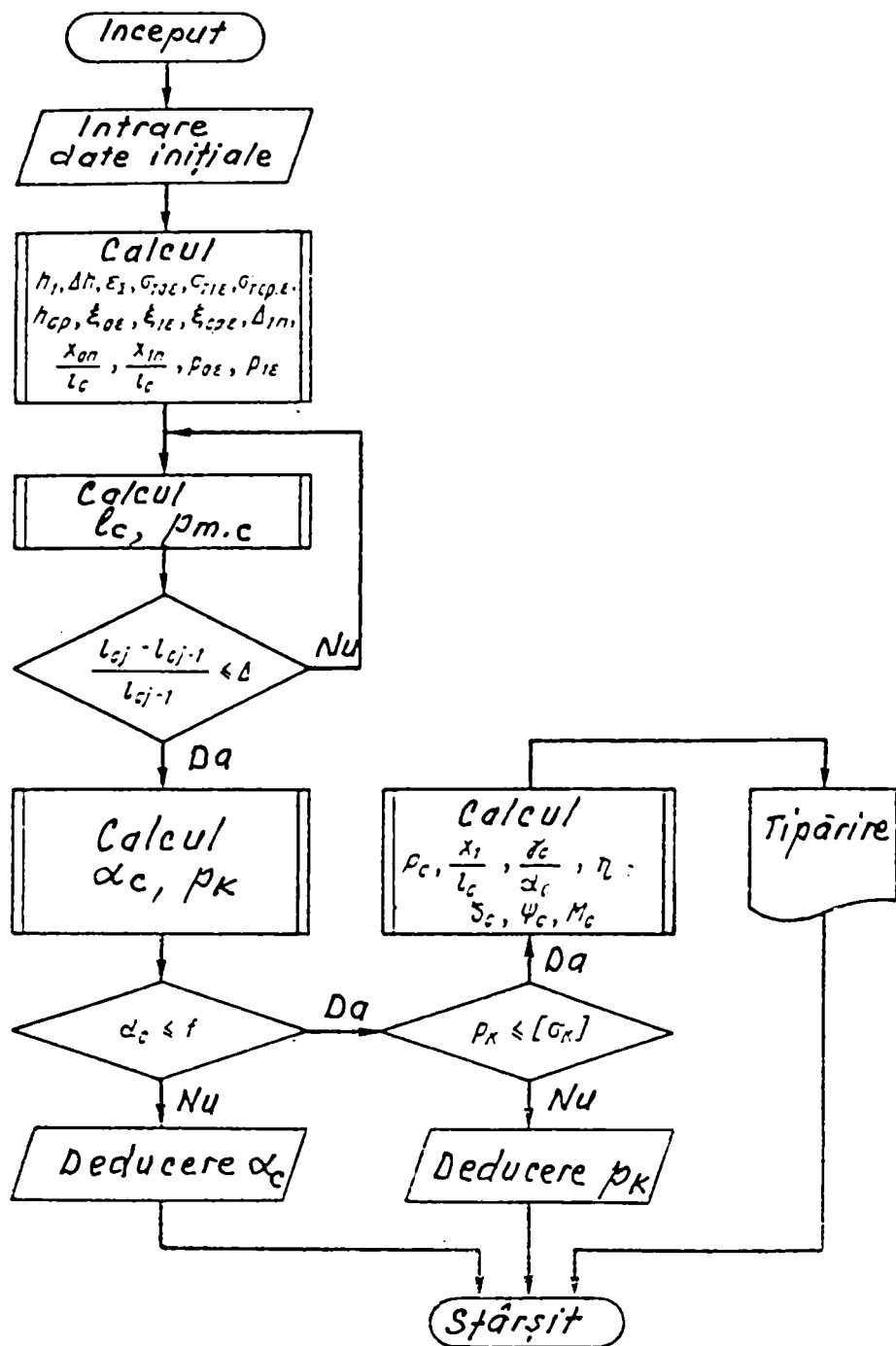


Fig.6.1. Schema-bloc a algoritmului pentru calculul parametrilor laminării la rece cu utilizarea procedurii de iterație.

$$B_L = \frac{A \left[\frac{1,15}{2(1-\nu_b^2)} \left(\xi_0 \sigma_{co\epsilon} \frac{x_{0b}}{l_c} + \xi_1 \sigma_{cl\epsilon} \frac{x_{1b}}{l_c} \right) + \frac{1,15 \sigma_{c.m.\epsilon} \xi_m}{1-\nu_b^2} \left(1 - \frac{x_{0b}}{l_c} - \frac{x_{1b}}{l_c} \right) \right]}{1 - 2 \frac{x_{1b}}{l_c} - \frac{1,15 \sigma_{c.m.\epsilon} \xi_m}{1-\nu_b^2} \frac{fA}{h_m} \left(1 - \frac{x_{0b}}{l_c} - \frac{x_{1b}}{l_c} \right)^2} \quad (6.6)$$

$$A = 6 \frac{1-\nu_b^2}{\pi E_b} R \left(1 - \frac{x_{1b}}{l_c} \right) \left[4 \frac{x_{1b}}{l_c} \left(1 - \frac{x_{1b}}{l_c} \right) + 1 \right] \quad (6.7)$$

$$C_L = \frac{R\Delta h}{1 - 2\frac{x_{1b}}{l_c} - \frac{1,15\sigma_{c.m.}\xi_m}{1-\nu_b^2} \frac{fA}{h_m} \left(1 - \frac{x_{0b}}{l_c} - \frac{x_{1b}}{l_c}\right)^2} \quad (6.8)$$

În mod analog, ca rezultat a rezolvării în comun a ecuațiilor (6.2) și (6.3) cu ecuațiile (6.9) și (6.10) care sunt de forma:

$$P_{m.c.B-F} = P_{m.el} + \frac{1,15\sigma_{c.m.}\xi_m}{1-\nu_b^2} \left[1,08 + 1,79\varepsilon f l_c \times \right. \\ \left. \times \left(1 - \frac{x_{1b}}{l_c}\right) \sqrt{\frac{1}{h_1(\Delta h + \Delta_{1b})}} - 1,02\varepsilon \right] \frac{l_{1c}}{l_c} \quad (6.9)$$

și:

$$P_{m.c.R} = P_{m.el} + \left\{ \frac{1,15\sigma_{c.m.}}{1-\nu_b^2} - \frac{1}{1-\varepsilon} \times \right. \\ \left. \times [q_0 + q_1(1-\varepsilon)] \right\} \left(1 - 1,25\varepsilon + \frac{f_{1c}}{2h_0}\right) \frac{1}{1-\varepsilon} \frac{l_{1c}}{l_c} \quad (6.10)$$

în care:

$$P_{m.el} = \frac{1,15}{2(1-\nu_b^2)} \left(\xi_0 \sigma_{c0} \frac{x_{0b}}{l_c} + \xi_1 \sigma_{c1} \frac{x_{1b}}{l_c} + \right)$$

se obține dependența pentru l_c , la baza căror stau formulele pentru tensiunile normale medii:

Roberts:

$$l_{c.R} = B_R + \sqrt{C_R + B_R^2} \quad (6.11)$$

$$B_R = \frac{A \left[\frac{1,15}{2(1-\nu_b^2)} \left(\xi_0 \sigma_{c0\varepsilon} \frac{x_{0b}}{l_c} + \xi_1 \sigma_{c1\varepsilon} \frac{x_{1b}}{l_c} \right) + \frac{1,15\sigma_{c.m.}\xi_m}{1-\nu_b^2} \left(1 - \frac{x_{0b}}{l_c} - \frac{x_{1b}}{l_c}\right) \right]}{1 - \frac{x_{1b}}{l_c} - \frac{1,15\sigma_{c.m.}\xi_m}{1-\nu_b^2} \frac{fA}{h_m} \left(1 - \frac{x_{0b}}{l_c} - \frac{x_{1b}}{l_c}\right)^2} \quad (6.12)$$

$$C_R = \frac{R\Delta h}{1 - 2\frac{x_{1b}}{l_c} - \frac{1,15\sigma_{c.m.}\xi_m}{1-\nu_b^2} \frac{fA}{h_0} \left(1 - \frac{x_{0b}}{l_c} - \frac{x_{1b}}{l_c}\right)^2} \quad (6.13)$$

Bland și Ford:

$$l_{c.B-F} = B_{B-F} + \sqrt{C_{B-F} + B_{B-F}^2} \quad (6.14)$$

$$B_{B-F} = \frac{A \left[\frac{1,15}{2(1-\nu_b^2)} \left(\xi_0 \sigma_{c0\varepsilon} \frac{x_{0b}}{l_c} + \xi_1 \sigma_{c1\varepsilon} \frac{x_{1b}}{l_c} \right) + \frac{1,15 \sigma_{c.m.\varepsilon} \xi_m}{1-\nu_b^2} \right]}{1 - 2 \frac{x_{1b}}{l_c} - 3,58 \frac{1,15 \sigma_{c.m.\varepsilon} \xi_m}{1-\nu_b^2} f \varepsilon A \left(1 - \frac{x_{1b}}{l_c} \right) \sqrt{\frac{1}{h_1 (\Delta h + \Delta l b)} \left(1 - \frac{x_{0b}}{l_c} - \frac{x_{1b}}{l_c} \right)^2}} \quad (6.15)$$

$$\left[\left(1 - \frac{x_{0b}}{l_c} - \frac{x_{1b}}{l_c} \right) (1,08 - 1,02 \varepsilon) \right]$$

$$C_{B-F} = \frac{R \Delta h}{1 - 2 \frac{x_{1b}}{l_c} - 3,58 \frac{1,15 \sigma_{c.m.\varepsilon} \xi_m}{1-\nu_b^2} f \varepsilon A \left(1 - \frac{x_{1b}}{l_c} \right)} \quad (6.16)$$

$$\sqrt{\frac{1}{h_1 (\Delta h + \Delta l b)} \left(1 - \frac{x_{0b}}{l_c} - \frac{x_{1b}}{l_c} \right)^2}$$

Din cele arătate rezultă că dacă rezolvarea în comun a ecuațiilor $p_{m.c}$ și l_c în formă închisă este posibilă, atunci după determinarea valorii l_c poate fi găsită soluția unică pentru valoarea tensiunii normale medii cu considerarea deformațiilor elastice a cilindrilor și benzii. Cu alte cuvinte, printr-o asemenea rezolvare a ecuațiilor $p_{m.c}$ și l_c , necesitatea pentru procedura de iterație cade.

În figura 6.2 este întocmită schema bloc a algoritmului de calcul pentru parametrii cinematici, energetici și de forță ai procesului de laminare fără utilizarea procedurii de iterație.

Eliminarea procedurii de iterație simplifică considerabil întocmirea și realizarea algoritmilor și în același timp asigură durată minimă de calcul.

Această împrejurare prezintă mare importanță practică pentru algoritmi folosiți în sistemele de comandă, deoarece în cazul dat factorii de viteză de operare, precizie și simplitate se realizează într-o combinație optimă.

Ca exemplu, vom prezenta algoritmul de calcul fără iterație a parametrilor cinematici, energetici și de forță a procesului stabilizat de laminare, pentru care lungimea arcului de contact dintre bară și cilindrii se determină cu relația (6.5).

Algoritmul de calcul a parametrilor procesului stabilizat de laminare, fără
folosirea procedurii de iterație

Date inițiale: R ; h_0 ; f ; ε ; ε_{in} ; q_0 ; q_1 ; $\sigma_{c.in}$; m ; k ; E_c ; ν_c ; E_b ; ν_b ; $[\sigma_K]$.

$$1. h_1 = h_0(1 - \varepsilon);$$

$$2. \Delta h = h_0 \cdot \varepsilon;$$

$$3. \varepsilon_{\Sigma} = 1 - (1 - \varepsilon_{in})(1 - \varepsilon);$$

$$4. \sigma_{c.o\varepsilon} = \sigma_{c.in} + m(100\varepsilon_{in})^K;$$

$$5. \sigma_{c.l\varepsilon} = \sigma_{c.in} + m(100\varepsilon_{\Sigma})^K;$$

$$6. \sigma_{c.m\varepsilon} = \sigma_{c.in} + \frac{m}{6}100^K \left[\varepsilon_{in}^K + \varepsilon_{\Sigma}^K + 4(0,75\varepsilon + \varepsilon_{in} - 0,75\varepsilon\varepsilon_{in})^K \right];$$

$$7. h_m = \frac{1}{2}(h_0 + h_1);$$

$$8. \xi_{0\varepsilon} = 1 - \frac{q_0}{1,15\sigma_{c.o\varepsilon}};$$

$$9. \xi_{1\varepsilon} = 1 - \frac{q_1}{1,15\sigma_{c.l\varepsilon}};$$

$$10. \xi_{m\varepsilon} = \xi_{0\varepsilon} \left(1,05 + 0,10 \frac{\xi_{1\varepsilon}}{\xi_{0\varepsilon}} - 0,15 \frac{\xi_{0\varepsilon}}{\xi_{1\varepsilon}} \right);$$

$$11. \Delta_{1b} = \frac{1,15\sigma_{c.l\varepsilon}}{E_b} \xi_{1\varepsilon} h_1;$$

$$12. p_{0\varepsilon} = \frac{1,15\sigma_{c.o\varepsilon}}{1 - \nu_b^2} \xi_{0\varepsilon};$$

$$13. p_{1\varepsilon} = \frac{1,15\sigma_{c.l\varepsilon}}{1 - \nu_b^2} \xi_{1\varepsilon};$$

$$14. \frac{x_{1b}}{l_c} = \frac{1}{1 + \sqrt{1 + \frac{\varepsilon}{1 - \varepsilon} \frac{E_b}{1,15\sigma_{c.l\varepsilon} \xi_{1\varepsilon}}}};$$

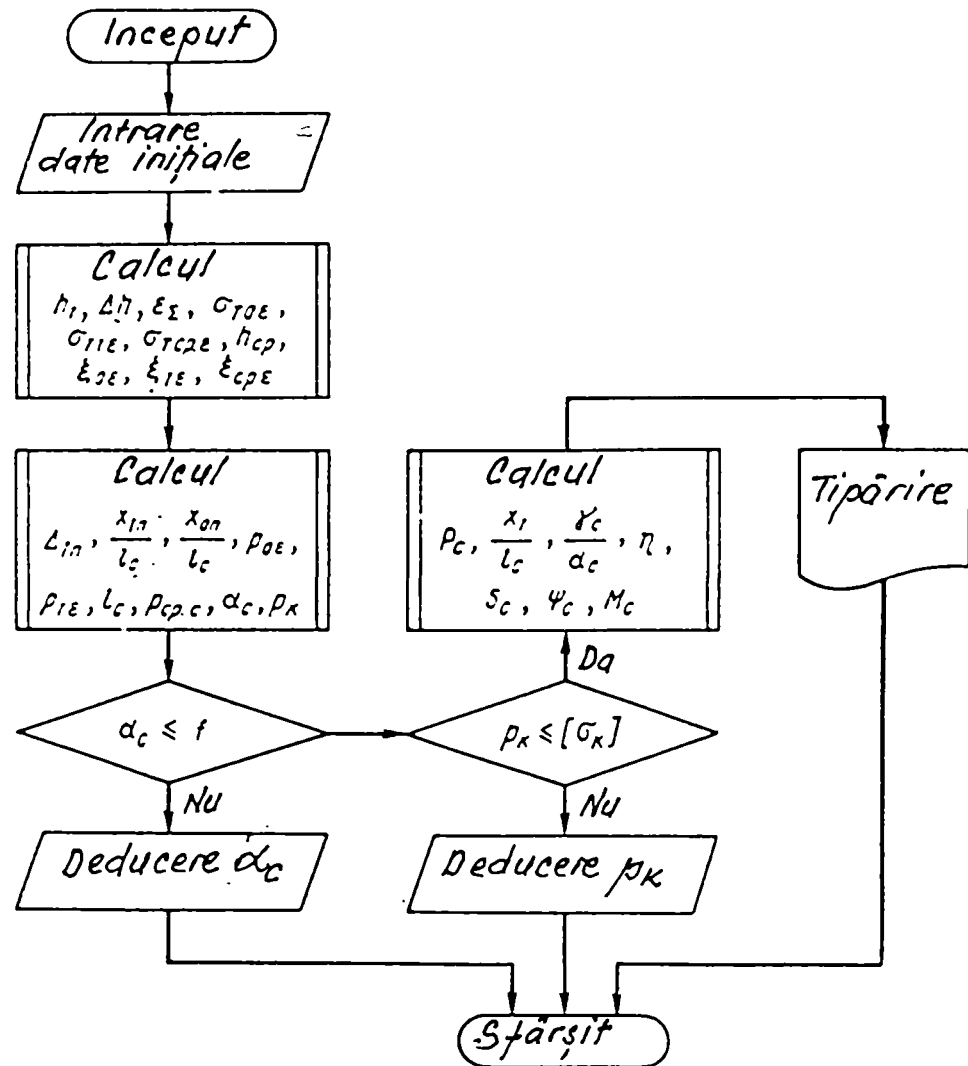


Fig.6.2. Schema-bloc a algoritmului de calculul a parametrilor procesului stabilizat de laminare fără folosirea procedurii de iterație.

$$15. \frac{x_{ob}}{l_c} = \left(1 - \frac{x_{1b}}{l_c}\right) \left[1 - \sqrt{1 - \frac{1,15\sigma_{c.0\varepsilon}\xi_{0\varepsilon}}{\varepsilon E_b + 1,15\sigma_{c.1\varepsilon}\xi_{1\varepsilon}(1-\varepsilon)}}\right];$$

$$16. A = 6 \frac{1-\nu_c^2}{\pi E_c} R \left(1 - \frac{x_{1b}}{l_c}\right) \left[4 \frac{x_{1b}}{l_c} \left(1 - \frac{x_{1b}}{l_c}\right) + 1\right];$$

$$17. B = \frac{A \left[\frac{1,15}{2(1-\nu_b^2)} \left(\xi_{0\varepsilon}\sigma_{c.0\varepsilon} \frac{x_{ob}}{l_c} + \xi_{1\varepsilon}\sigma_{c.1\varepsilon} \frac{x_{1b}}{l_c} \right) + \frac{1,15\sigma_{c.m\varepsilon}\xi_{m\varepsilon}}{1-\nu_b^2} \left(1 - \frac{x_{ob}}{l_c} - \frac{x_{1b}}{l_c}\right) \right]}{1 - 2 \frac{x_{1b}}{l_c} - \frac{1,15\sigma_{c.m\varepsilon}}{1-\nu_b^2} \xi_{m\varepsilon} \frac{fA}{hm} \left(1 - \frac{x_{ob}}{l_c} - \frac{x_{1b}}{l_c}\right)^2};$$

$$18. C = \frac{R\Delta h}{1 - 2 \frac{x_{1b}}{l_c} - \frac{1,15\sigma_{c.m.\varepsilon}}{1 - \nu_b^2} \xi_{m.\varepsilon} \frac{fA}{h_m} \left(1 - \frac{x_{0b}}{l_c} - \frac{x_{1b}}{l_c}\right)^2};$$

$$19. l_c = B + \sqrt{C + B^2}$$

$$p_{m.c} = \frac{1,15}{2(1 - \nu_b^2)} \left(\xi_{co\varepsilon} \xi_{oe} \frac{x_{0b}}{l_c} + \sigma_{cl\varepsilon} \cdot \xi_{1\varepsilon} \frac{x_{1b}}{l_c} \right) + \frac{1,15\sigma_{c.m.\varepsilon}}{1 - \nu_b^2} \xi_{m\varepsilon} \cdot$$

20.

$$\cdot \left[1 + \frac{f l_c}{2h_m} \left(1 - \frac{x_{0b}}{l_c} - \frac{x_{1b}}{l_c} \right) \right] \times \left(1 - \frac{x_{0b}}{l_c} - \frac{x_{1b}}{l_c} \right)$$

$$21. \alpha_c = \frac{l_c}{R};$$

$$22. p_K = 0,59 \sqrt{\frac{p_{m.c} \cdot l_c E_c}{R}}$$

$$23. \alpha_c \leq 2f$$

$$24. p_K \leq [\sigma_K].$$

Dacă condițiile 23 și 24 se respectă, atunci înseamnă că se poate continua mai departe cu punctul 25, dacă nu, atunci STOP.

$$25. F_c^* = p_{m.c} \cdot l_c;$$

$$26. \frac{x_1}{l_c} = \frac{1}{2} \left(1 - \frac{R \cdot \Delta h}{l_c^2} \right)$$

$$27. \frac{\gamma_c}{\alpha_c} = \frac{1}{2} \left[1 - \frac{(\Delta h + \Delta_{1b}) \left(2 - 3 \frac{x_{1b}}{l_c} \right)}{4f l_c \left(1 - \frac{x_{1b}}{l_c} \right)^2} \right] + \frac{q_1 h_1 - q_0 h_0}{4f p_{m.c} \cdot l_c} - \frac{x_1}{l_c};$$

$$28. \eta = 1 - \frac{\gamma_c}{\alpha_c} - \frac{x_1}{l_c};$$

$$29. S_a = \frac{\left(\frac{\gamma_c}{\alpha_c} + \frac{x_1}{l_c} - \frac{x_{1b}}{l_c} \right)^2}{\left(1 - \frac{x_{1b}}{l_c} \right)^2} \cdot \frac{(\Delta h + \Delta_{1b})}{h_1} - \frac{\Delta_{1b}}{h_1};$$

$$\psi_c = \frac{1}{6} \left[\frac{p_{0,\varepsilon}}{p_{m,c}} \left(1 - \frac{\gamma_c}{\alpha_c} - \frac{x_1}{l_c} \right) \left(1 - \frac{x_{1b}}{l_c} \right) - \frac{p_{1,\varepsilon}}{p_{m,c}} \left(\frac{\gamma_c}{\alpha_c} + \frac{x_1}{l_c} \right) \left(1 - \frac{x_{0b}}{l_c} \right) + \right.$$

30.

$$\left. + 2 \left(1 + \frac{\gamma_c}{\alpha_c} + \frac{x_{1b}}{l_c} - 2 \frac{x_1}{l_c} - \frac{x_{0b}}{l_c} \right) \right]$$

$$31. M_c^* = 2F_c \psi_c l_c + R(q_0 h_0 - q_1 h_1)$$

*Aici F_c și M_c reprezintă în sine valorile forței și momentului pe unitatea de lungime a arcului de contact. Pentru obținerea informației despre valorile totale a acestor parametri, trebuie ca partea dreaptă a relațiilor de la punctele 25 și 31 să se înmulțească cu b (în care b , este lățimea benzii care se laminează).

CONCLUZII LA PARTEA II-A

1. Modelele cu precizie condiționată pentru procesul de laminare se deosebesc prin complexitatea de punere a problemei și a aparatului matematic folosit. De regulă, aceste modele sunt voluminoase și greoaie, motiv pentru care se folosesc în exclusivitate la cercetarea științifică.

2. Toate modelele care nu satisfac criteriul cu precizie condiționată, se încadrează în categoria celor ingineresti. Modelele ingineresti reprezintă în sine acel compromis, când datorită unei creșteri oarecare a nivelului erorii teoretice a modelului matematic, admisibile pentru rezolvarea unei cerc determinat de probleme științifice și practice se înlătură sau considerabil se micșorează neajunsurile modelelor cu precizie condiționată.

3. Modelele ingineresti sunt mai simple și mai compacte decât modelele cu precizie condiționată și se concep de regulă pe baza rezolvărilor aproximative a teoriei de laminare. Acestea dispun de operativitate și precizie acceptabilă, motiv pentru care se aplică pe scară extinsă în cercetarea științifică, în practica inginerescă și în sistemele de dirijare.

4. Esența întocmirii algoritmului constă în alegerea și stabilirea unei asemenea ordini de folosire a expresiilor matematice, care obligatoriu să conducă la rezolvarea problemei prin orice combinație a datelor inițiale.

5. Eliminarea procedurii de iterație simplifică considerabil întocmirea și realizarea algoritmilor, și în același timp asigură durată minimă de calcul.

PARTEA III-A**STUDII ȘI CERCETĂRI EXPERIMENTALE****CAPITOLUL 7****METODICA DE MĂSURARE A PARAMETRILOR DE FORȚĂ LA LAMINARE****7.1. MĂSURAREA FORȚELOR DE LAMINARE**

Metodele de măsurare a forțelor de laminare se clasifică după genul aparaturii utilizate și posibilitatea de determinare a lor la laminorul respectiv. Acestea sunt:

- măsurarea directă a forțelor care apar la laminare cu utilizarea traductorilor rezistivi, amplasați în locul de acțiune a forțelor respective;
- măsurarea deformațiilor sau tensiunilor care se dezvoltă într-un organ oarecare al cajei de lucru, cu recalcularea ulterioară a acestor deformații (sau tensiuni) la valoarea forțelor de laminare.

Această lucrare, va lua în considerare prima metodă.

Astfel, în procesul obișnuit de laminare longitudinală, rezultanta presiunii exercitată de materialul metalic pe cilindrii este îndreptată vertical, forțele respective acționând în același mod pe cilindrii superior și inferior, iar prin intermediul fusurilor acestora, și asupra portlagărelor cajei. În continuare, forțele se transmit prin intermediul șuruburilor de presiune asupra cadrului cajei de lucru.

Piese enumerate, sunt supuse acțiunii forțelor care ajung uneori la valori foarte ridicate de ordinul a câțiva MN, se deformează, iar valoarea acestor deformații este proporțională cu forța respectivă.

Introducând captorul de forță între elementele circuitului compus din detaliile enumerate ale cajei, instalația de măsurare va fixa valoarea forței care acționează în momentul dat.

Traductorii rezistivi și corpul constituie elementele sensibile din ansamblul captorilor de forță. Înainte de introducerea în caja de lucru a captorilor, este necesar ca aceștia să fie

etalonați pe o presă de încercare pentru a obține dependența de înclinare a buclei oscilografului față de forța reală.

Condițiile de etalonare a captorilor de forță trebuie să se apropie la maximum de condițiile reale de lucru din agregatul instalației. Etalonarea acestora se realizează succesiv de câteva ori, iar primele două – trei etalonări până la valoarea maximă a forței nu se înregistrează, acestea servind pentru înlăturarea nedensităților structurale întâmplătoare din corpul captorilor.

Etalonarea „de lucru” s-a realizat prin intermediul încărcării treptate cu forțe determinate (de exemplu, din 25 în 25 KN, prin etalonarea captorilor pentru forța de laminare la 100 KN); după încărcarea la valoarea maximă a forței se efectuează descărcarea treptată a captorului până la zero.

La o etalonare corectă, valorile deviațiilor spotului luminos la oscilograf, la încărcare și descărcare pentru aceeași valoare a forței se vor suprapune, iar în momentul descărcării complete, acesta revine la linia zero. Pe baza datelor înregistrate la câteva măsurători succesive, se întocmește curba de etalonare finală, fixând totodată și condițiile de efectuare a etalonării.

Pentru determinarea corectă a valorii forțelor de laminare este necesar ca la utilizarea instalației de înregistrare să se repete nu numai condițiile de contact care au avut loc la etalonare, ci și alte condiții – cum sunt cele de conexiune a captorilor cu alte elemente ale schemei (manometru sau galvanometru), iar în timpul experimentării să se folosească aceleași aparate ajutătoare ca și la etalonare.

Locul cel mai comod de instalare a captorilor de forță în ansamblul instalației este între șuruburile de presiune și caseta portlagărelor, deoarece nu necesită modificări însemnate a construcției cajei. Într-o serie de cazuri (de exemplu, prin instalarea captorilor la laminoarele de profile) este suficient să se ridice șuruburile de presiune la înălțimea corespunzătoare înălțimii captorilor (în majoritatea cazurilor, captorii sunt de formă cilindrică).

La instalarea captorilor sub șuruburile de presiune care se rotesc, este necesar să se prevină mișcarea acestora prin montarea unor opritoare în partea inferioară a lor, fixate în corpul portlagărelor.

Multe din construcțiile existente a captorilor de forță nu dau indicații suficient de precise și nu sunt valabile pentru controlul constant al forțelor de laminare. Uneori, chiar și la etalonarea la prese nu prezintă valori stabile.

Stabilitatea indicațiilor și liniaritatea graficului de etalonare depinde de forma și dimensiunile elementului de lucru al captorului, numărul traductorilor din brațul punții tensiometrice, schemele de conexiune, construcția garniturilor de etanșare, ș.a.

Cercetări teoretice și experimentale pentru captorii de forță la laminare s-au efectuat în număr redus. Posibil că prin aceasta se explică lipsa unei concepții cu privire la construcția captorilor care se utilizează la cercetarea instalațiilor de laminare.

În literatură se tratează captorii la care elementul de lucru are forma de cilindru, inel sau sferă. Dar insuficient se fundamentează alegerea uneia sau alteia dintre construcții, nu există o analiză comparativă a deficiențelor și avantajelor pentru captorii de diferite construcții. Frecvent se prezintă diagramele de etalonare a captorilor fără indicarea deviațiilor acestora, fără un calcul al preciziei lor așa încât nu se poate aprecia corectitudinea măsurătorilor.

Se găsesc diferite recomandări pentru dimensionarea elementelor de lucru a captorilor. Astfel, când aceste sunt de formă de cilindrică se recomandă ca raportul înălțimii față de diametru să fie de 1:1, dar nu sub 1:2, în alte lucrări se descriu captorii cu raportul 1:5; 1:6; [43]; [44]; [45].

Câteva construcții interesante a captorilor în care pe elementul elastic ce lucrează la compresiune se amplasează al doilea element elastic sub formă de plăci solicitate la încovoiere, este elaborat în S.U.A. [46]. Caracteristica plăcilor se alege astfel încât să compenseze neliniaritatea curbei de etalonare (fig.7.1).

Cu toate acestea, un astfel de captor este complicat, și pentru măsurarea forțelor de laminare nu este indicat. În plus, prin metoda aleasă de fixare a barelor față de bază, este greu să se ajungă la aceeași înălțime a suprafețelor lor superioare.

De asemenea, în literatură se dau anumite recomandări cu privire la numărul traductorilor rezistivi pentru un captor de forță. Pe suprafața cilindrică a acestora se recomandă lipirea a 4, 6, 8 și mai mulți traductori. În construcțiile existente se practică schemele de conexiune a traductorilor atât în serie, cât și în paralel. Deoarece problema proiectării captorilor pentru controlul permanent al parametrilor de forță la instalațiile laminoarelor este de mare actualitate, s-au efectuat cercetări cu privire la utilitatea diferitelor tipuri de captori [47].

În această lucrare nu ne propunem să efectuăm o analiză detaliată a diferitelor tipuri de captori, ci analizăm doar principalele caracteristici și construcții de captori, recomandate pentru utilizarea lor la instalațiile laminoarelor.

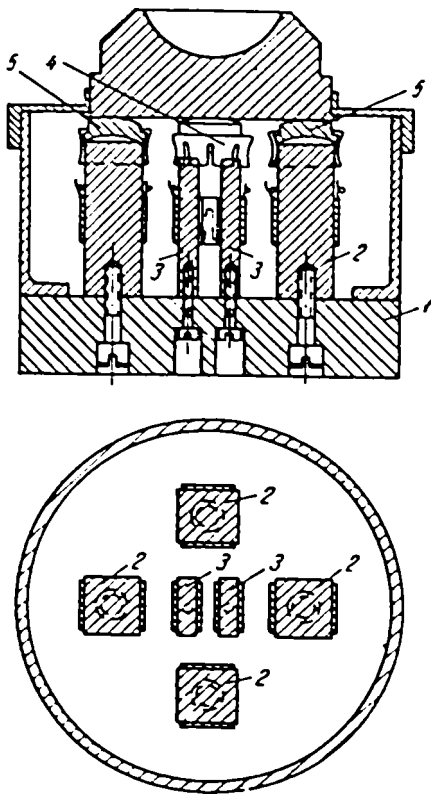


Fig.7.1. Captor de forță cu mai multe bare și elemente elastice suplimentare:
 1 – corp; 2,3 – elementul elastic principal;
 4,5 – elementul elastic secundar.

O analiză simplă arată că suma tensiunilor datorate încovoierii în două puncte situate pe capetele oricărui diametru al secțiunii captorului, sunt egale cu zero. Prin urmare, dacă se lipesc doi traductori astfel încât ei să se găsească pe aceeași dreaptă cu centrul cilindrului și sunt legați în serie, atunci aceștia măsoară numai tensiunile de compresiune.

Astfel, teoretic pentru a compensa încovoierea pură sunt suficienți doi traductori.

Numai că problema complicată o reprezintă nu compensarea tensiunilor de încovoiere, ci a tensiunilor care apar pe suprafața de contact.

În primul rând, suprafețele de contact în sine nu reprezintă plane ideale: pe aceste suprafețe există întotdeauna microasperități care influențează asupra repartizării tensiunilor de contact, ceea ce poate puternic influența asupra caracteristicilor captorilor. Dacă anumite porțiuni ale suprafeței se vor deforma plastic, atunci diagramele de etalonare la încărcarea și descărcarea efortului aplicat pe captori, pot să nu se suprapună apărând fenomenul de histerezis.

În al doilea rând, pe suprafețele de contact acționează tensiunile tangențiale datorate forțelor de frecare, care în procesul de compresiune se pot schimba atât datorită deformării

Dacă elementul de lucru al captorului este realizat sub formă de cilindru cu raza a , atunci prin comprimarea lui cu un efort uniform repartizat, tensiunile care se dezvoltă, vor fi

$$\sigma_{comp.} = \frac{F}{\pi a^2}, \quad (7.1)$$

în care F , reprezintă forța de laminare.

Dacă în afară de compresiune are loc și încovoiere, atunci tensiunile de încovoiere, sunt:

$$\sigma_{inc.} = \frac{M}{I} y, \quad (7.2)$$

în care M , reprezintă momentul încovoiator;

I - momentul de inerție al cilindrului;

y - distanța de la punctul dat până la secțiunea neutră.

Axa neutră la încovoiere pură obligatoriu trece prin centru.

unor porțiuni separate ale suprafeței, cât și datorită condițiilor externe: pătrunderea pe suprafețele de contact a apei, uleiului, etc.

Starea de tensiune a captorului de forță poate fi imaginată ca o sumă de tensiuni, uniform repartizate pe secțiuni, și tensiuni datorate acțiunii pe suprafețele de contact a sistemului de tensiuni normale și tangențiale σ_z și σ_{rz} .

Legea corectă de repartizare a acestor tensiuni pe suprafețele de contact – este încă necunoscută (dar se poate schimba puternic pe durata funcționării captorilor).

Tensiunile datorate acțiunii sistemului σ_z și σ_{rz} pe baza principiului Saint-Venant se micșorează pe măsura distanțării de suprafețele de contact. Pentru scopuri practice este important să se cunoască dinamica micșorării acestora, deoarece de aceasta depinde alegerea dimensiunilor captorilor.

Analiza stării de tensiune a cilindrului captorului sub acțiunea la capetele acestuia a sistemului de tensiuni static echilibrate, arată că deviațiile cele mai mari posibile a tensiunilor măsurate datorită influenței suprafețelor de contact $A_{max.}(\%)$ depinde de raportul dintre limita de curgere a materialului cilindrului σ_c și a tensiunii de compresiune uniformă a lui $\sigma_{comp.}$, precum și de raportul înălțimii față de diametrul cilindrului h/d .

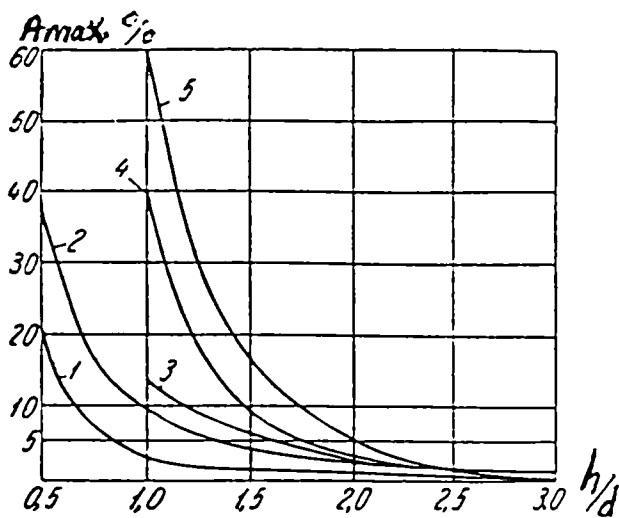


Fig.7.2. Dependența erorii maxime posibile la înregistrarea tensiunilor ($A_{max.}(\%)$) față de h/d pentru diferite valori ale raportului $\frac{\sigma_c}{\sigma_{comp.}}$: 1-5 pentru $\frac{\sigma_c}{\sigma_{comp.}}$, egal corespunzător cu 1,5; 2; 3; 6 și 10.

Interacțiunea acestor parametri este prezentată prin curbele din figura 7.2, din care se observă că dacă $\frac{\sigma_c}{\sigma_{comp.}} = 6$, eroarea

posibilă ajunge la 40 % dacă $h/d = 1,0$ și se micșorează până la 3 %, dacă $h/d = 2,0$.

Aceste date permit alegerea construcției cele mai stabile pentru captorii de forță, precum și a celor mai raționale gabarite.

Rezultatele cercetărilor cu captori de forță la care elementii de lucru au formă paralelipipedică arată că în condiții identice de lucru aceștia nu au rezultate inferioare celor cu elementii de formă cilindrică [47].

Astfel, captorii de forță lucrează stabil, dacă raportul h/d pentru elementul de formă cilindrică, sau h/d pentru elementul de formă paralelipipedică este mai mare de 2,0. Dar, întrucât captorii lucrează la eforturi mari, aceștia trebuie să fie suficient de rezistenți, adică să aibă o suprafață corespunzătoare a secțiunii transversale pentru ca tensiunile de compresiune din aceștia să nu depășească $15 - 20 \text{ KN/cm}^2$ ($1500-2000 \text{ Kgf/cm}^2$), uneori se ajunge la 30 KN/cm^2 (3000 Kgf/cm^2) pentru oțelul de calitate.

Deci, captorul de forță pentru a avea gabarit redus (mai ales pe înălțime) și în același timp să dispună de eroare mică la măsurători, înălțimea acestuia trebuie să fie de două ori mai mare decât diametrul. Plecând de la această constatare, se poate concluziona că dacă se schimbă în construcția captorului un cilindru de diametru mare (și deci, înălțime mare) cu câteva bare de diametru mic, atunci înălțimea captorului se poate micșora fără să se diminueze precizia măsurătorilor. Este evident, că suprafața secțiunii transversale a unui captor trebuie să fie egală cu suprafața secțiunii transversale a barelor mici, luate împreună.

Captorul de forță cilindric (a) și captorul pentru același efort, compus din câteva bare (b) este prezentat în figura 7.3.

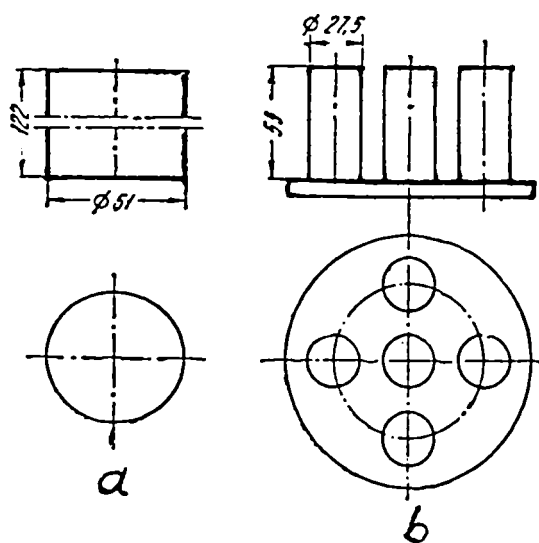


Fig.7.3. Schema captorului cu mai multe bare

Se observă că, captorul de construcție nouă are înălțimea mult mai redusă decât cel cilindric, dar ca diametru este mult mai mare. Creșterea diametrului captorului se poate aduce la minim, micșorând distanța dintre barele cilindrice. Dacă se introduc bare de formă paralelipipedică, atunci diametrul captorului se mărește cu cca. 8 – 10%, în timp ce înălțimea lui se micșorează cu 50 – 60% și depinde de cantitatea barelor – cu cât se introduc mai multe bare, cu atât înălțimea acestuia se reduce.

Un captor de forță experimentat cu rezultate foarte bune în condiții industriale este construit din cinci bare cilindrice (fig.7.4), pe fiecare din acestea fiind lipiți traductori rezistivi de 187,5 ohmi. Construcția s-a dovedit ideală, lucrând stabil la eforturi admisibile de 1,5 MN (150 tf).

Execuția captorilor cu bare cilindrice este destul de complicată, deoarece este necesar să se dispună de bare cu aceeași înălțime.

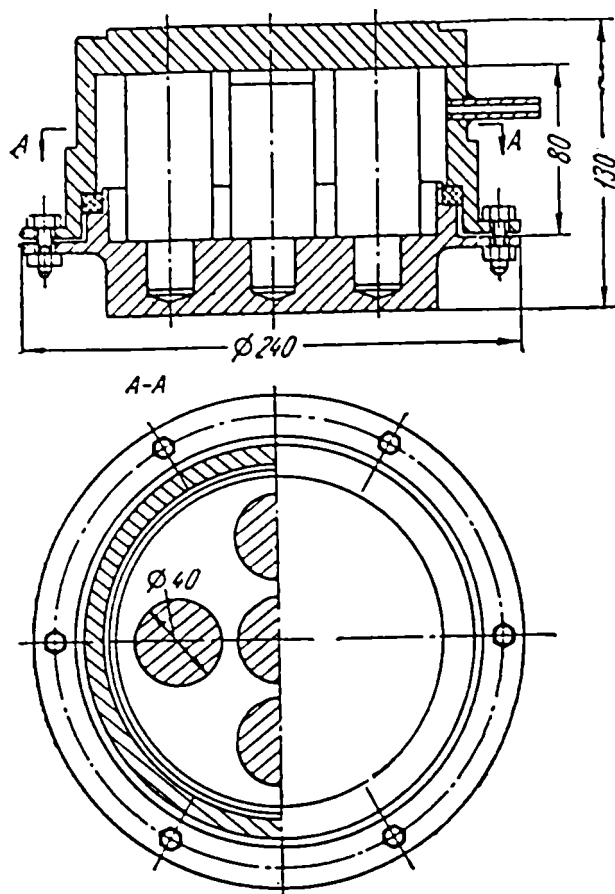


Fig.7.4. Construcția captorului compus din cinci bare cilindrice.

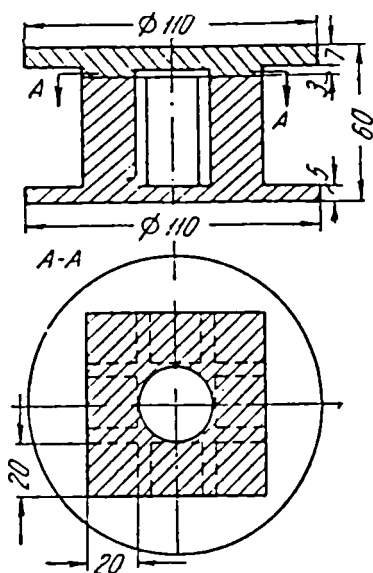


Fig.7.5. Construcția captorului cu mai multe bare

De aceea, s-a trecut la execuția captorilor a căror construcție este dată în figura 7.5, compusă din opt bare de lucru – paralelipede dreptunghiulare. Pe fiecare bară se lipesc doi traductori rezistivi. Acest captor prezintă o serie de avantaje comparativ cu cel care dispune de bare cilindrice:

- simplitate în execuție și montaj (barele se execută solidar cu baza);
- micșorarea grosimii bazei și amplasarea rațională a barelor care permite reducerea considerabilă a înălțimii și diametrului captorului.

Date experimentale au arătat că înregistrarea forțelor cu un asemenea captor, s-a făcut cu o eroare de 2%, iar diagrama de etalonare a lui este foarte apropiată de cea teoretică. În ultimul timp, s-a confirmat ideea că pentru măsurarea forțelor de laminare în condiții industriale, etalonarea captorilor „scunzi” trebuie făcută direct în caja de lucru mai ales dacă construcția cajei permite.

Aceasta pentru că, captorii relativ „scunzi” dau eroare considerabilă la măsurarea eforturilor dacă ei sunt etalonați numai la prese (în afara cajei de lucru).

Multe date experimentale obținute prin cercetările controlului captorilor de formă cilindrică la care raportul $h/d < 2$, fără etalonare directă în caje, nu pot fi considerate reale.

Importanță deosebită prezintă stabilitatea în funcționare a captorilor, dacă aceștia sunt destinați pentru controlul permanent al forțelor în cajele de lucru. Tot pentru măsurători de forțe în condiții industriale, construcția captorului din figura 7.6 a dat rezultate bune la un laminor continuu de semifabricate de 700 mm.

Elementele de lucru ale captorului sunt formate din patru bare de formă paralelipipedică cu raportul $h/d = 2$.

La captorii cu mai mulți elemente de lucru, varianta optimă rezultă atunci când traductorii rezistivi lipiți pe un element sunt legați în serie, iar circuitul acestora de pe diferite elemente între ele – în paralel.

Prin existența a patru elemente de lucru cu câte patru traductori pe fiecare element, este suficient un singur traductor de compensare.

Captorii de forță analizați, compuși din mai mulți elemente de lucru, au fost încercați pe instalații industriale cu rezultate bune. Astfel, s-a ajuns la concluzia că pot fi utilizați pentru măsurarea forțelor nu numai la laminarele de semifabricate, ci și la cele din tablă groasă cum sunt captorii cu opt elemente la 15 MN (1500 tf), sau cu patru elemente la 4 MN (400 tf), pentru laminarele la cald de metale neferoase.

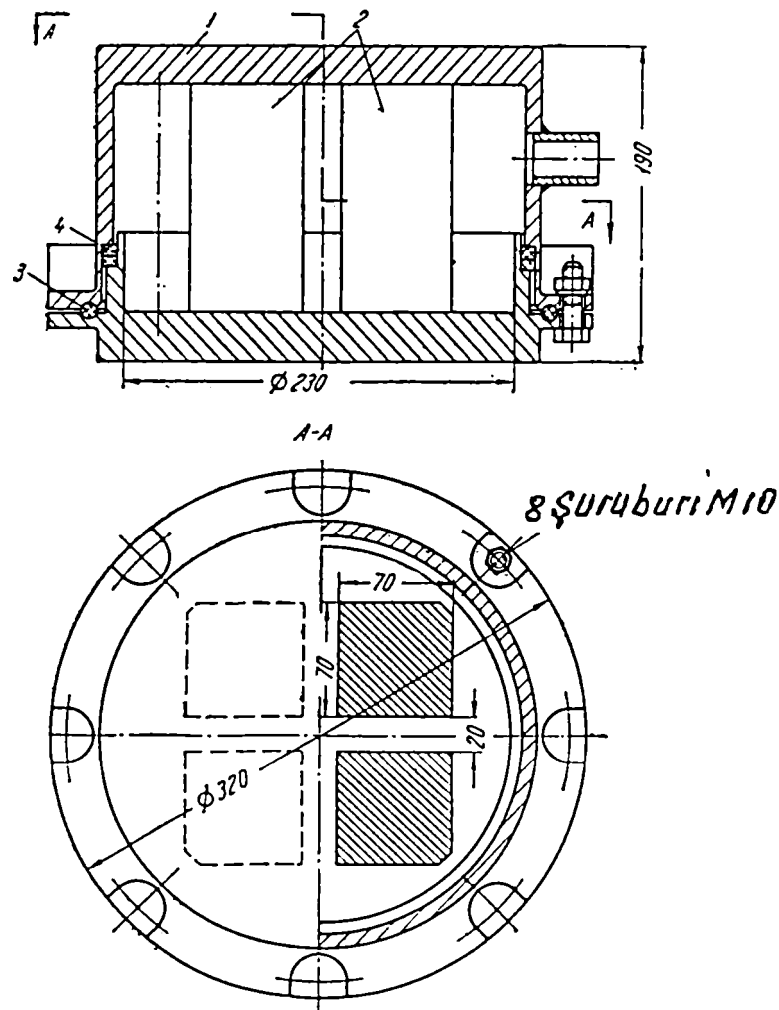


Fig.7.6. Construcția captorului de forță pentru laminorul continuu de semifabricate de 700 mm:

- 1 - capac; 2 - elemente de lucru; 3 - sfoară din cauciuc ϕ 6mm;
4 - sfoară din cauciuc 8×8 mm, cu duritate medie.

7.2. MĂSURAREA MOMENTELOR DE LAMINARE

Pe lângă forțe, momentele de laminare reprezintă unul din cei mai importanți parametri, a căror cunoaștere este necesară pentru proiectarea și exploatarea instalațiilor de laminare. Valoarea momentului dezvoltat de motor la deformarea materialului metalic, determină gradul de încărcare al utilajului electric, precum și rezistența unor piese și subansamble ca bare de cuplare, cuplaje, reductoare, etc.

Aprecierea gradului de încărcare al motorului de acționare după puterea consumată pentru deformare este incompletă, deoarece acest parametru nu caracterizează capacitatea utilajului electric și mecanic al laminorului.

Pentru a rezolva problema gradului de utilizare și intensificare a exploatării utilajului și acționării, trebuie să se analizeze trei parametri principali:

- 1) forțele de laminare, care determină valoarea tensiunilor în principalele subansamble ale cajei de lucru, ca cilindrii, cadru, lagăre;
- 2) momentul dezvoltat la laminare, care determină solicitarea motorului și rezistența pieselor acestuia, astfel încât valoarea maximă a momentului este limitată de capacitatea acționării și rezistența pieselor acestuia;
- 3) media pătratică a curentului motorului, care determină gradul de încălzire a motorului; valoarea acestui curent nu trebuie să depășească pe o durată determinată, valoarea curentului nominal a motorului.

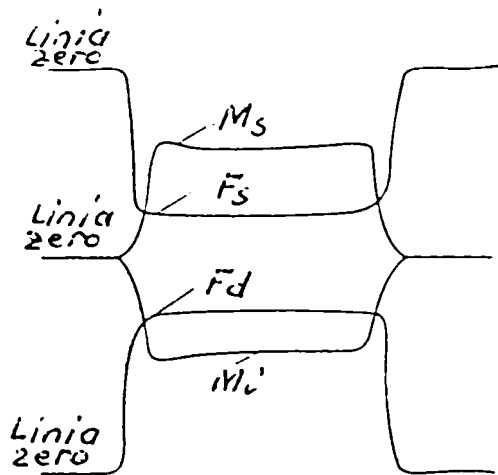
Gradul de încărcare a acționării după valoarea momentului se determină prin compararea momentului care acționează redus la arborele motor ($M_{mot.}$), față de valoarea momentului nominal ($M_{nom.}$).

Momentul maxim pentru motoarele reversibile este egal cu $(2,5 - 3,0) M_{nom.}$, iar pentru nereversibile $(1,5 - 2,0) M_{nom.}$.

Caracterul de acționare a momentului pe durata trecerii depinde de tipul laminorului. Durata de acțiune a momentului, aproximativ este egală cu acțiunea presiunii. După caracterul lor, diagramele momentelor repetă de asemenea pe cele ale presiunii; deosebirea constă numai în aceea că la laminoarele reversibile, curbele respective își schimbă semnul pe durata a două treceri consecutive, dar presiunea exercitată de materialul metalic pe cilindrii are întotdeauna același semn. În figura 7.7, se prezintă forma caracteristică a curbelor de

variație a forțelor și momentelor pentru un laminor reversibil.

Scopul final în cercetarea parametrilor de forță la laminare îl reprezintă cunoașterea momentelor care se dezvoltă în procesul de deformare. Pentru aceasta se cunosc două metode. Una se bazează pe determinarea cuplului motorului de acționare cu relația (7.3):



$$M_{mot.} = 9,55 \frac{P}{n} [KN \cdot m] \quad (7.)$$

unde P - reprezintă puterea absorbită de motorul de acționare, în KN;

n - turația motorului, în rot/min.

Cunșând valoarea momentului de acționare se poate calcula momentul de laminare, deoarece:

Fig.7.7. Oscilograma forțelor și momentelor de laminare pentru un laminor reversibil.

$$M_{mot.} = M_{lam.} + M_{m.g} + M_{fr.} \pm M_{din.} [KN \cdot m] \quad (7.4)$$

în care $M_{lam.}$, reprezintă momentul de laminare;

$M_{m.g}$ - momentul de mers în gol;

$M_{fr.}$ - momentul consumat pentru învingerea forțelor suplimentare de frecare, care apar în timpul laminării;

$M_{din.}$ - momentul dinamic de accelerare (+) sau frânare (-).

Momentul de mers în gol va fi:

$$M_{m.g} = 9,55 \frac{P_0}{n} [KN \cdot m] \quad (7.5)$$

în care P_0 reprezintă puterea consumată la mersul în gol, în KN.

Momentul de frecare se determină cu relația (7.6):

$$M_{fr.} = \frac{Fd\mu}{i \cdot \eta} + \left(\frac{1}{\eta} - 1 \right) \frac{M_{lam.}}{i} [KN \cdot m] \quad (7.6)$$

în care F , reprezintă forța de laminare;

d - diametrul cercului de frecare;

μ - coeficientul de frecare în lagărele cilindrilor;

i - raportul de transmisie a întregului lanț cinematic de la motor la caja de lucru;

η - randamentul transmisiei motor-cajă de lucru.

Momentul dinamic se calculează cu relația:

$$M_{din.} = \frac{Jr}{9549,3} \frac{dn}{dt} [KN \cdot m] \quad (7.7)$$

în care Jr , reprezintă momentul de inerție redus la arborele motorului.

Metoda determinării momentului de laminare prin parametrii de acționare este incomodă prin faptul că necesită măsurători și calcule care introduc erori.

De aceea, s-a preferat a doua metodă bazată pe măsurarea deformațiilor barelor universale care transmit momentul cilindrilor de laminare.

Pentru aceasta, pe barele universale sub un unghi de 45° față de generatoare se aplică traductoare electrotensometrice rezistive cu scopul măsurării tensiunilor principale.

Semnalele de la traductoare sunt transmise aparatului de înregistrare prin intermediul unor inele colectoare cu perii. Din cercetările efectuate s-a observat că alunecarea dintre inelele colectoare provoacă instabilitatea rezistențelor de contact și prin aceasta se introduc erori în măsurători, iar la viteze mari, suprafețele de contact se încălzesc conducând de asemenea la erori. Astfel, s-a ajuns la concluzia că în cercetări uzinale să se evite pe cât posibil utilizarea colectoarelor.

Se mai utilizează de asemenea colectoare cu mercur, dar acestea sunt complicate și nu pot fi recomandate pentru cercetări industriale în domeniul laminoarelor.

În privința periilor, s-a observat că cele din cupru și grafit funcționează satisfăcător la viteze de până la 1 m/s, dar se uzează repede. De asemenea, se comportă bine colectoarele din inele de argint și perii grafit-argint, însă utilizarea lor e legată de consumul unor materiale deficitare. De aceea, mai frecvent se utilizează inele colectoare din alamă.

Periile confecționate din mănunchiuri de fire de sârmă s-au dovedit a fi instabile la revărsări. Rezistențele de contact depind de viteza de alunecare și de forța de apăsare a contactelor. Odată cu creșterea forței de apăsare, rezistența de contact tinde spre o valoare constantă.

Una din construcțiile periilor este prezentată în figura 7.8, și se compune din placa 1, executată din textolit, lamelele 2, din tablă de oțel inoxidabil, fixate de placă cu șurubul 3 și clemele 4. În placă este executată o decupare în care șurubul intră cu joc. Aceasta permite instalarea plăcii în poziția necesară.

În cercetările efectuate pe laminoarele industriale s-a utilizat cu rezultate bune colectorul prezentat în figura 7.9.

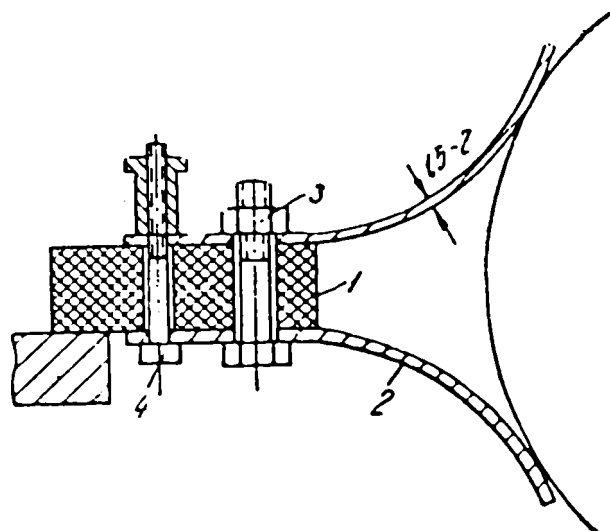


Fig.7.8. Construcția periilor colectoare de semnal

Acesta se compune din inelul metalic 1, construit din două jumătăți îmbinate între ele cu șuruburi. Diametral opus, pe inel sunt instalate prin intermediul plăcilor din material izolant 2, bolțuri care susțin inelele colectoare 3. Inelele colectoare sunt confecționate din bare de alamă cu diametrul de 5 mm, iar periile din sârmă de oțel inoxidabil (ϕ 3 mm).

Este indicat să se efectueze încercări preliminare a indicatoarelor de semnal. Pentru

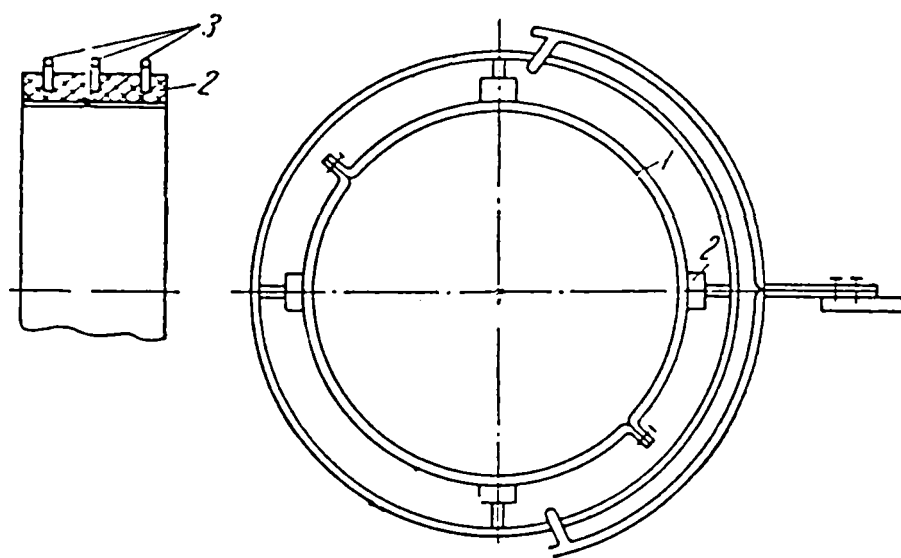


Fig.7.9. Colector de semnal pentru instalații industriale

această, după montare și efectuarea legăturilor cu schema instalației, se procedează la rotirea în gol cu măsurarea dezechilibrului punții tensometrice.

Dacă curentul creat de schimbarea rezistențelor de contact este mic, atunci cu siguranță rezistențele de contact nu vor introduce erori substanțiale în măsurători. Din cercetările efectuate a rezultat că atenție deosebită trebuie acordată lipirii corecte a traductorilor pe barele de cuplare. Lipirea incorectă chiar a unui singur traductor duce la erori în aprecierea distribuției momentelor între barele universale. Dacă etalonarea punții tensometrice nu se realizează nemijlocit pe barele universale, atunci trebuie lipite pe fiecare bară câte două punți pentru a obține două valori independente ale momentului, în vederea comparării rezultatelor.

CAPITOLUL 8

INSTALAȚIA ȘI METODA DE EXPERIMENTARE

Cercetările experimentale pentru determinarea forțelor, momentelor și a condițiilor de alunecare la laminarea simetrică și asimetrică s-au efectuat pe un laminor duo reversibil de 170 mm, a cărei vedere de ansamblu este prezentată în figura 8.1.

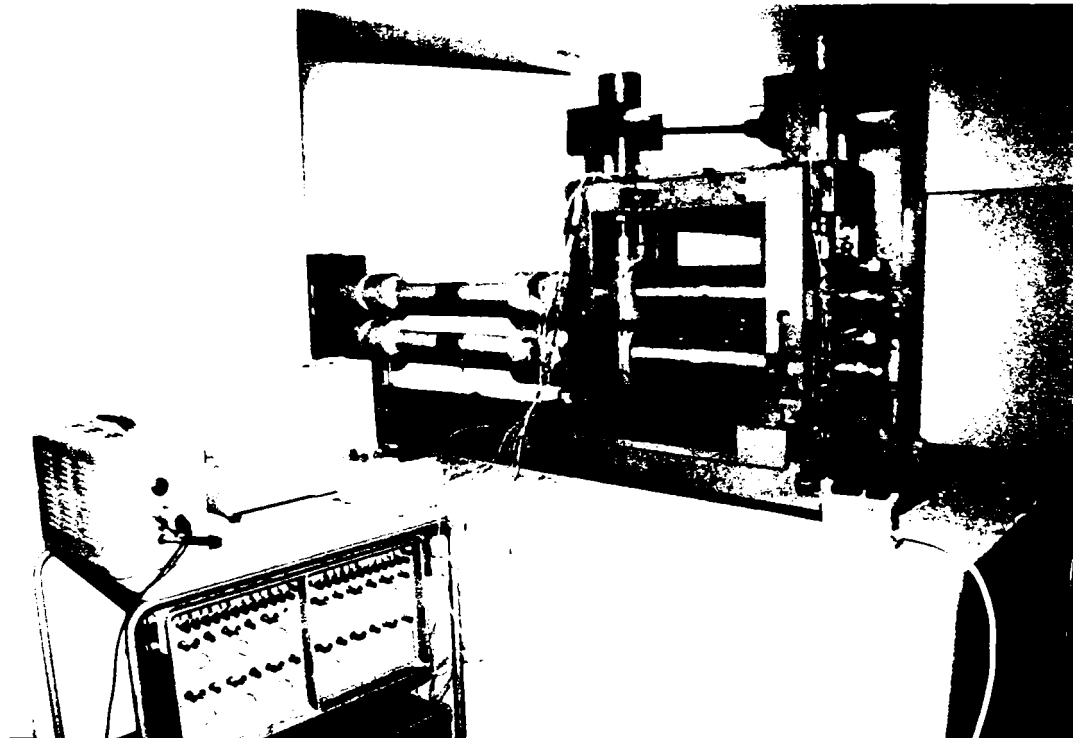


Fig. 8.1. Vedere de ansamblu a instalației experimentale

Acționarea instalației 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 cu articulații cardanice. Viteza de laminare s-a situat în diapazonul $0,3 \div 0,8$ m/s. Această instalație permite înregistrarea concomitentă a mai mulți parametri de laminare atât pentru procesul simetric, cât și pentru cel asimetric, adică forțele de laminare din dreapta (F_d) și stânga cajei (F_s); presiunile laterale care se dezvoltă datorită cilindrilor de diametre neegale (X_d și X_s); precum și momentele de laminare la cilindrul superior (M_s) și inferior (M_i).

Pentru cercetarea pe aceeași instalație în condiții de similitudine tehnologică a parametrilor de forță pentru procesul simetric și asimetric, laminorul din figura 8.1 a fost

dotat cu cilindrii și lagăre de construcție specială, captori pentru forțele normale montați sub șuruburile de presiune și captori pentru presiunile laterale montați în portlagărele cilindrului inferior. Întreg acest subansamblu construit, a fost introdus în cadrul cazei laminorului, după cum se observă în figura 8.2.



Fig. 8.2. Cilindrii de laminare cu segmentji respectivi, pentru simularea procesului simetric și asimetric.

Cilindrii de laminare au fost realizați din oțel de marcă OL 50, forjat și normalizat, având diametrele de 140 și 170 mm.

Procesul simetric și asimetric de laminare s-a obținut prin echiparea cilindrilor de lucru cu segmentji executați sub diferite raze care au permis obținerea următoarelor rapoarte între diametrele cilindrilor superior (D_s) și inferior (D_i):

$$\frac{D_s}{D_i} = \frac{170}{170}; \frac{160}{180}; \frac{140}{200} \text{ [mm]}.$$

Instalarea segmentjilor pe cilindrii laminorului pentru obținerea acestor combinații se observă în figura 8.2, iar schematic pentru procesul simetric și asimetric, variantele de lucru sunt prezentate în figurile 8.3 și 8.4.

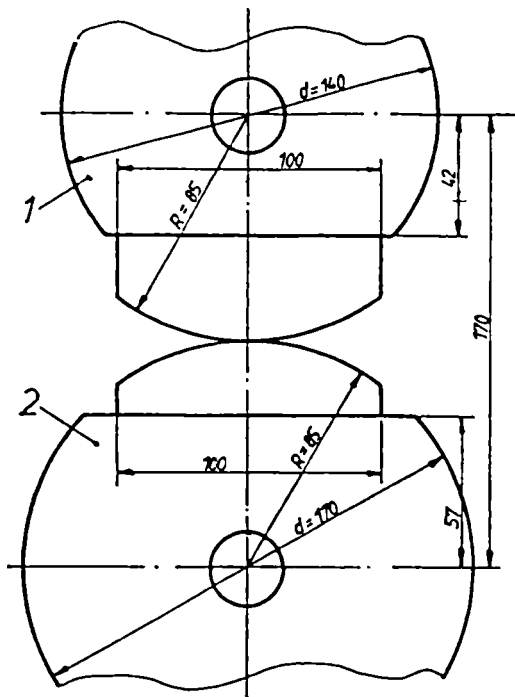


Fig. 8.3. Varianta de instalare a segmentelor pe cilindri pentru procesul simetric,

$$\frac{D_s}{D_i} = \frac{170}{170} \text{ [mm]}.$$

- 1 – cilindrul superior (D_s);
2 – cilindrul inferior (D_i).

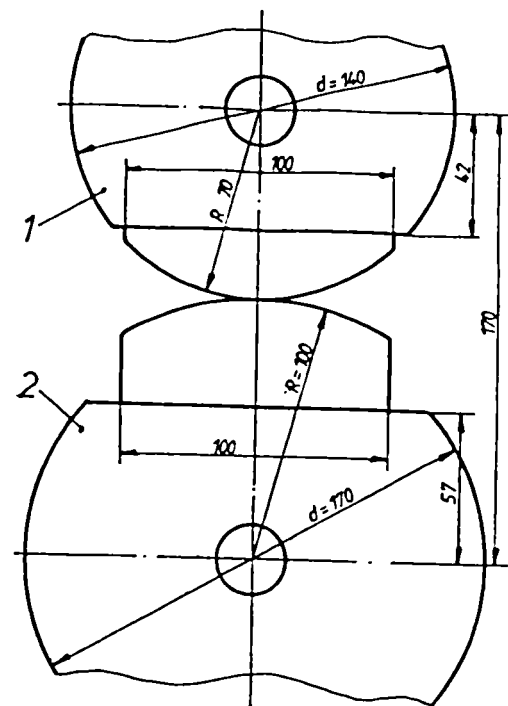


Fig. 8.4. Varianta de instalare a segmentelor pe cilindri pentru procesul asimetric,

$$\frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} \text{ [mm]}.$$

- 1 – cilindrul superior (D_s);
2 – cilindrul inferior (D_i).

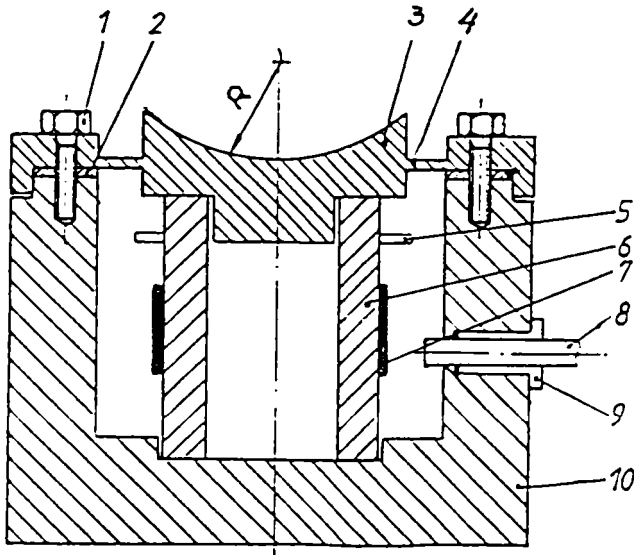


Fig. 8.5. Secțiune prin captorul de măsurare a forțelor de laminare:

- 1 – șuruburi de strângere; 2 – garnitură din cauciuc; 3 – disc de transmitere a presiunii; 4 – membrană elastică; 5 – inel din textolit; 6 – cilindru din oțel de rulmenți; 7 – punte tensiometrică; 8 – cablu; 9 – sistem de fixare a cablului; 10 – capsă de siguranță.

Pentru experimentările efectuate la laminorul din figura 8.2, la care după calculele analitice forțele totale nu depășesc valoarea de 1 MN (100 tf), au fost concepuți captori de construcție proprie, de tipul celor din figura 8.5.

Acești captori pentru înregistrarea forțelor de laminare sunt realizați din oțel de rulmenți, care după prelucrare a fost îmbinată prin tratamentul termic și calire în olei.

Traductorii utilizați sunt rezistivi, de tip grilă cu rezistența de 203,2Ω și baza de 16 mm. Pentru lipirea lor, s-a folosit cleiul de marcă BF2.

Conectarea traductorilor rezistivi s-a făcut în punte, fiecare braț fiind format din patru

traductori în serie cu o rezistență totală de $812,8\Omega$.

Pe direcția generatoarei cilindrului deformabil s-au lipit patru perechi, fiecare pereche decalată de precedenta cu un unghi de 90^0 . Perechile decalate cu 180^0 formau un braț activ.

Compensarea variației rezistenței cu temperatura a fost asigurată prin lipirea în plan orizontal a celorlalte patru perechi, decalate cu un unghi de 45^0 față de perechile active, constituindu-se celelalte două brațe ale punții în același mod, după cum s-a arătat.

Pe cilindrul deformabil 6, al captorului din figura 8.5, în partea superioară s-a fixat un inel de textolit 5 pe care s-a executat legarea traductorilor în punte, eliminându-se în acest mod posibilitatea ruperii firelor de legătură ale traductorilor, fapt ce a ușurat simțitor legarea punții cu exteriorul.

Calculul cilindrilor deformabili s-a efectuat pentru efortul maxim de 100 KN. Pentru acest efort, din relația:

$$\frac{\Delta R}{R} = k' \frac{\Delta L}{L} = k' \varepsilon \quad (8.1)$$

rezultă o variație a rezistenței ΔR pe un singur braț $\Delta R = 2,44 \Omega$, deformația maximă a traductorului fiind $\varepsilon = 1,5 \cdot 10^{-3}$.

Montarea captorilor de forță s-a realizat în capsele de siguranță 10, care s-au instalat sub șuruburile de presiune ale laminorului experimental, asigurându-se astfel protecția necesară a punții tensometrice de pe elementul deformabil, împotriva infiltrațiilor de ulei și vapori de apă.

Tot în acest scop, capsă de siguranță a fost prevăzută cu un capac 3, de forma constructivă dată în fig.8.5, strâns cu șuruburile 1, etanșarea asigurându-se cu garniturile din cauciuc 2.

Orificiul pentru scoaterea cablului de alimentare 8 și culegerea semnalelor a fost de asemenea etanșat printr-un sistem de strângere 9, prevăzut cu garnitură din cauciuc.

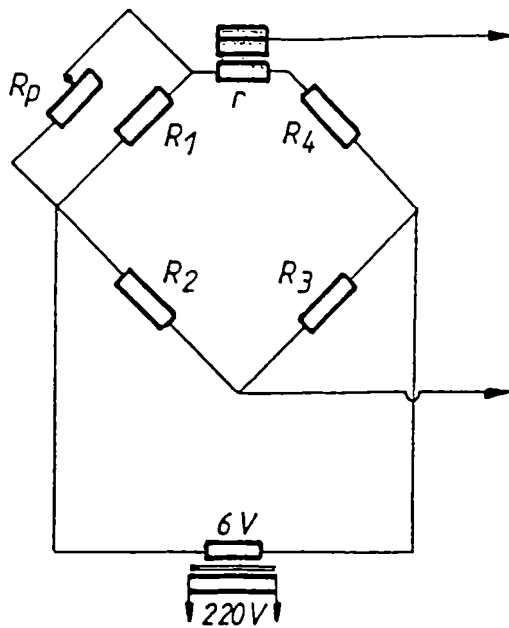
Pentru echilibrarea punții tensometrice 7 de pe cilindrul deformabil 6, s-a folosit metoda rezistenței în paralel din figura 8.6.

Prin rezistența adițională r , în serie cu unul din brațele inactive, se asigură condiția:

$$(R_1 + r)R_3 > R_2R_4 \quad (8.2)$$

astfel încât, puntea este puternic dezechilibrată.

Pentru echilibrarea în paralel cu $R_1 + r$ se leagă rezistența $R = 100 K\Omega$ în serie cu potențiometrul $R_p = 250 K\Omega$:



$$R_{ech_1} = \frac{R_1(R + R_p)}{R + R_p + R_1} \quad (8.3)$$

Valoare care este mai mare decât R_1 , puntea fiind dezechilibrată în același sens.

Pentru situația extremă, potențiometrul scurtcircuitat:

$$R_{ech_2} = \frac{R_1 R}{R + R_1} < R_1 \quad (8.4)$$

puntea fiind dezechilibrată însă în sens invers.

Sunt legătura $R_j + R_p$.

Variația rezistenței în aceste situații extreme:

$$\Delta R = R_{ech_1} - R_{ech_2} = \frac{R_1(R + R_p)}{R + R_p + R_1} - \frac{R_1 R}{R + R_1} \quad (8.5)$$

Presupunând forța de laminare $F = 1000KN$, în brațele active au loc variații ale rezistențelor traductorilor $\Delta R = 2,44 \Omega$.

Fig.8.6. Schema de echilibrare a punții tensometrice, lipită pe elementul deformabil al captorului:

R_1 și R_3 – brațe de compensare;

R_2 și R_4 – brațe active.

Impunând condiția de echilibru pentru punte se poate determina valoarea rezistenței în paralel $R + R_p$ la echilibru, rezultând o valoare de $114 K\Omega$ ceea ce s-a confirmat în timpul echilibrării.

Cablul de legătură 8 de la captorul de forță (v.fig.8.5) poate avea o lungime de până la 20 m. Peste această valoare nu s-au mai putut obține rezultate satisfăcătoare. În experimentările efectuate s-a utilizat un cablu ecranat, tip liță cu șapte fire situate sub același ecran.

Influența temperaturii

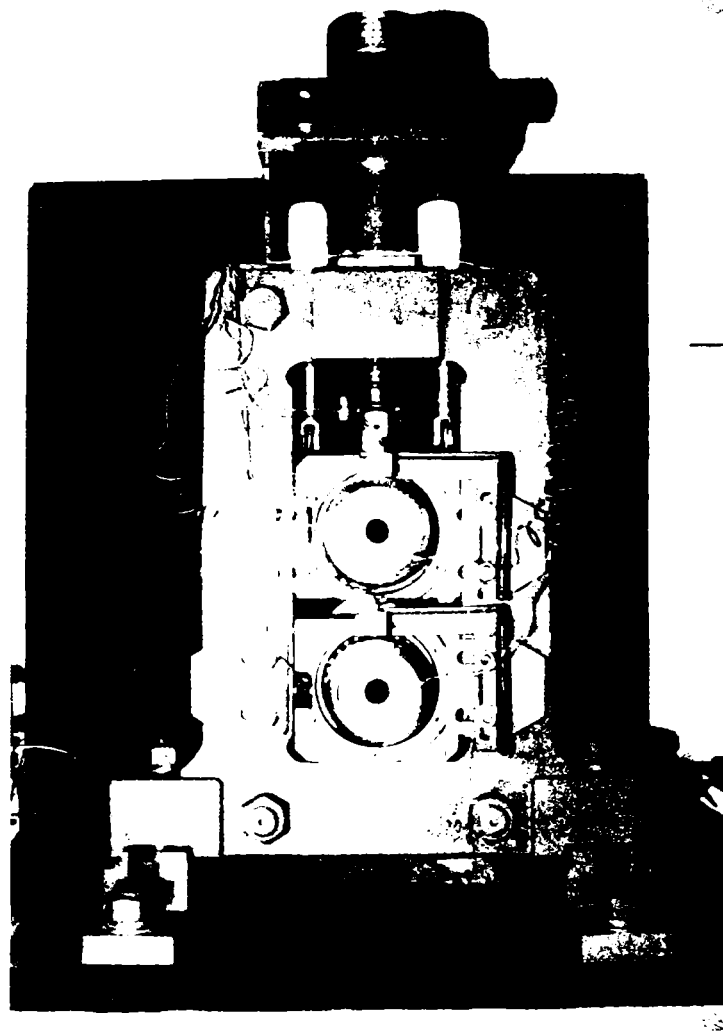
Încălzirea traductorilor rezistivi prin modificarea rezistenței lor, poate conduce la dezechilibrarea punții tensometrice, constituind una din sursele de erori.

Acest fenomen poate fi produs atât de mediile diferite, cât și prin efect Joule.

În situațiile în care nu se folosește o amplificare a semnalului pentru a se mări sensibilitatea, alimentarea punții se face de la o sursă de tensiune cât mai mare și în consecință efectul Joule crește.

Din necesitatea de a evita pe cât posibil erorile menționate, brațele punții (active și inactive) au fost constituite din același tip de rezistențe, toate lipite pe elementele deformabile ale captorilor.

Pentru presiunile 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.8.7, decuparea din portlagărului inferior, partea din stânga).



***Fig. 8.7.** Instalarea captorilor pentru forțele de laminare (sub șuruburile de presiune) și pentru presiunile laterale (decuparea din partea stângă a portlagărului la cilindrul inferior).*

Între portlagărele cilindrului inferior și batiul cajei, în partea dinspre captorii pentru presiunile laterale este prevăzut un joc de 2 mm, pentru ca presiunile respective să poată fi sesizate numai de captori.

Etalonarea captorilor pentru forțele de laminare s-a făcut la o presă mecanică în diapazonul 0-100 [KN], iar pentru cele laterale s-a realizat la aceeași presă prin încărcarea succesivă de la 0 al 20 [KN], trasându-se diagramele de etalonare pentru fiecare captor în parte:

$$\begin{aligned} F_d &= f(x); & F_s &= f(x); \\ X_d &= f(x); & X_l &= f(x). \end{aligned}$$

Dependența grafică rezultată pentru forțele de laminare este dată în figura 8.8.

Cercetarea modului de repartizare a momentelor la laminarea simetrică și asimetrică s-a realizat cu ajutorul punților tensometrice lipite pe barele universale de cuplare a laminorului experimental din figura 8.2.

Din cercetările efectuate de autor a rezultat că precizia măsurătorilor depinde mult de schema de legare a traductoarelor electrotensometrice. Astfel, în cazul figurii 8.9 când pe bara de cuplare este lipită o semipunte (fig.8.9, a), rezistențele de contact intră în brațele punții. Dacă pe bară este lipită puntea completă (fig.8.9, b) rezistențele de contact exercită o influență mult mai mică asupra preciziei de măsurare, motiv pentru care am optat pentru această variantă.

De asemenea, s-au utilizat traductoare cu rezistență ohmică ridicată pentru ca rezistența punții tensometrice să fie considerabil mai mare decât rezistențele de contact.

Pentru situațiile practice este important să determinăm nu numai valoarea totală a momentului, ci și distribuția lui pe cilindrii, deoarece repartizarea neuniformă duce la supraîncărcarea și ruperea barelor, mai ales în cazul laminării longitudinale asimetrice.

În cercetările efectuate s-a recurs la măsurarea deformațiilor cu traductoare electrotensometrice rezistive aplicate pe barele universale sub un unghi de 45° față de generatoare, pentru ca acestea să măsoare tensiunile principale.

Schema de principiu a instalației pentru măsurarea momentelor la cilindrul superior (M_s) și inferior (M_i) este dată în figura 8.10, având ca elemente sensibile barele de cuplare care transformă în mod corespunzător eforturile în deformații.

În calitate de prim convertor se utilizează traductoare tensometrice care transformă deformațiile în modificări ale rezistenței ohmice.

A doua verigă convertoare este o punte electrică care transformă schimbările rezistenței ohmice în curent electric.

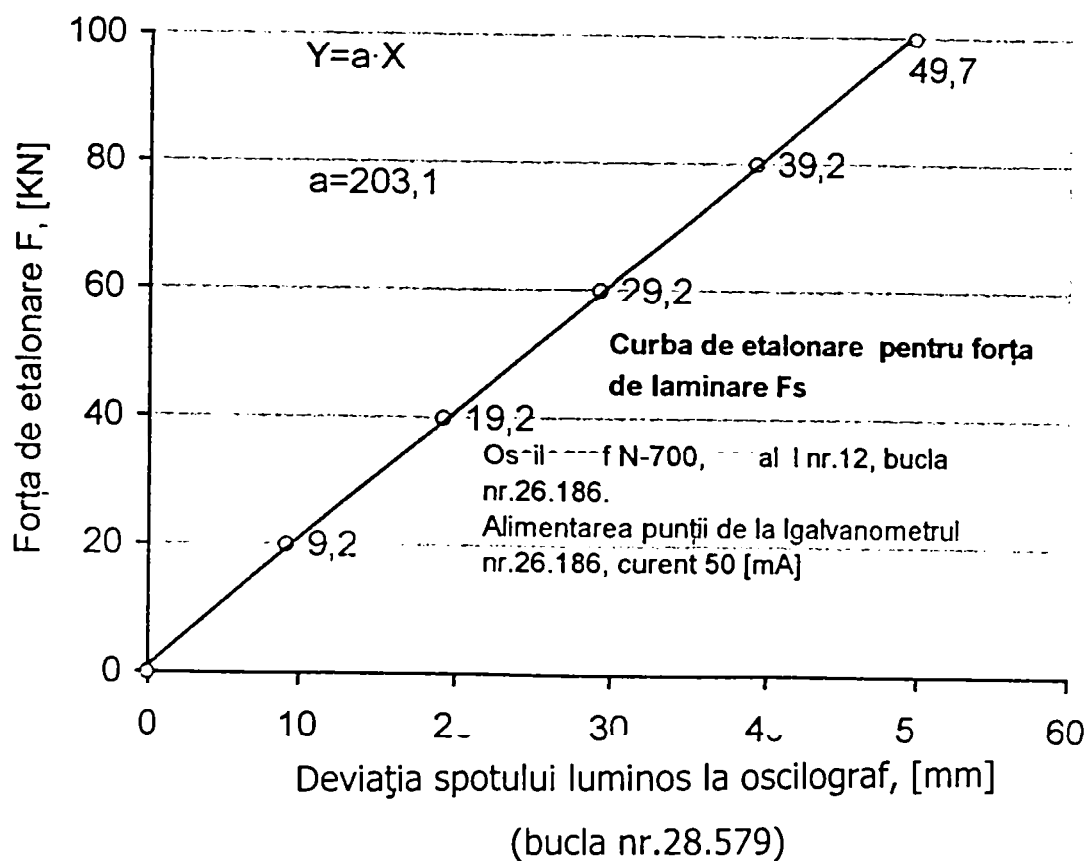
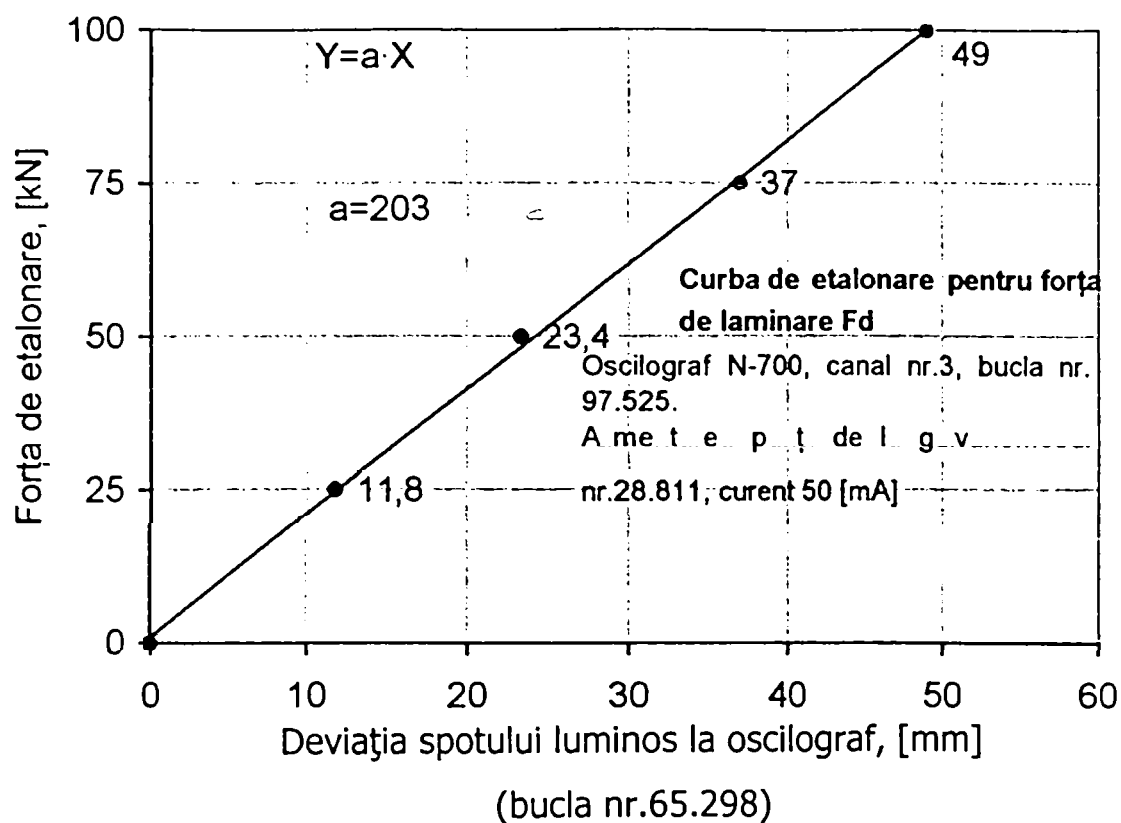


Fig.8.8. Diagramele de etalonare a captorilor pentru forțele de laminare (F_d și F_s).

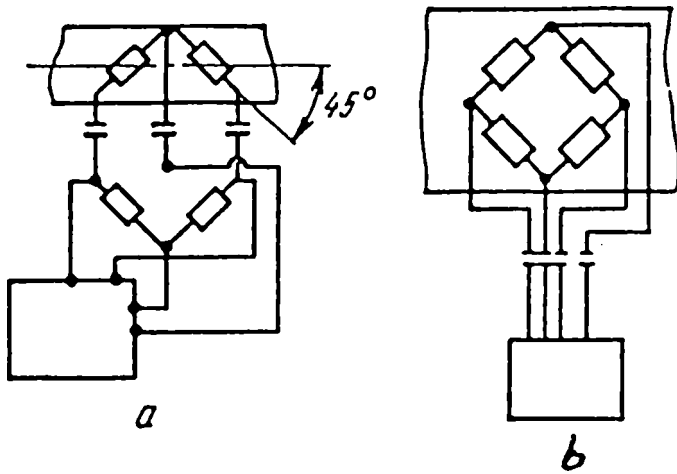


Fig. 8.9. Lipirea pe barele de cuplare a punților tensometrice: a – semipunte;
b – punte completă.

Puntea tensometrică se echilibrează cu ajutorul unei rezistențe variabile R_e , care se alege în funcție de dezechilibrul punții obișnuite, dar de cel puțin $10 R_b$ (R_b fiind rezistența brațului). Rezistența constantă R se introduce în schemă pentru evitarea scurtcircuitării brațelor punții de echilibrare, ca urmare a acestui fapt putând să apară ieșirea din uz a galvanometrului, acesta de asemenea trebuie să fie de cel puțin $10 R_b$.

Diagonalele punții sunt alimentate cu 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 1400 mm/ma.m.

Pentru precizia măsurătorilor s-a admis ca conductoarele de legătură să se înfășoare în jurul barelor de cuplare, dar această metodă se poate aplica numai în cazul unor turații reduse în regim de lucru stabilizat (v. fig. 8.11).

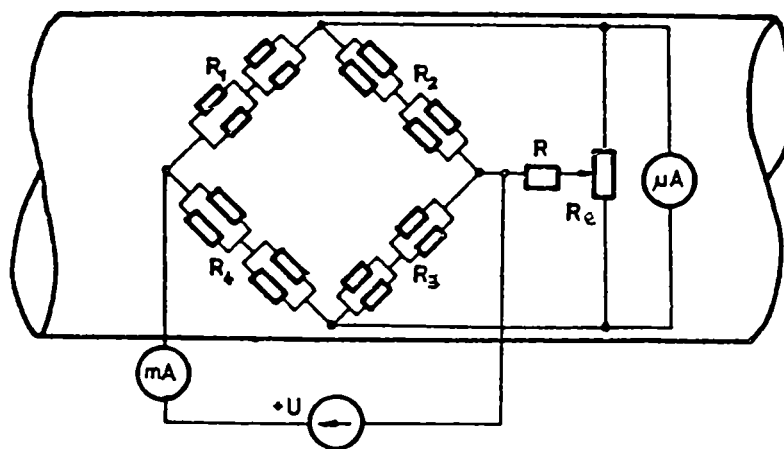


Fig.8.10. Puntea tensometrică pentru măsurarea momentelor de laminare.

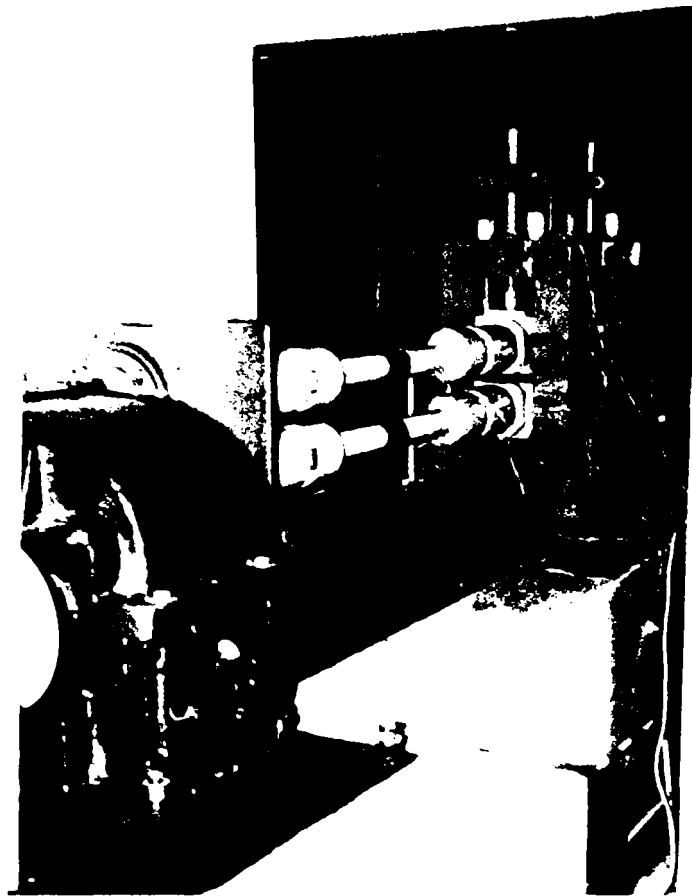


Fig.8.11. Metoda utilizată de colectare a impulsurilor de pe barele universale de cuplare.

În figura 8.12 este prezentată schema de etalonare a punților tensometrice de pe barele universale a laminorului experimental.

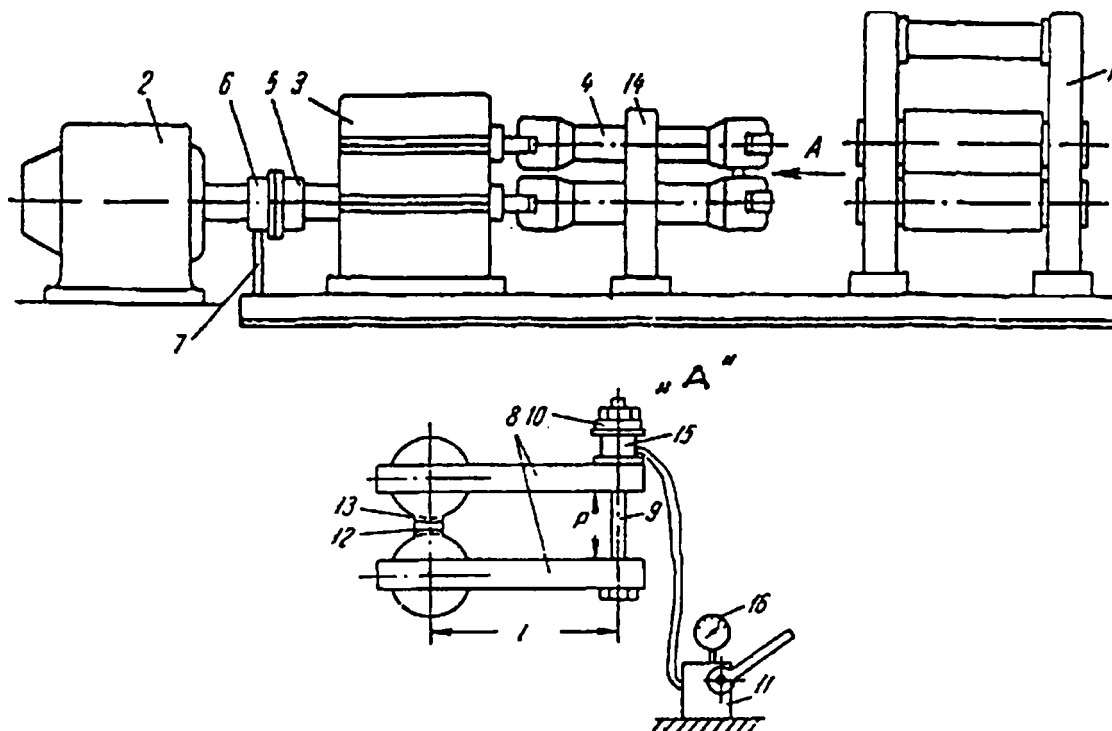


Fig.8.12. Instalația de etalonare a punților tensometrice de pe barele de cuplare

Acționarea cajei de lucru 1 a laminorului experimental se realizează de la motorul electric 2 prin intermediul cajei de angrenare 3 și a barelor universale de cuplare 4, cuplajul dintre caja de angrenare și motor se separă.

Cu semicupla 5 montată pe axul dinspre caja de angrenare se îmbină semicupla specială 6 rigid fixată pe suportul 7, care la rândul său este prins cu șuruburi sau sudat pe placa de fundație. În felul acesta axul de intrare a cajei de angrenare se blochează. După aceasta, în capul de îmbinare al barelor universale 4 se introduce dispozitivul de etalonare constând din două plăci de oțel 8, îmbinate la capătul liber cu șuruburile 9. Sub piulițele șuruburilor se află placa 10 montată pe un cric hidraulic 15 acționat de pompa manuală 11.

Între barele universale se introduce piesa 12 prevăzută cu lagărele de bronz 13. Barele universale decuplate de cilindrii cajei de lucru, împreună cu dispozitivul aplicat pe acestea se reazemă pe suportul 14. Plăcile 8 se introduc în barele universale, după care se strâng piulițele șuruburilor 9 astfel încât placa 10 să fie presată pe cric.

Operația următoare este acționarea cricului hidraulic, fixând presiunea uleiului cu manometrul 16. Asupra plăcilor de pe axa șuruburilor 9, acționează forța:

$$F = p \cdot S_c \text{ [KN]} \quad (8.6)$$

în care:

p - reprezintă presiunea uleiului, în KN/cm^2 ;

S_c - suprafața de lucru a pistonului cricului, în cm^2 .

Asupra barelor universale va acționa momentul de torsiune:

$$M = F \cdot l = p \cdot S_c \cdot l \text{ [KN.m]} \quad (8.7)$$

în care l , reprezintă distanța dintre axele șuruburilor și a barelor universale, în m (v. fig.8.12).

Dispozitivul conceput și utilizat de autor (fig.8.12) permite etalonarea instalației de măsurare în timpul schimbării cilindrilor fără să fie nevoie de opriri suplimentare a laminorului.

Avantajele utilizării acestei instalații constau în:

- se etalonează ambele bare universale concomitent, nu este necesară mutarea dispozitivului de la o bară la alta;
- pentru etalonare nu este nevoie de macara;
- etalonarea nu deranjează alte lucrări de reparații la cajă și motorul electric.

8.1. PRECIZIA DE EFECTUARE A EXPERIMENTĂRILOR

Precizia de măsurare a parametrilor experimentării, cum sunt forțele de laminare (F_d și F_s), presiunile laterale (X_d și X_s) și momentele de laminare (M_s și M_i), sunt condiționate de precizia schemelor de înregistrare 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 înregistrare 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 tensometrice.

Miliampermetrele și bucele utilizate au avut clasele 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 parametri cercetați ai procesului, descifrarea curbelor înregistrate s-a făcut cu o precizie de $\pm 0,85$ mm, care introduce o eroare Δa egală cu:

- pentru F_d și F_s , ± 100 N;
- pentru X_d , ± 23 N;
- pentru X_s , ± 25 N;
- pentru M_s , $\pm 18,5$ N.m;
- pentru M_i , $\pm 14,0$ N.m.

Raportând valoarea erorii Δa la întregul interval în care s-a realizat măsurarea parametrului respectiv, obținem erorile relative corespunzătoare:

$$\text{➤ pentru } F_d \text{ și } F_s, \quad \varepsilon_a = \pm \frac{100}{19000 - 500} \cdot 100 = \pm 0,54\%$$

$$\text{➤ pentru } X_d, \quad \varepsilon_a = \pm \frac{23 \cdot 100}{550 - 0} = \pm 4,2\%$$

- pentru X_s , $\varepsilon_a = \pm \frac{25 \cdot 100}{550 - 0} = \pm 4,55\%$
- pentru M_s , $\varepsilon_a = \pm \frac{1,85 \cdot 100}{400 - 200} = \pm 0,48\%$
- pentru M_i , $\varepsilon_a = \pm \frac{1,4 \cdot 100}{150 - 10} = \pm 1\%$.

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 F_d și F_s , $\eta = \pm(0,2\% + 0,54\%) = \pm 0,74\%$
- pentru X_d , $\eta = \pm(0,2\% + 4,2\%) = \pm 0,40\%$
- pentru X_s , $\eta = \pm(0,2\% + 4,55\%) = \pm 4,75\%$
- pentru M_s , $\eta = \pm(0,2\% + 0,48\%) = \pm 0,68\%$
- pentru M_i , $\eta = \pm(0,2\% + 1,0\%) = \pm 1,20\%$.

8.2. DETERMINAREA FENOMENULUI DE ALUNECARE A MATERIALULUI METALIC PE SUPRAFAȚA CILINDRILOR

Pentru determinarea fenomenului de alunecare dintre materialul metalic și suprafața de contact cu cilindrii, pe segmentii montați la cilindrii respectivi s-a trasat cu un punctator, de o parte și de alta față de centrul segmentului câte o linie transversală foarte subțire la distanța de 25 mm.

În acest mod, distanța dintre liniile transversale de pe un segment, totalizează 50 mm.

Pe probele laminate pe direcția axei centrale a segmentelor, rezultă semnele transversale a celor două linii trasate, care au servit pentru determinarea fenomenului de alunecare „avans” din partea fiecăruia dintre cilindrii.

Calculul avansului s-a efectuat cu relația obișnuită:

$$S_a = \frac{L_n - L_c}{L_c} \cdot 100\% \quad (8.8)$$

în care L_n - reprezintă distanța dintre semnele celor două linii transversale de pe probă, în mm;

L_c - distanța dintre semnele celor două linii transversale de pe cilindru, în mm.

Pregătirea probelor pentru experimentare

Cercetările s-au efectuat cu probe din aluminiu și cupru, având dimensiunile:

$$h_0 = 12; 6; 2 \text{ și } 1 \text{ mm}; \quad b_0 = 40 \text{ mm}; \quad l_0 = 150 \text{ mm}.$$

Atât probele din aluminiu, cât și cele din cupru au fost selectate din aceeași bară laminată. Pentru uniformizarea 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 o durată de două ore, după care s-au curățat cu atenție cu hârtie din șmirghel fină. Înainte de laminare, fiecare probă a fost spălată cu acetonă curată din punct de vedere chimic. Spălării cu acetonă au fost supuși și segmentii cilindrilor, înainte de laminarea fiecărei probe.

Atât pentru procesul simetric, cât și asimetric s-au laminat serii de probe cu grosimi h_0 determinate și diferite reduceri pe treceri, măsurând grosimea inițială și finală cu micrometrul de precizie 0,01 mm.

La efectuarea experimentărilor, întâi s-au laminat probele din aluminiu, după care suprafața segmentilor a fost curățată cu hârtie de șmirghel fină. Numai după o asemenea pregătire inițială, s-a efectuat laminarea probelor din cupru.

8.3. METODA DE PRELUCRARE A OSCILOGRAMELOR

În urma cercetărilor experimentale s-au obținut un număr de cca.400 oscilograme care au reprezentat materialul de bază al cercetării.

Liniile zero a galvanometrelor s-au înregistrat atât înainte, cât și după laminarea fiecărei probe. Deviația față de aceste linii a curbelor înregistrate a determinat parametrul cercetat (la o anumită scară).

Această deviație pentru toți parametri a fost măsurată pe oscilograme în planul geometric de ieșire a materialului metalic dintre cilindrii.

Deoarece toate curbele de etalonare pentru parametri cercetați au reprezentat linii drepte, este foarte comod ca pentru descifrarea oscilogramelor în locul acestor curbe să se utilizeze proporția lor.

Coeficienții de proporționalitate obținuți, au înregistrat următoarele valori:

$$\begin{aligned}\mu_{F_s} &= \mu_{F_d} = 203; \\ \mu_{X_s} &= 49; \\ \mu_{X_d} &= 46; \\ \mu_{M_{sup}} &= 3,7; \\ \mu_{M_{inf}} &= 2,81.\end{aligned}$$

a) Determinarea forțelor de laminare

Pe oscilograme s-au măsurat ordonatele curbelor înregistrate cu ajutorul captorilor de sub șuruburile de presiune din stânga și din dreapta cadrului cajei (F_s și F_d). Cu coeficienții de proporționalitate pentru curbele de etalonare a captorilor, egali cu μ_{F_s} și μ_{F_d} , valoarea forței s-a determinat cu relațiile:

$$F_s = y_s \cdot \mu_{F_s} \quad (8.9)$$

$$F_d = y_d \cdot \mu_{F_d} \quad (8.10)$$

Forța totală de laminare a rezultat din însumarea acestor valori, adică:

$$F = F_s + F_d \quad (8.11)$$

b) Determinarea presiunilor laterale

Ca și pentru forțele de laminare, presiunile laterale se determină pe baza deviației curbelor captorilor din stânga y_{x_s} și dreapta y_{x_d} pentru aceste presiuni și coeficienți de proporționalitate corespunzători μ_{x_s} și μ_{x_d} , astfel:

$$X_s = y_{x_s} \cdot \mu_{x_s} \quad (8.12)$$

$$X_d = y_{x_d} \cdot \mu_{x_d} \quad (8.13)$$

Însumând aceste valori, rezultă presiunea laterală totală:

$$X = X_s + X_d \quad (8.14)$$

c) Determinarea momentelor de laminare

Pe oscilograme s-au măsurat de asemenea deviațiile curbelor pentru momentele cilindrilor superior y_{M_s} și inferior y_{M_i} , determinând momentele de laminare corespunzătoare cilindrilor respectivi:

$$M_s = y_{M_s} \cdot \mu_{M_s} \quad (8.15)$$

$$M_i = y_{M_i} \cdot \mu_{M_i} \quad (8.16)$$

Atunci, momentul total de laminare M_l va fi:

$$M_l = M_s + M_i \quad (8.17)$$

La laminarea asimetrică pentru clarificarea caracterului de repartizare a momentului total între cilindrii, acesta se prezintă pentru cilindrul superior și inferior sub forma funcției:

$$M_s = f(\varepsilon) \quad (8.18)$$

$$M_i = f(\varepsilon) \quad (8.19)$$

d) Determinarea mărimilor tehnologice

Pe baza grosimii inițiale a probelor h_0 și după laminare h_1 , s-a determinat reducerea absolută Δh și relativă ε :

$$\Delta h = h_0 - h_1 \quad (8.20)$$

$$\varepsilon = \Delta h / h_0 \cdot 100 \quad (8.21)$$

Lungimea teoretică a arcului de contact, s-a determinat pentru laminarea simetrică, cu relația:

$$l_c = \sqrt{R\Delta h} \quad (8.22)$$

iar pentru cea asimetrică, din condiția:

$$l_c = \sqrt{\frac{2R_1R_2}{R_1 + R_2} \cdot \Delta h} \quad (8.23)$$

Grosimea și lățimea medie (h_m și b_m) s-au considerat:

$$h_m = \frac{h_0 + h_1}{2}; \quad b_m = \frac{b_0 + b_1}{2} \quad (8.24)$$

8.4. PRELUCRAREA MATEMATICĂ A DATELOR EXPERIMENTALE

ȘI TRASAREA DEPENDENȚELOR

Pentru trasarea dependențelor grafice pe baza datelor experimentale s-a utilizat metoda celor mai mici pătrate. Esența acestei metode constă în ceea ce pentru curba optimă, (linia dreaptă) trasată printr-un domeniu de puncte rezultate din experimentări, suma pătratelor pentru devierile ε trebuie să fie minimă:

$$\Sigma \varepsilon^2 = \text{minimum.}$$

Ca rezultat al experimentărilor pentru valorile date $x_1, x_2, x_3, x_4 \dots x_n$ (corespunzând reducerilor relative), se obțin valori determinate $y_1, y_2, y_3, y_4 \dots y_n$ (valoarea rezistenței la deformare la diferite reduceri, adică forțe normale de comprimare, presiuni laterale, momente, ș.a.).

Prin prelucrarea matematică a dependenței F_d și $F_s = f(\varepsilon)$, pentru procesul simetric se poate ca forma finală după înlocuire, să se prezinte sub forma:

$$y = B_0 + B_1x \quad (8.25)$$

Introducând consecutiv în această ecuație toate valorile x și y , se obțin „n” ecuații inițiale de forma:

$$\begin{aligned} B_0 + B_1x_1 - y_1 &= \varepsilon_1 \\ B_0 + B_1x_2 - y_2 &= \varepsilon_2 \\ B_0 + B_1x_3 - y_3 &= \varepsilon_3 \\ &\dots\dots\dots \\ B_0 + B_1x_n - y_n &= \varepsilon_n \end{aligned} \quad (8.26)$$

Din aceste ecuații se observă că condiția $\Sigma \varepsilon^2 = 0$ în formă desfășurată conduce la următoarea expresie:

$$\begin{aligned} (B_0 + B_1x_1 - y_1)^2 + (B_0 + B_1x_2 - y_2)^2 + (B_0 + B_1x_3 - y_3)^2 + \dots \\ + (B_0 + B_1x_n - y_n)^2 = \text{minimum.} \end{aligned} \quad (8.27)$$

Valorile variabile în această ecuație sunt coeficienții B_0 și B_1 .

De aici rezultă că este necesar să se găsească acele mărimi ale acestora pentru care expresia să aibă valoarea minimă.

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:

$$nB_0 + (x_1 + x_2 + x_3 + x_4 + \dots + x_n) B_1 = (y_1 + y_2 + y_3 + y_4 + \dots + y_n);$$

$$(x_1 + x_2 + x_3 + x_4 + \dots + x_n) B_0 + (x_1^2 + x_2^2 + x_3^2 + x_4^2 + \dots + x_n^2) B_1 =$$

$$= (y_1x_1 + y_2x_2 + y_3x_3 + y_4x_4 + \dots + y_nx_n)$$

adică:

$$nB_0 + \Sigma x B_1 = \Sigma y \quad (8.28)$$

$$\Sigma x B_0 + \Sigma x^2 B_1 = \Sigma yx \quad (8.29)$$

Compunând și rezolvând determinatul, se obțin valorile pentru B_0 și B_1 :

$$B_0 = \frac{\begin{vmatrix} \Sigma y & \Sigma x \\ \Sigma yx & \Sigma x^2 \end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} n & \Sigma x \\ \Sigma x & \Sigma x^2 \end{vmatrix}} = \frac{\Sigma y \Sigma x^2 - \Sigma x \Sigma yx}{n \Sigma x^2 - \Sigma x^2} \quad (8.30)$$

$$B_1 = \frac{\begin{vmatrix} n & \Sigma y \\ \Sigma x & \Sigma yx \end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} n & \Sigma x \\ \Sigma x & \Sigma x^2 \end{vmatrix}} = \frac{n \Sigma yx - \Sigma y \Sigma x}{n \Sigma x^2 - \Sigma x^2} \quad (8.31)$$

În mod analog au fost prelucrate rezultatele măsurătorilor pentru presiunile laterale și momente în funcție de reducere. Ecuația în acest caz a fost adoptată sub formă de parabolă:

$$y = ax^n, \quad (8.32)$$

în care $n < 1$.

Valorile constante „a” și „n” se determină prin logaritmare expresiei anterioare,

$$\log y = \log a + n \log x$$

În acest caz se trece la variabile noi, adoptând:

$$\log y = y; \quad \log x = x; \quad \log a = B_0; \quad n = B_1.$$

După înlocuire, rezultă ecuația:

$$Y = B_0 + B_1 \cdot X \quad (8.33)$$

Coeficienții B_0 și B_1 se determină după metodologia descrisă anterior.

CAPITOLUL 9

ANALIZA DATELOR EXPERIMENTALE ȘI INTERPRETAREA LOR**9.1. PRESIUNILE LATERALE ÎN PROCESUL SIMETRIC ȘI
ASIMETRIC DE LAMINARE**

Cercetările s-au efectuat pe cilindrii cu segmenti care au condus la obținerea de diametre egale $D_s/D_i = 170/170\text{mm}$ și neegale $D_s/D_i = 140/200\text{mm}$, utilizând probe din aluminiu și cupru cu grosimea $h_0 = 12; 6; 2$ și 1mm .

Laminarea s-a efectuat în următoarea ordine: la început s-au laminat câteva probe de aceeași grosime, aplicând aceeași reducere cu ambii cilindri acționați, apoi s-a decuplat bara superioară repetându-se experimentările. Înainte de laminare fiecare probă și segmentii cilindrilor s-au spălat cu acetonă.

Transmiterea momentului de laminare de la cilindrul acționat la cel neacționat prin intermediul materialului metalic care se deformează introduce schimbări și particularități în tabloul general de direcționare și acțiune a forțelor în zona de deformare. Ipotezele teoretice, formulate în lucrările [4], [5], [6] cu privire la apariția și direcția presiunilor laterale și-au găsit verificarea experimentală în prezenta cercetare.

Astfel, s-a clarificat că, captorii pentru presiunile laterale, instalați în portlagărul cilindrului inferior (v. fig.8.7) au sesizat prezența acestor presiuni numai pe direcția contrară cu sensul de laminare. Toate oscilogramele obținute la laminarea probelor când s-a încercat înregistrarea presiunilor laterale pe sensul de laminare, indică pentru orice valoare a reducerii absența totală a acestor presiuni.

În figura 9.1 se prezintă dependențele obținute la prelucrarea oscilogramelor pentru presiunile laterale rezultate la laminarea simetrică a probelor din aluminiu și cupru, când cilindrul superior este neacționat. În acest caz, curbele au același caracter și reprezintă în sine parabole cu vârful la începutul axelor de coordonate și tendință evidentă de trecere de la parabola pătratică la cea cubică odată cu creșterea grosimii probelor și a gradului de reducere. Tabloul analizat este invers față de cel pentru forțele de laminare funcție de

reducere. Pentru aceeași valoare a reducerii relative la laminarea probelor groase și subțiri se obțin unghiuri diferite de înclinare a rezultatelor forțelor de laminare față de planul vertical; la laminarea probelor subțiri cu toate forțele mari care se dezvoltă, datorită unghiului mic de înclinare a rezultantei, valoarea presiunilor laterale este mai mică decât în cazul laminării probelor groase.

Presiunile laterale favorizează apariția tensiunilor suplimentare de întindere în zona de deformare, care acționează asupra materialului metalic asemănător forțelor de tragere anterioară și posterioară. Datorită acestei acțiuni, presiunea normală pe suprafața de contact se micșorează considerabil comparativ cu laminarea când ambii cilindri sunt acționați.

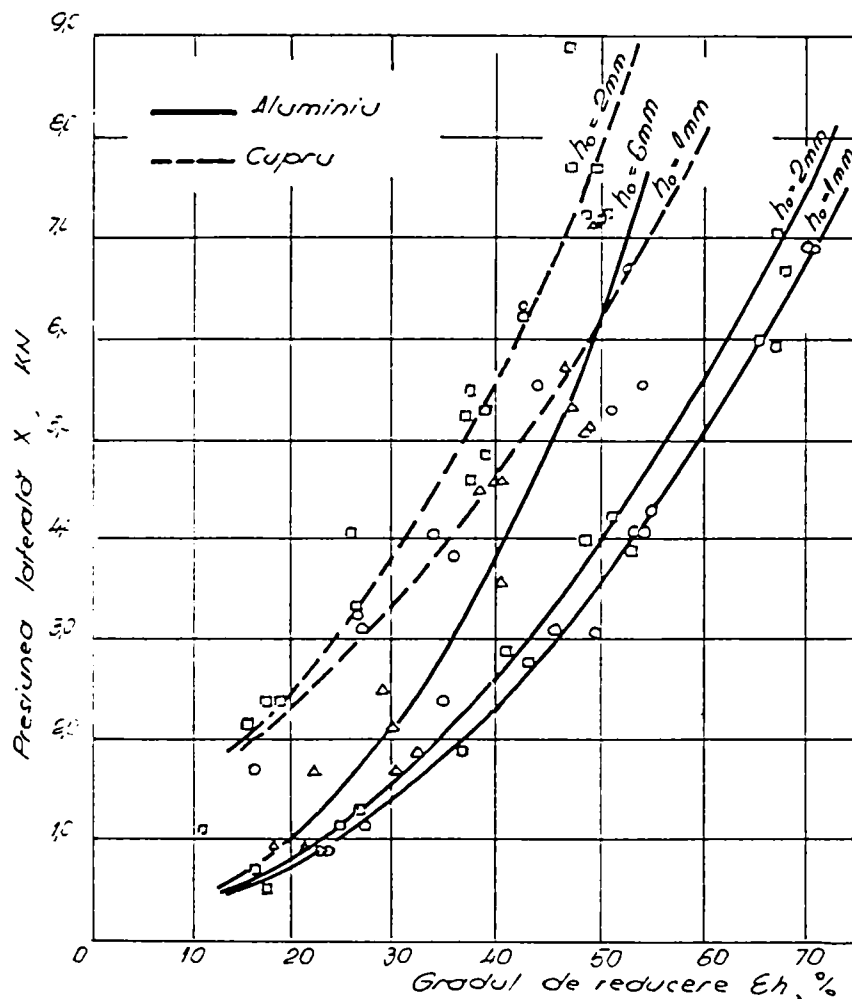


Fig.9.1. Dependenta presiunilor laterale functie de reducere

la laminarea simetrică $\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{170}{170} \text{ mm}\right)$, când
cilindrul superior este neacționat.

Influența presiunilor laterale asupra repartizării presiunii normale pe suprafața de contact cu cilindrii se intensifică odată cu creșterea reducerii și a grosimii probelor laminate. În figura 9.2 se prezintă curbele de dependență $X = f(\varepsilon)$, obținute la laminarea probelor din

aluminu între cilindri de diametre diferite $\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} \text{ mm}\right)$, când cilindrul superior este reacționat.

Analizând în comun aceste curbe cu cele prezentate anterior în figura 9.1, obținute la laminarea simetrică când cilindrul superior este reacționat, rezultă că atât caracterul, cât și valoarea absolută a presiunilor laterale în ambele cazuri este aceeași. Aceasta înseamnă că atât la laminarea simetrică cât și asimetrică, când unul dintre cilindri este reacționat, valoarea presiunilor laterale care apar depind în principal de grosimea probelor și reducere.

Datele experimentale confirmă că presiunile laterale nu depind de diferența dintre diametrele cilindrilor de laminare, când unul dintre aceștia este reacționat (sau această dependență este atât de mică, încât este dificil să se observe experimental).

După efectuarea experimentărilor cu cilindri de diametre egale când unul era reacționat, s-au laminat în continuare probe cu ambii cilindri acționați, pentru a verifica indicațiile captorilor presiunilor laterale.

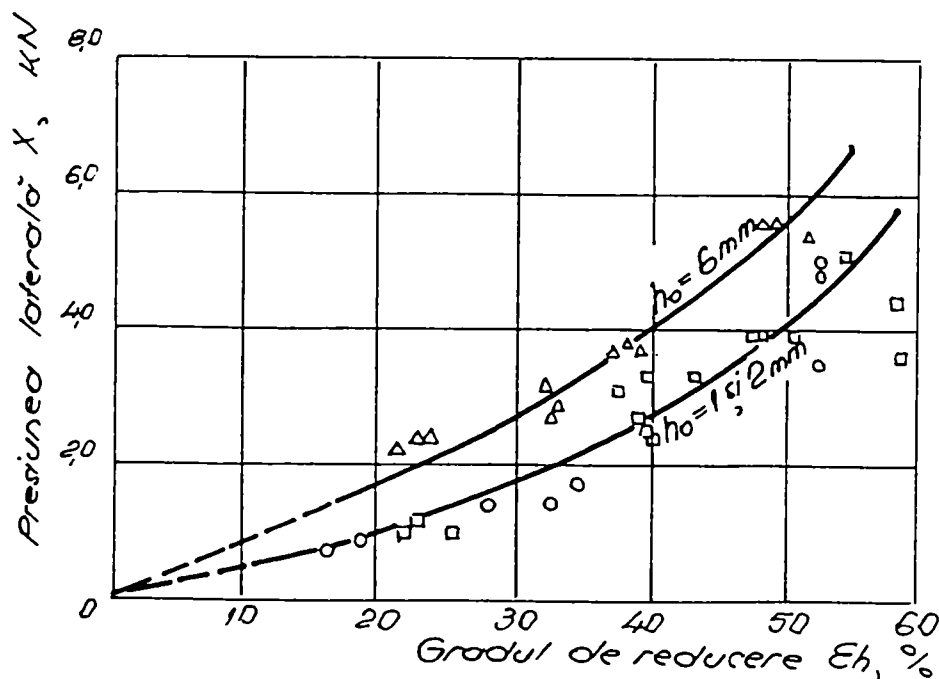


Fig.9.2. Dependența presiunilor laterale funcție de reducere la

laminarea asimetrică $\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} \text{ mm}\right)$ când cilindrul

superior este reacționat.

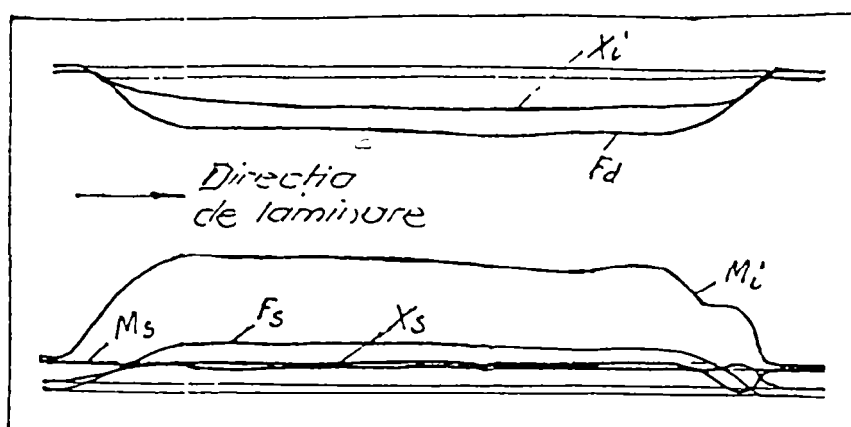


Fig.9.3. Oscilogramă pentru presiunile laterale (x_s și x_d), la laminarea asimetrică

$$\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} \text{ mm} \right) \text{ a probelor din Al, cu } h_0 = 12 \text{ mm; } \varepsilon = 12,5\%.$$

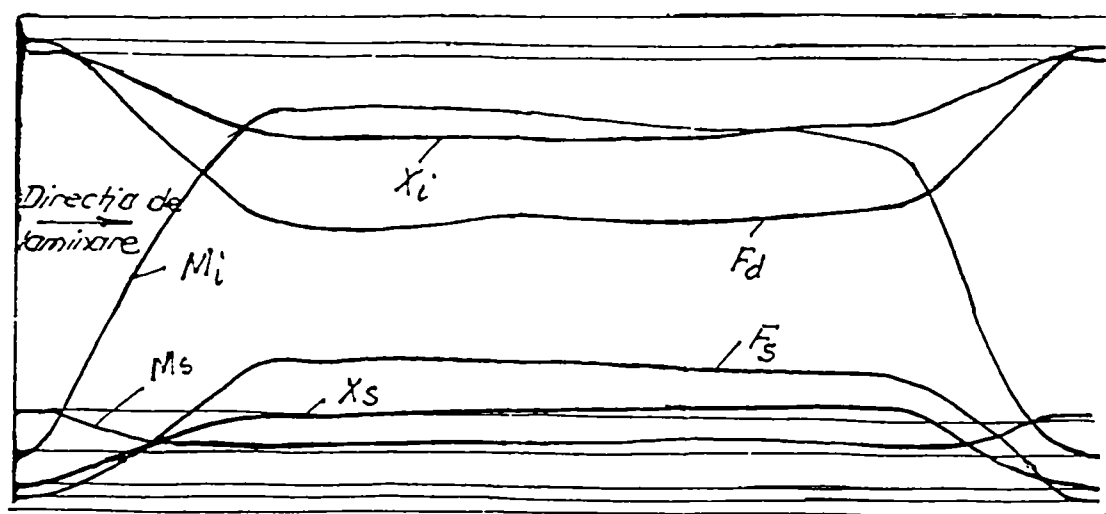


Fig.9.4. Oscilogramă pentru presiunile laterale (x_s și x_d), la laminarea asimetrică

$$\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} \text{ mm} \right) \text{ a probelor din Al, cu } h_0 = 12 \text{ mm; } \varepsilon = 40,7\%.$$

Convingându-ne că galvanometrele conectate la schemele electrice a acestor captori înregistrează pe banda oscilografului linii zero, în locul segmentilor pentru procesul simetric

$\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{170}{170} \text{ mm} \right)$ au fost montați segmenti pentru procesul asimetric $\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} \text{ mm} \right)$,

efectuând experimentările cu ambii cilindri acționați. La data aceasta, după cum se observă din oscilogramele caracteristice (fig.9.3 și 9.4) apar presiuni laterale considerabile a căror valoare se schimbă funcție de grosimea inițială a probelor și reducere.

Datele rezultate din prelucrarea oscilogramelor sunt prevăzute sub forma dependențelor grafice $X = f(\varepsilon)$ din figura 9.5, reprezentând de asemenea parabole cu vârful la începutul axelor de coordonate, din care se observă că odată cu creșterea grosimii probelor

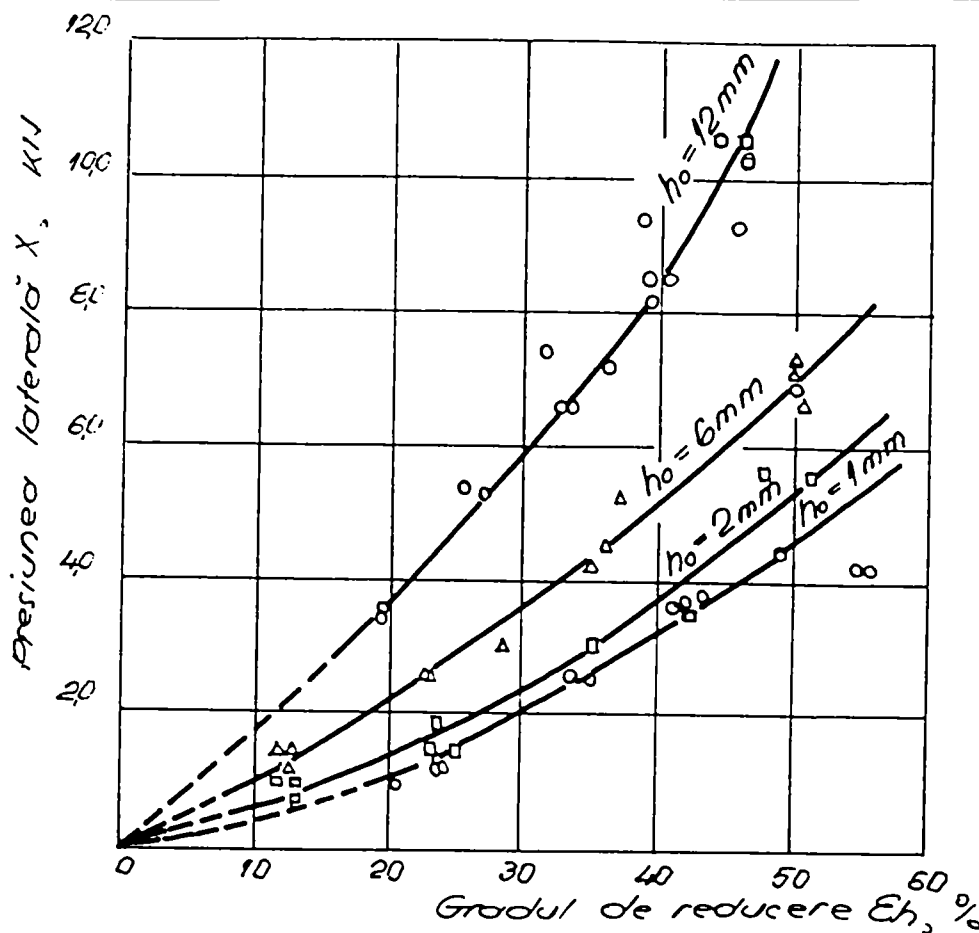


Fig.9.5. Dependenta presiunilor laterale de reducere la laminarea asimetrică

$$\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} \text{ mm} \right), \text{ cu ambii cilindri acționați.}$$

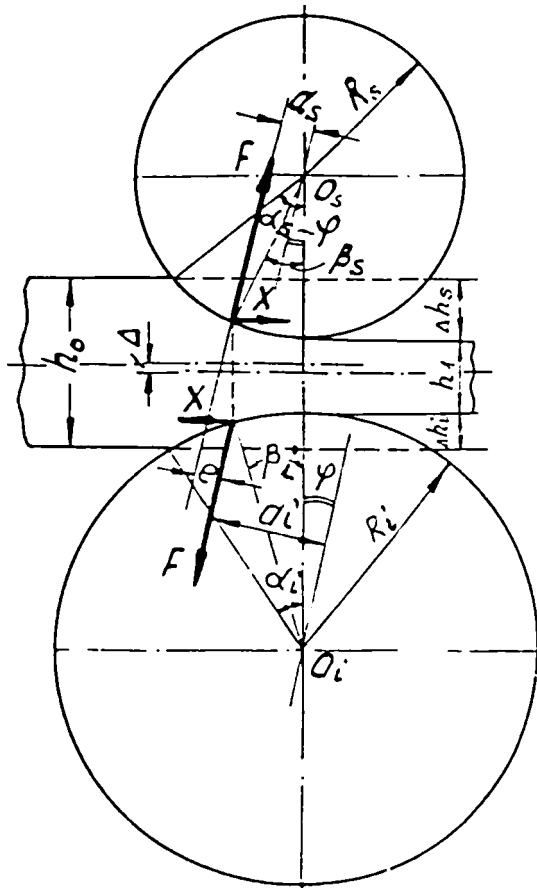


Fig.9.6. Rezultantele presiunii F pe cilindrii la laminarea asimetrică cu ambii cilindri acționați.

și condițiilor, presiunile laterale cresc. Este evident că la laminarea unor probe de aceeași grosime între cilindrii acționați de diametre diferite, valoarea presiunilor laterale crește odată cu creșterea diferenței între diametrele cilindrilor.

Aceasta se explică prin creșterea continuă a unghiului φ și a brațului „ e ” al forțelor de laminare F (fig.9.6).

Prin urmare, asupra valorii presiunilor laterale la laminarea asimetrică cu ambii cilindrii acționați, pe lângă factorul de curbură diferită a cilindrilor mai acționează factorul de viteză periferică diferită a cilindrilor.

Analizând împreună dependențele $X = f(\varepsilon)$ obținute la laminarea asimetrică cu ambii cilindrii

acționați (fig.9.5) și atunci când cilindrul superior este neacționat (fig.9.2), rezultă dependența comparativă din figura 9.7, care arată influența factorului de viteză periferică diferită asupra valorii presiunilor laterale pentru probe de aceeași grosime.

Experimentările au clarificat că presiunile laterale din partea cilindrului cu diametru mai mic sunt îndreptate pe direcția de laminare, iar din partea cilindrului cu diametrul mai mare, în sens invers (v. fig.9.6).

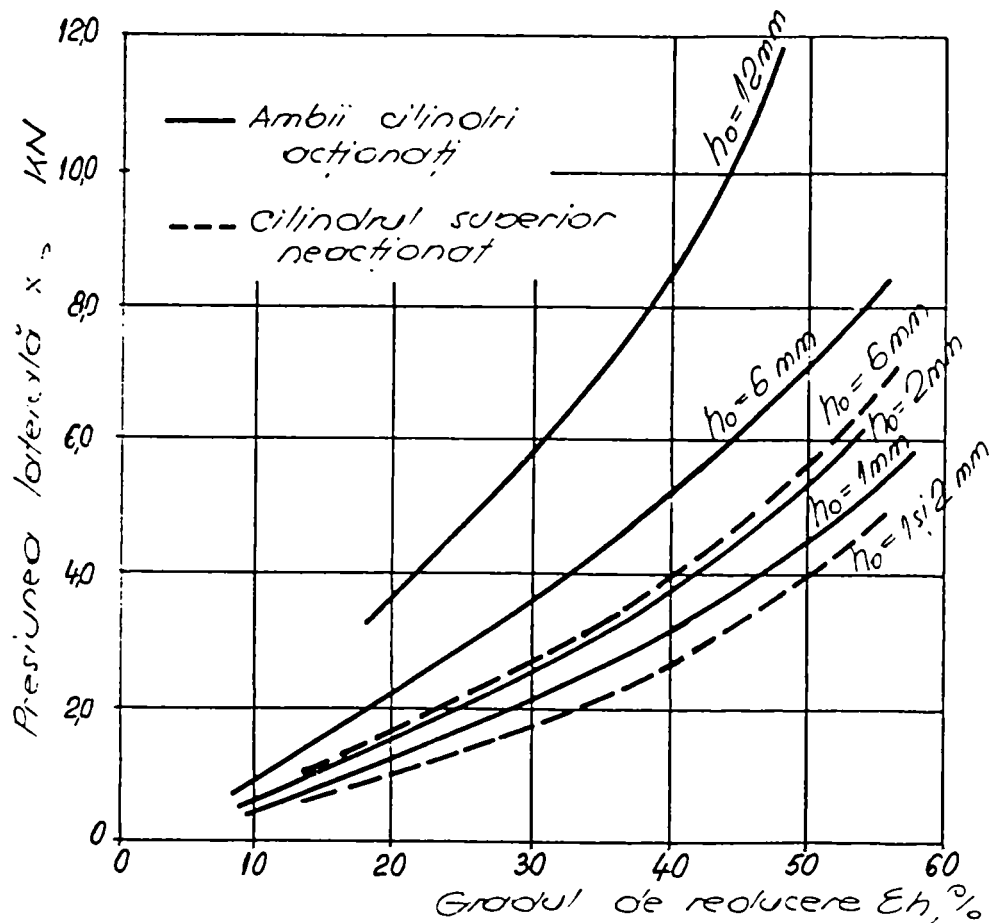


Fig.9.7. Dependenta presiunilor laterale functie de reducere

la laminarea asimetrică $\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} \text{ mm} \right)$.

Trebuie menționat ca și în cazul precedent că presiunile laterale care apar la laminarea asimetrică influențează favorabil repartizarea presiunii normale pe suprafețele de contact, micșorând valoarea acesteia, deoarece se intensifică acțiunea tensiunilor de întindere longitudinală și procesul devine asemănător laminării cu tragere anterioară și posterioară.

9.2. CERCETAREA REPARTIZĂRII MOMENTELOR ÎN PROCESUL SIMETRIC ȘI ASIMETRIC DE LAMINARE

a) Procesul simetric (cilindrii cu diametre egale)

Concomitent cu înregistrarea forțelor de laminare și a presiunilor laterale, pe toate oscilogramele s-a fixat evoluția și repartizarea momentelor de acționare pentru cilindrul superior și inferior.

Cercetarea repartizării momentelor prezintă mare importanță atât în raport teoretic, cât și pentru introducerea unor precizări la calculul de rezistență a subansamblelor laminorului.

La laminarea probelor groase ($h_0 = 6; 12mm$), cu creșterea gradului de reducere ε , punctul de aplicare a rezultantei se îndepărtează față de planul care trece prin centrele cilindrilor.

La laminarea probelor subțiri ($h_0 = 1; 2mm$), cu creșterea gradului de reducere ε , punctul de aplicare al rezultantei se apropie de planul respectiv. Acest fenomen se explică prin aceea că la laminarea probelor groase cu grad mic de deformare, presiunea pe lungimea zonei de deformare se repartizează aproape uniform [6]; [8]. Însă, la laminarea probelor subțiri ca urmare a creșterii gradului de deformare se intensifică influența stării de tensiune și ecruisare, ceea ce duce la deplasarea punctului de aplicare a rezultantei spre planul de ieșire a materialului metalic dintre cilindrii.

Valoarea momentului pentru fiecare din cilindrii funcție de reducere și grosimea probelor laminate, precum și valoarea altor parametrii pentru situațiile concrete cercetate, sunt prezentate în dependențele grafice.

Pe oscilogramele date în lucrare se observă înregistrarea și repartizarea momentelor. Liniile zero pentru acestea sunt obținute în timpul mersului în gol a cilindrilor. Deviațiile față de aceste linii sunt proporționale cu momentul necesar pentru deformarea materialului metalic, plus momentul suplimentar datorat forțelor de frecare din lagărele cilindrilor.

Pentru procesul simetric, la laminarea aluminiului (fig.9.8) și cuprului (fig.9.9) această dependență este dată sub forma momentului total $M = f(\varepsilon)$, deoarece în cazul ideal de simetrie a tuturor condițiilor de deformare, momentele dezvoltate de cilindrii superior și inferior trebuie să fie aceleași.

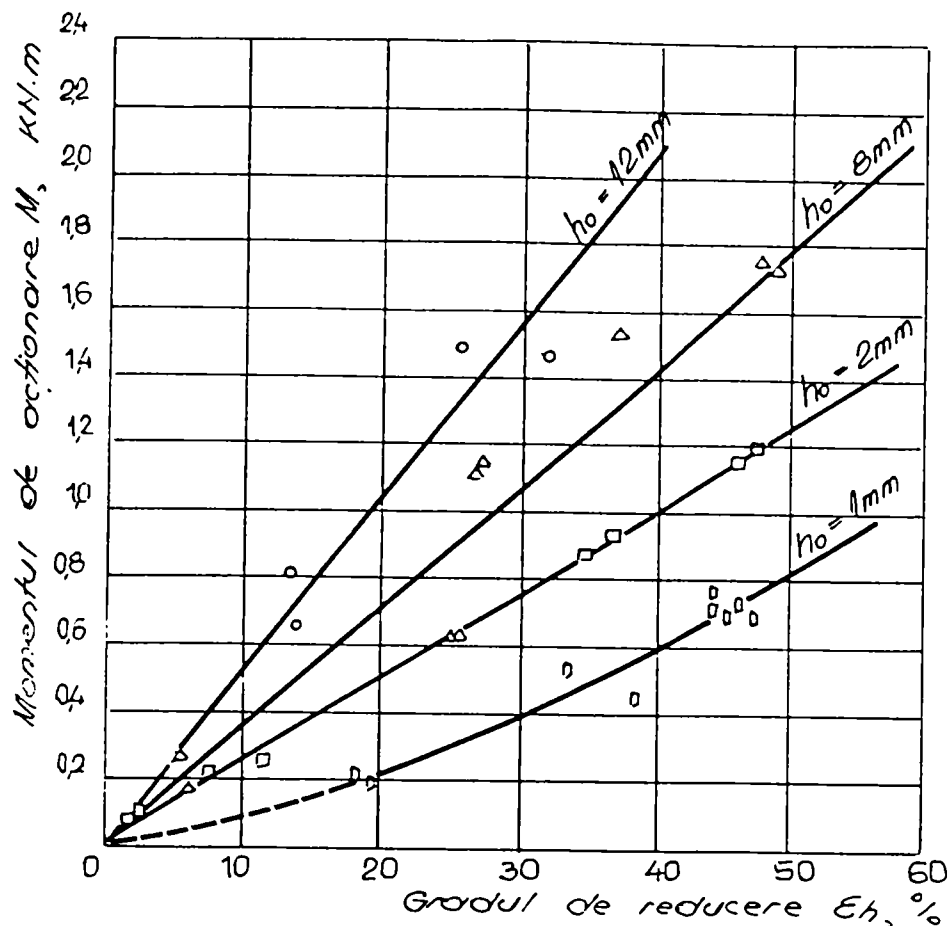


Fig.9.8. Dependenta momentului de acționare funcție de reducere la laminarea simetrică $\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{170}{170} \text{ mm}\right)$, material metalic Al.

Dar, în cazurile practice întotdeauna se observă o oarecare diferență între momente la cilindrii superior și inferior, ceea ce se explică printr-o complicată dependență a repartizării momentelor funcție de mulți factori ai procesului de deformare. Această diferență între momente se micșorează odată cu creșterea valorii reducerii.

Pe analogie cu parametrii anteriori analizați, în toate experimentările când cilindrul superior a fost neacționat, s-a înregistrat momentul la cilindrul inferior ce caracterizează în acest caz momentul total necesar pentru deformare.

Materialul experimental obținut este prelucrat și prezentat sub forma unor dependențe grafice în figura 9.10 pentru aluminiu și 9.11 pentru cupru.

Pentru o evaluare comparativă a rezultatelor la laminarea simetrică cu ambii cilindrii acționați și a situației când cilindrul superior este neacționat, se prezintă dependențe combinate, pentru Al și Cu în figurile 9.12 și 9.13.

Din analiza comparativă a ultimelor două dependențe rezultă același caracter în ce privește repartizarea momentelor fără ca natura materialului metalic să influențeze, dar în ambele cazuri când cilindrul superior este neacționat, momentul necesar pentru efectuarea deformării este mult mai mic decât atunci când ambii cilindrii sunt acționați.

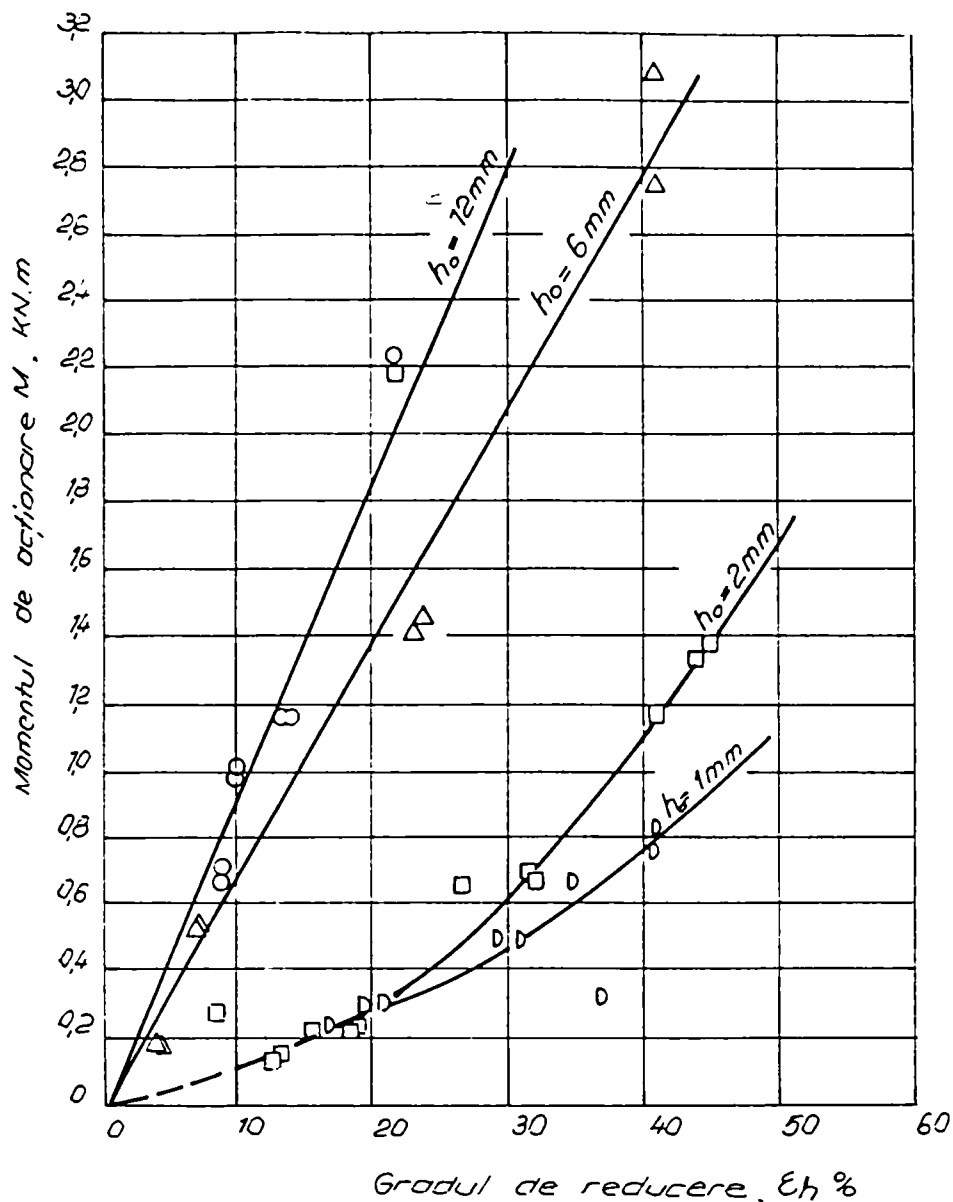


Fig.9.9. Dependența momentului de acționare funcție de reducere la laminarea simetrică $\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{170}{170} \text{ mm}\right)$, material metalic Cu.

Această diferență constituie de exemplu, în cazul când $\epsilon = 40\%$:

- pentru aluminiu 23% ($h_0 = 1\text{mm}$) și 14% ($h_0 = 6\text{mm}$)
- pentru cupru 18% ($h_0 = 1\text{mm}$) și 14,5% ($h_0 = 6\text{mm}$).

Diferența indicată este luată în procente în raport cu momentul consumat pentru deformarea aceluiași volum de material metalic când ambii cilindri sunt acționați.

Rezultă că deformarea materialului metalic prin procesul de laminare simetrică când unul dintre cilindri este neacționat, este mult mai economică, deoarece momentul necesar pentru deformare este mai redus.

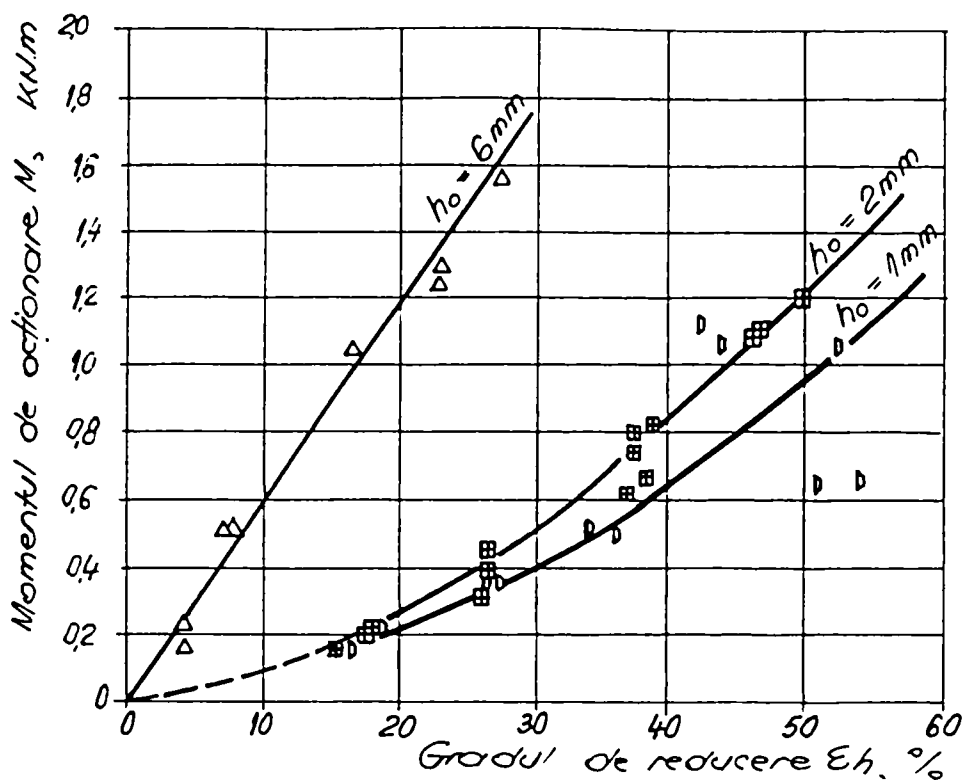


Fig.9.10. Dependenta momentului de acționare funcție de reducere la laminarea simetrică $\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{170}{170} \text{ mm}\right)$, a probelor din Al. când cilindrul superior este neacționat.

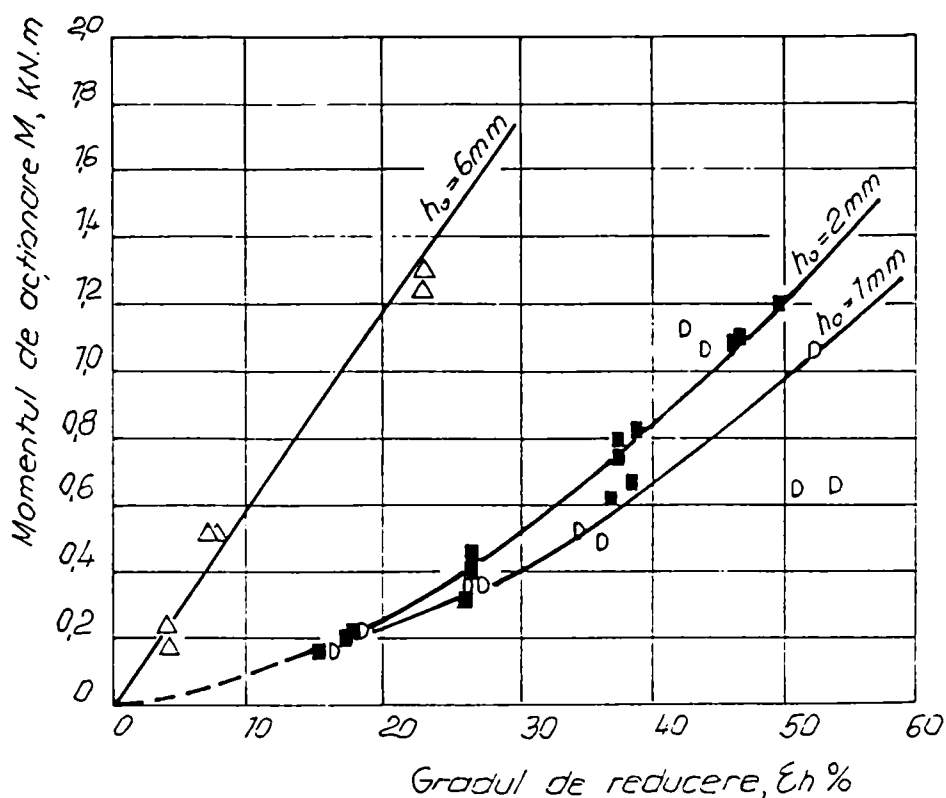


Fig.9.11. Dependenta momentului de acționare funcție de reducere la laminarea simetrică $\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{170}{170} \text{ mm}\right)$, a probelor din Cu, când cilindrul superior este neacționat.

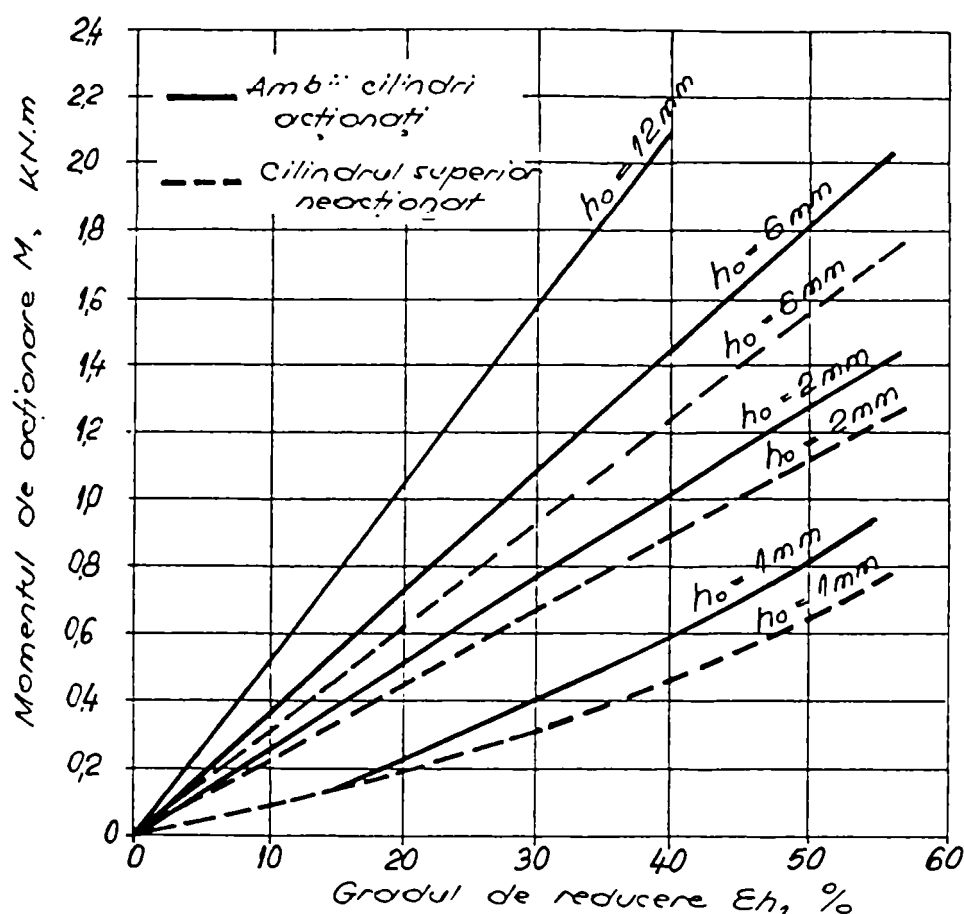


Fig.9.12. Dependenta comparativă a momentelor de acționare funcție de reducere la laminarea simetrică $\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{170}{170} \text{ mm}\right)$, a probelor din Al, cu ambii cilindri acționați și când unul este neacționat.

b) Procesul asimetric (cilindrii de diametre neegale)

Pentru evidențierea particularităților pe care le introduce asimetria procesului, precum și transmiterea momentului printr-un singur cilindru, s-au înregistrat pe oscilograme momentele de acționare pentru toate cazurile experimentate de laminare asimetrică.

Se știe chiar și o diferență neînsemnată între diametrele de lucru a cilindrilor poate conduce la diferențe considerabile în repartizarea momentelor [5]; [6]. De aceea, în cercetarea efectuată în procesul asimetric momentele sunt prezentate ca funcții separate pentru cilindrul superior (M_s) și inferior (M_i), funcție de reducere:

$$(M_s) \text{ și } (M_i) = f(\varepsilon).$$

În figura 9.14 se prezintă dependențele obținute prin prelucrarea oscilogramelor la laminarea asimetrică a probelor din aluminiu cu raportul între cilindri $\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{160}{180} \text{ mm}\right)$.

Seria acestor curbe în întreg diapazonul h_0/D_m și de reducere, acceptate în experimentare, prezintă un tablou de ansamblu a tuturor legităților calitative de repartizare a momentelor de laminare asimetrică, adică între cilindrii de diametre neegale. Din analiza

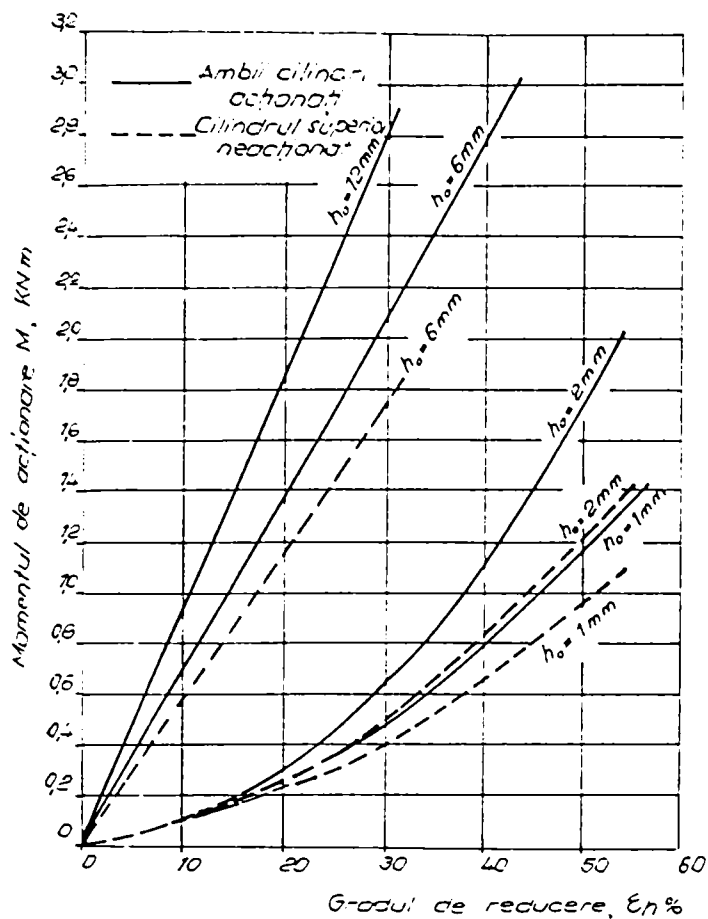


Fig. 9.13. Dependenta comparativă a momentelor de acționare funcție de reducere la laminarea simetrică $\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{170}{170} \text{ mm}\right)$, a probelor din Cu, când ambii cilindri sunt acționați și când unul este neacționat.

cilindrului superior (mai mic) și inferior (mai mare) se deplasează spre dreapta, în domeniul reducerilor mari.

Evident că în acest caz exercită influență deformarea elastică a cilindrilor care mărește diapazonul cu momente negative din partea cilindrului cu diametru mai mic. Rezultatele obținute (fig.9.14) se corelează satisfăcător cu ipotezele din lucrările teoretice [3]; [4]; [6].

Creșterea în continuare a diferenței între diametrele de lucru a cilindrilor nu a fost studiată de alți autori. În experimentările noastre, această diferență totalizează 60 mm

$$\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} \text{ mm}\right).$$

În figura 9.15 este prezentată dependența M_s și $M_i = f(\varepsilon)$, obținută din prelucrarea oscilogramelor la laminarea între cilindri cu raportul $\frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} \text{ mm}$. Pe oscilogramele caracteristice

acestui proces (fig.9.16 - 9.18) se observă că momentul la cilindrul cu diametrul mic, aproape

acestora rezultă că în intervalul de reducere de la 0 la 35%, cilindrul cu diametrul mai mic are rol de frână, deoarece momentul dezvoltat are valoare negativă.

Se cunoaște că odată cu creșterea gradului de reducere și micșorare a grosimii probei laminate se intensifică considerabil influența comprimării multilaterale și a ecruisării. Prin aceasta, momentul la cilindrul de diametru mai mic poate să obțină valori pozitive și să crească intens pe seama momentului de la cilindrul cu diametru mai mare, care se caracterizează printr-o curbă cu pantă lină în raport cu linia

zero. După cum se observă din analiza dependențelor comparative din figura 9.14, pentru probe de diferite grosimi la reduceri diferite se produce egalarea momentelor între cilindri și odată cu micșorarea grosimii probelor punctul de intersectare a momentelor

întotdeauna este egal cu zero la reduceri mici. După scăderea din acesta a valorii momentului de frecare, el devine negativ.

La laminarea probelor din aluminiu cu cilindri acționați, având raportul $\frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} mm$,

în intervalul de reducere cercetat, nu s-a observat tendința de intersectare a curbelor pentru momentele aferente celor doi cilindri.

Cu creșterea gradului de reducere în interiorul acestui interval, cilindrul cu diametrul mai mic opune o rezistență tot mai mare deplasării cilindrului de diametru mare (v. fig. 9.15).

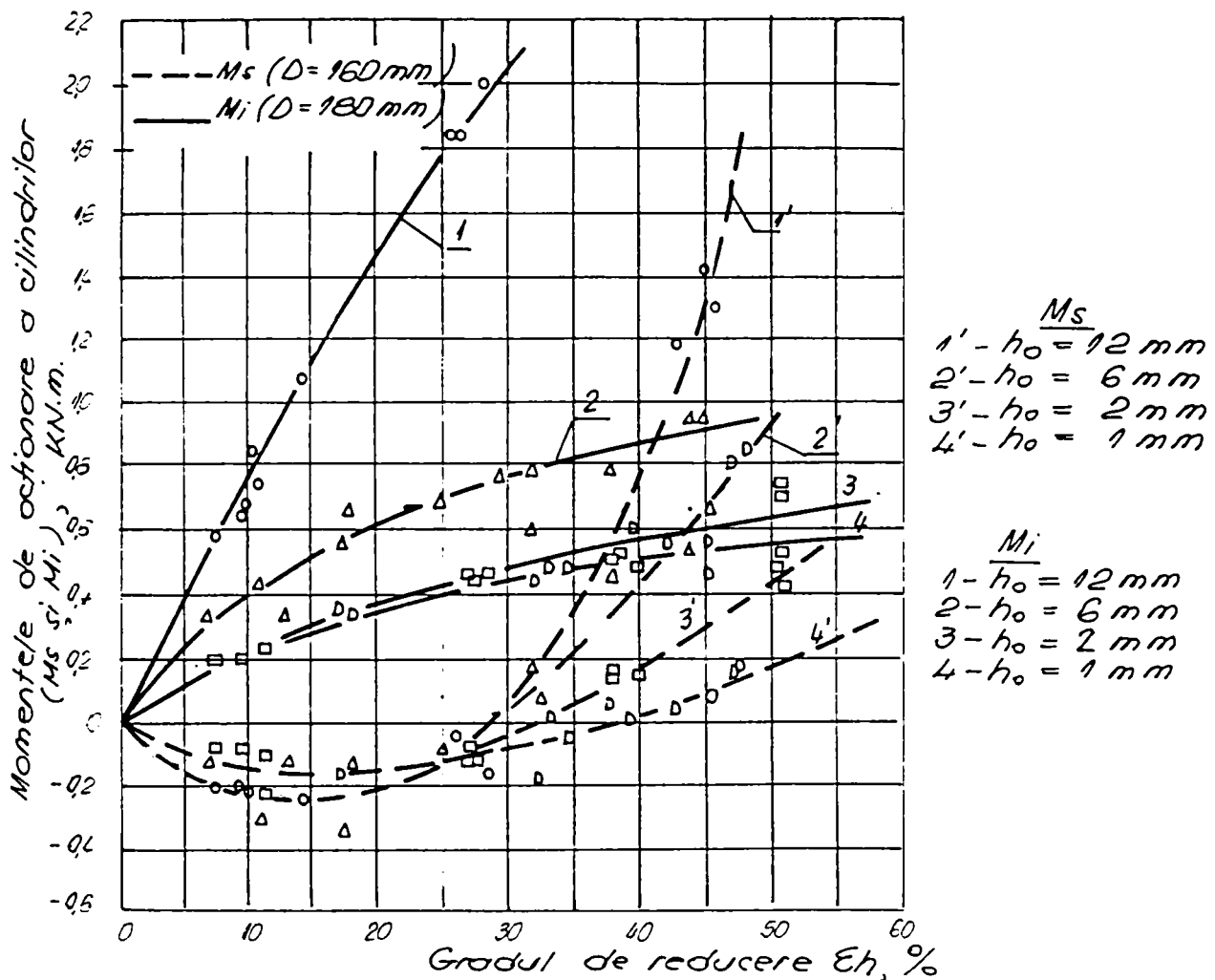


Fig.9.14. Dependența momentelor de acționare a cilindrilor, superior (M_s) și inferior (M_i) funcție de reducere

la laminarea asimetrică $\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{160}{180} mm \right)$.

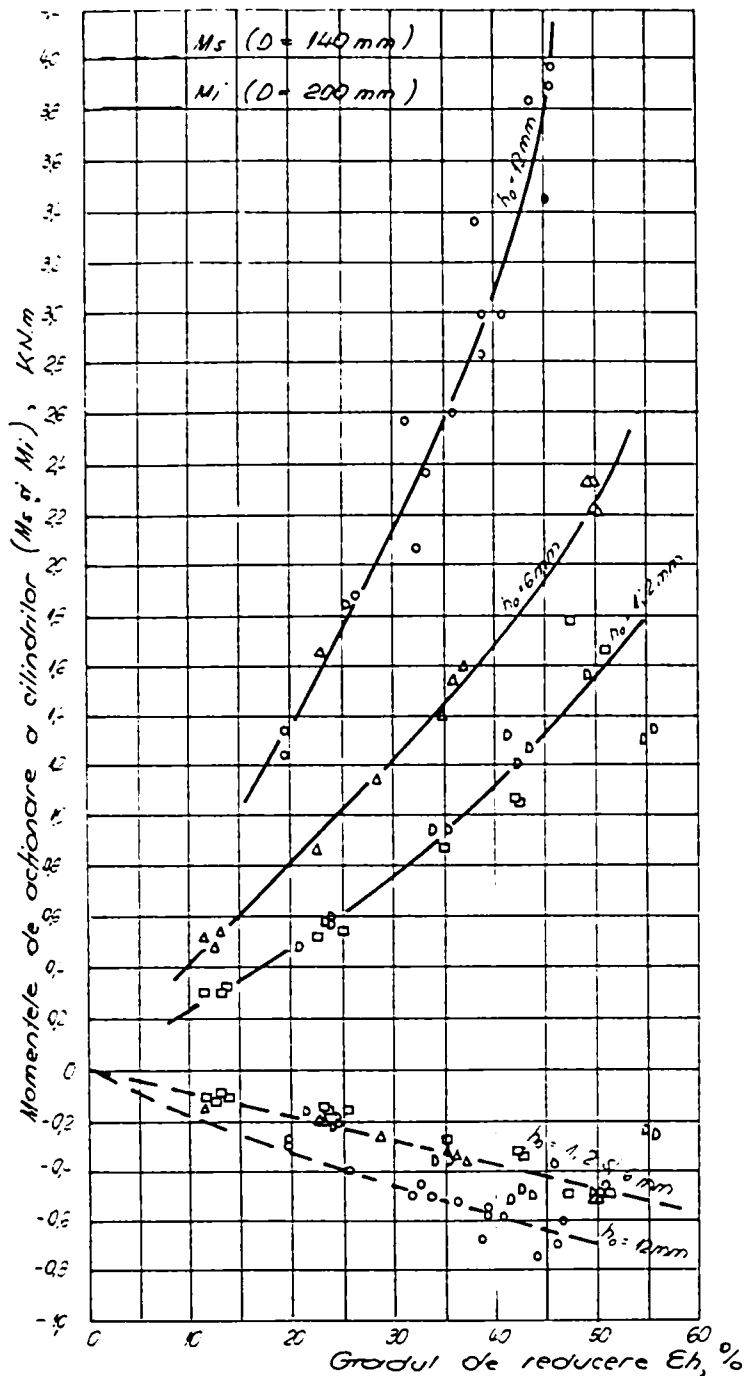


Fig.9.15. Dependenta momentelor de acționare (M_s și M_i) funcție de reducere la laminarea asimetrică $\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} \text{ mm}\right)$.

prezintă dependența comparativă din figura 9.20.

Analiza dependențelor din figura 9.20, arată ca și în cazul procesului simetric că momentul necesar pentru efectuarea deformării atunci când cilindrul de diametru mic este reacționat – este cu mult mai redus.

Această diferență constituie de exemplu, dacă $\varepsilon = 40\%$ pentru probele de aluminiu cu $h_0 = 1 \text{ mm} - 29,4\%$, iar pentru probele cu $h_0 = 6 \text{ mm} - 25\%$ în raport cu momentul pentru deformarea aceluiași volum de material metalic, când ambii cilindri sunt acționați.

Momentul dezvoltat de cilindrul de diametru mare crește considerabil și înregistrează valori ridicate, deoarece este obligat ca pe lângă momentul necesar pentru efectuarea deformării materialului metalic, să învingă și acțiunea de frânare din partea cilindrilor cu diametrul mic.

Aceasta înseamnă că utilizarea în practică a doi cilindri acționați cu diferență mai mare între diametrele de lucru – nu este rațională.

Pentru a înlătura influența factorului de diferență între vitezele periferice asupra repartizării momentelor între cilindri, este suficient ca cilindru de diametru mic să fie reacționat (fig.9.19).

În acest caz, momentul necesar pentru a efectua deformarea se deosebește neînsemnat față de momentul de la laminarea simetrică.

Pentru obținerea unui tablou mai convingător și compararea momentelor pentru raportul diametrelor de lucru date $\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} \text{ mm}\right)$, cu ambii cilindri acționați și când cilindrul superior este reacționat, se

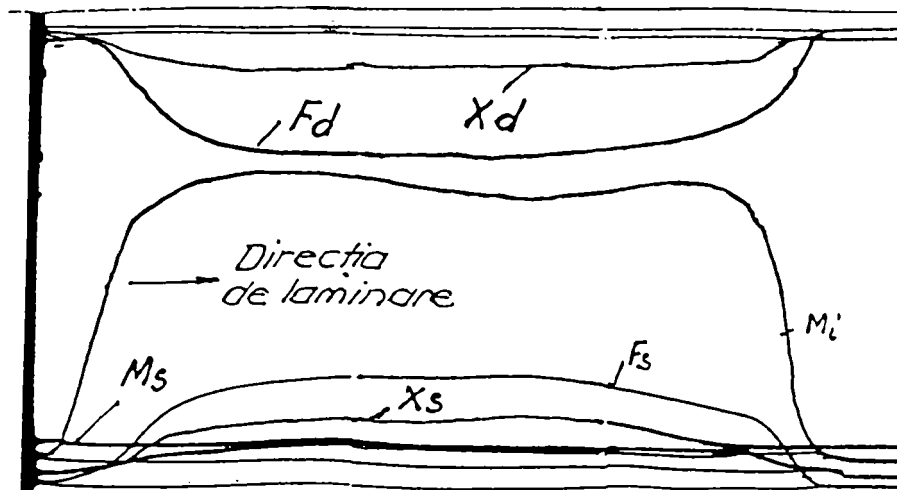


Fig.9.16. Oscilogramă de variație a momentelor la cilindrul superior (M_s) și inferior (M_i) la laminarea

$$\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{160}{180} \text{ mm} \right) \text{ cu cilindrii acționați.}$$

Probe din Al., cu $h_0 = 2\text{mm}$; $\varepsilon = 20\%$

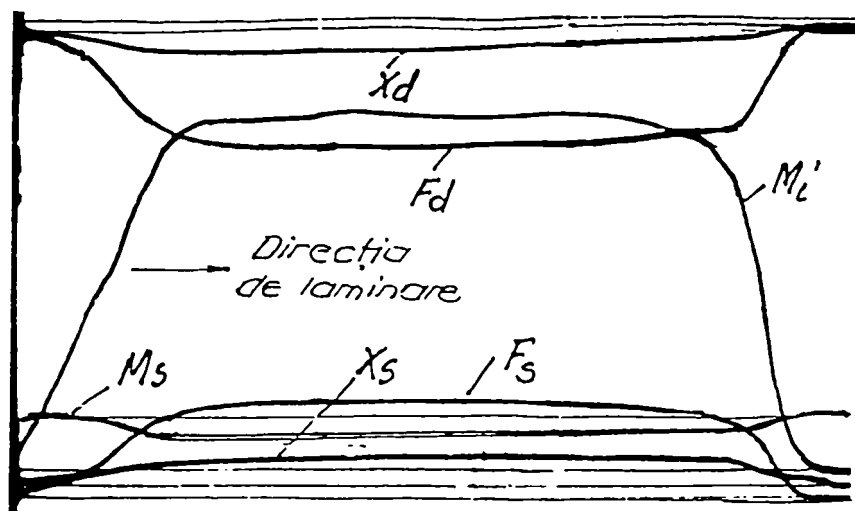


Fig.9.17. Oscilogramă de variație a momentelor la cilindrul superior (M_s) și inferior (M_i) la laminarea

$$\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} \text{ mm} \right) \text{ cu cilindrii acționați.}$$

Probe din Al., cu $h_0 = 2\text{mm}$; $\varepsilon = 37,5\%$.

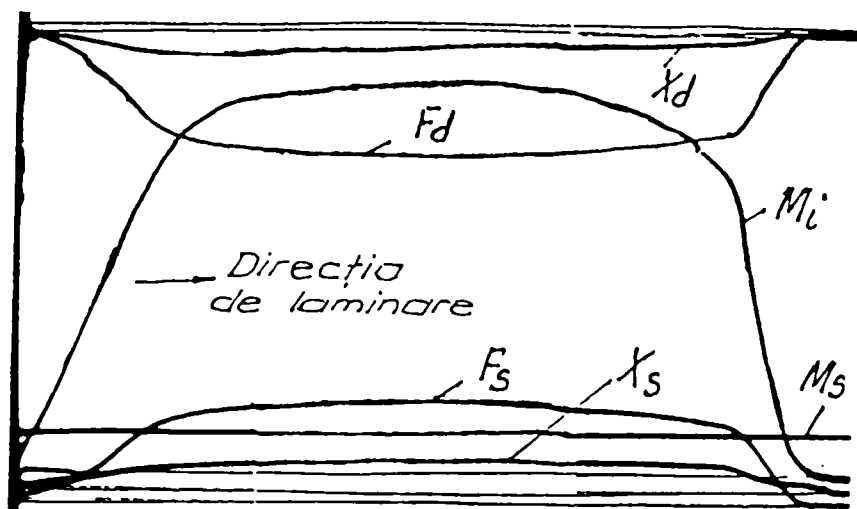


Fig.9.18. Oscilogramă de variație a momentelor la cilindrul superior (M_s) și inferior (M_i) la laminarea

$$\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} \text{ mm} \right) \text{ cu cilindrii acționați.}$$

Probe din Al., cu $h_o = 2,02 \text{ mm}$; $\varepsilon = 54,4\%$.

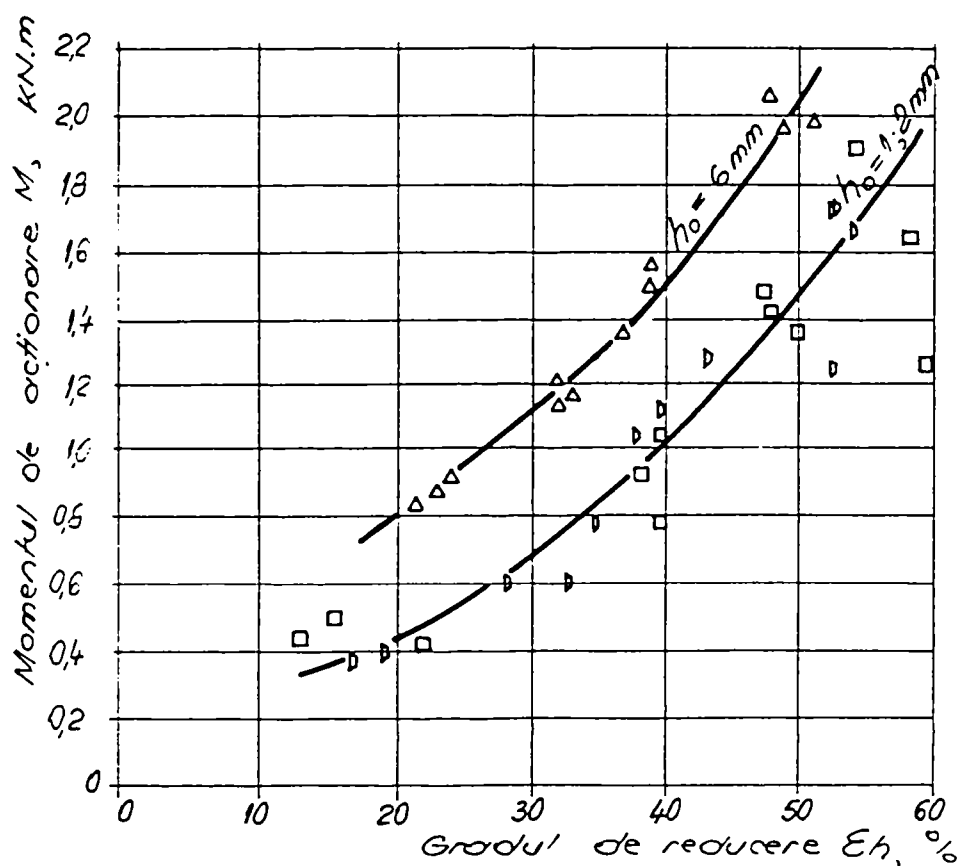


Fig.9.19. Dependenta momentului de acționare (M) funcție de

reducere la laminarea asimetrică $\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} \text{ mm} \right)$

când cilindrul superior este neacționat.

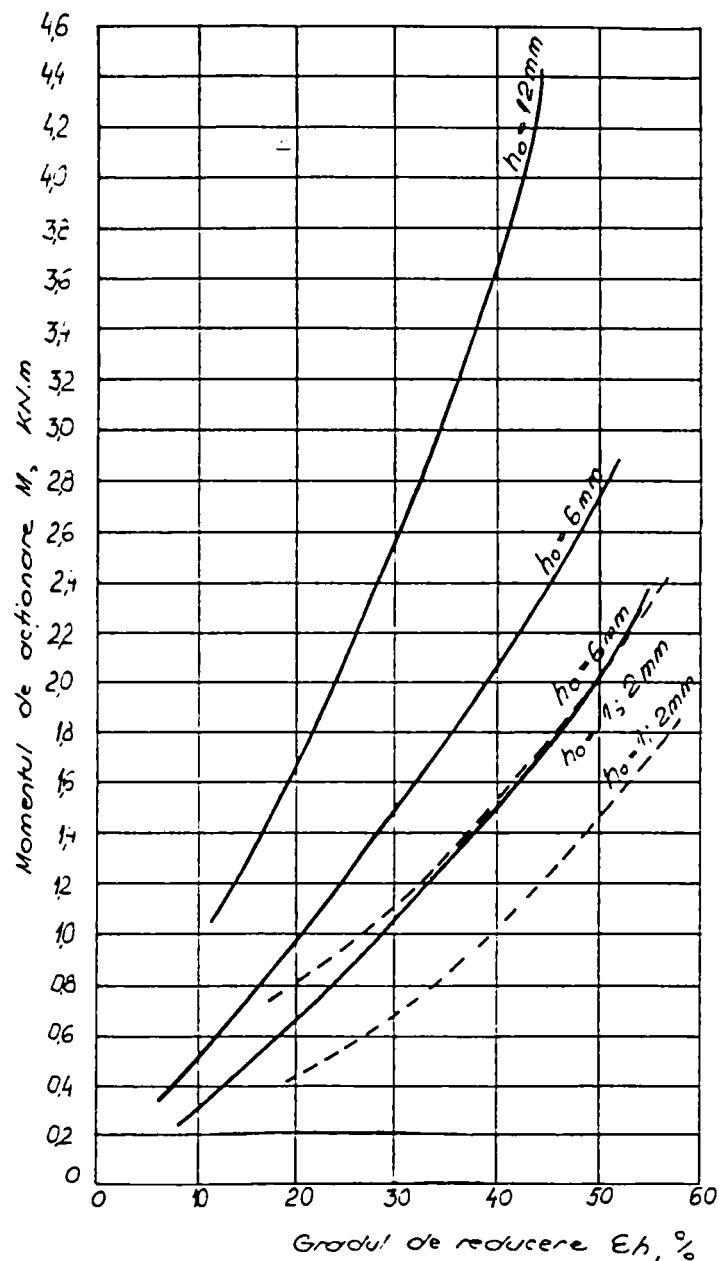


Fig.9.20. Dependența comparativă a momentelor de acționare funcție de reducere la laminarea asimetrică

$\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} \text{ mm} \right)$ cu ambii cilindri acționați și când cilindrul superior este neacționat.

Aceasta înseamnă că atât din punctul de vedere a consumului de energie pentru deformare, cât și a siguranței în exploatare, este rațional să se utilizeze instalații de laminare cu asemenea diferență între diametrele de lucru a cilindrilor, numai atunci când acționat este un singur cilindru.

9.3. CERCETAREA EXPERIMENTALĂ A FENOMENULUI
DE ALUNECARE (AVANS) LA LAMINAREA
SIMETRICĂ ȘI ASIMETRICĂ

S-au cercetat legat de fenomenele de alunecare dependența pentru laminarea cu cilindrii de diametre egale (simetrică):

$$S_a = f(\varepsilon) \quad (9.1)$$

și pentru laminarea cu cilindrii de diametre neegale (asimetrică):

$$S_a^s \text{ și } S_a^i = f(\varepsilon) \quad (9.2)$$

Rezultatele cercetării pentru procesul simetric sunt date prin dependențele grafice din figura 9.21 pentru aluminiu, și 9.22 pentru cupru.

Din analiza acestor dependențe se observă că ele au același caracter și odată cu creșterea gradului de reducere avansul devine cu atât mai mare, cu cât se micșorează raportul h_0/D_m [48].

Pentru laminarea asimetrică cu ambii cilindri acționați și raportul $\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} \text{ mm}\right)$, au fost laminate numai probe din aluminiu. Rezultatele acestor cercetări se concretizează prin dependențele S_a^s și $S_a^i = f(\varepsilon)$ din figura 9.23.

Avansul raportat la cilindrul cu diametrul mic, pentru întreg diapazonul h_0/D_m considerat în experimentare este reprezentat sub forma domeniului S_a^s , iar pentru cilindrul cu diametru mare domeniul S_a^i .

Cu linii punctate în figura 9.23 între domeniile S_a^s și S_a^i este trasat domeniul de avans corespunzător procesului simetric (după fig. 9.21).

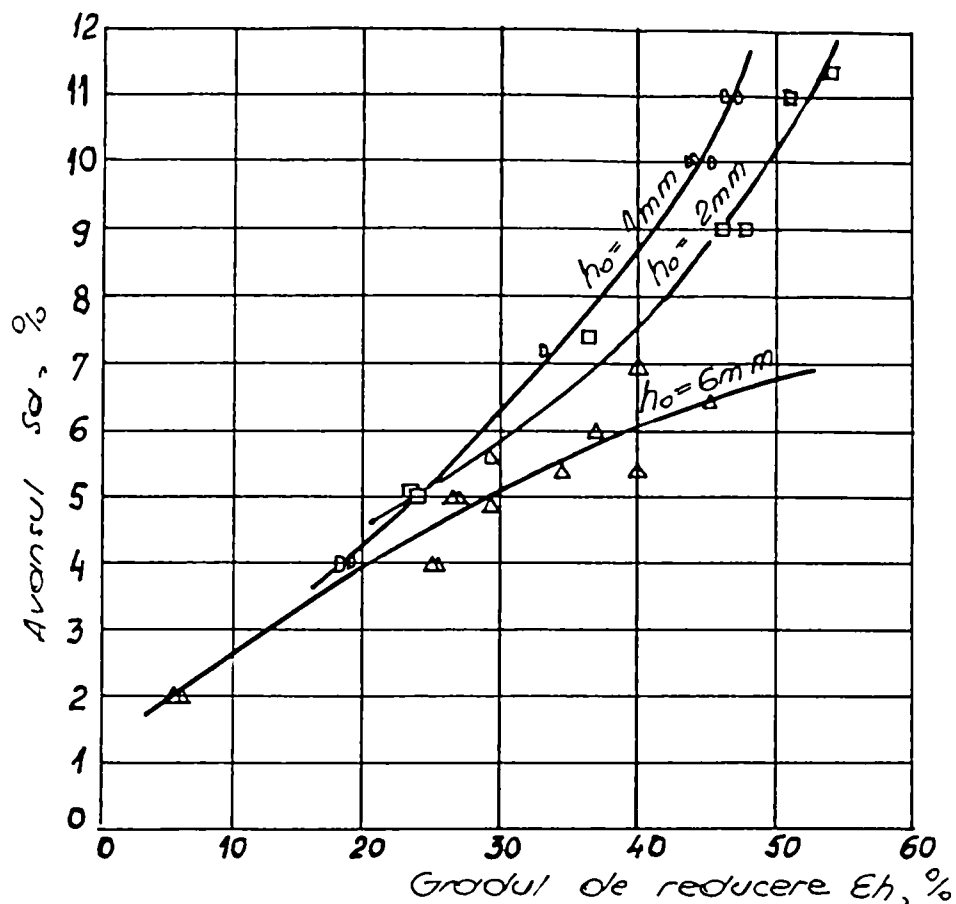


Fig.9.21. Dependența avansului funcție de reducere la laminarea simetrică $\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{170}{170} \text{ mm}\right)$ a probelor din aluminiu.

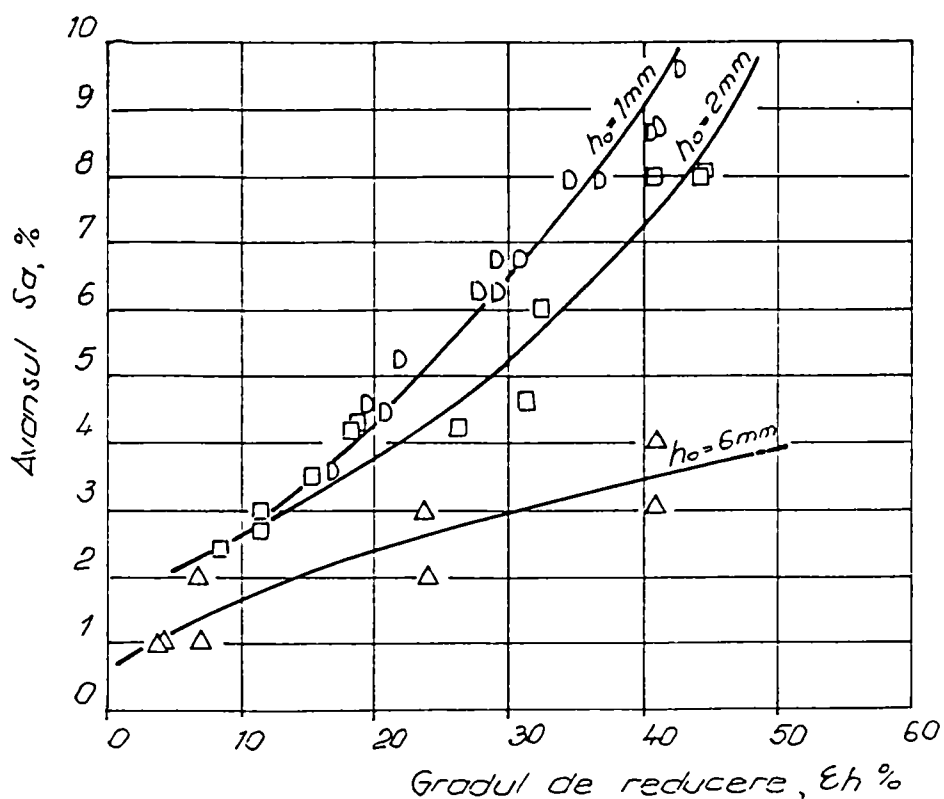


Fig.9.22. Dependența avansului funcție de reducere la laminarea simetrică $\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{170}{170} \text{ mm}\right)$ a probelor din cupru.

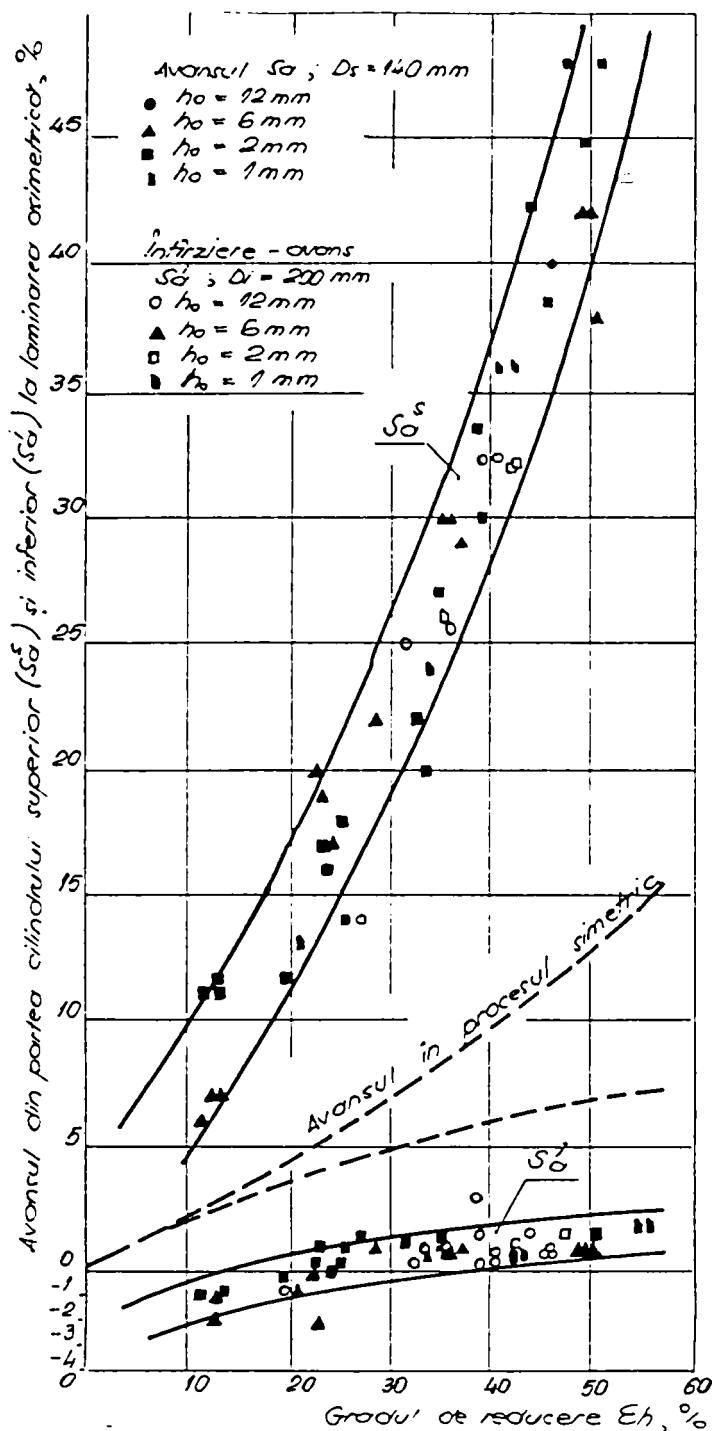


Fig.9.23. Influența asimetriei procesului

$$\left(\frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200} \text{ mm} \right) \text{ funcție de reducere}$$

asupra fenomenului de avans.

existența în procesul dat a diferenței între vitezele periferice și despre mărimea momentului la cilindru cu diametru mai mare.

Întinderea pronunțată a zonei de întârziere este o consecință a diferențelor în privința stării de tensiune a materialului metalic care se află aproape de suprafața de contact cu cilindrii, și aceasta constituie o mărime direct proporțională cu acțiunea de frânare a cilindru de diametru mai mic.

Analiza datelor prezentate în figura 9.23 evidențiază faptul că prin trecerea de la procesul simetric (domeniul punctat) la asimetric, avansul se dezvoltă în două direcții: din partea cilindru cu diametru mai mare (S_a^i) se micșorează, adică merge în direcția întârzierii, iar din partea cilindru cu diametru mai mic, crește brusc. Odată cu creșterea diferenței între diametrele de lucru a cilindrilor, avansul S_a^s și S_a^i se distanțează tot mai mult.

Cu cât diferența dintre vitezele periferice a cilindrilor de lucru este mai mare, cu atât mai intens se mărește diapazonul de întârziere din partea cilindru de diametru mai mare.

Din această analiză rezultă că laminarea cu o diferență asemănătoare între diametrele de lucru nu este de dorit, deoarece momentul dezvoltat din partea cilindru cu diametru mai mare depășește momentul necesar pentru efectuarea procesului în condiții normale. Rezultatele obținute arată că pe întinderea zonei de întârziere se poate judeca despre

Apariția zonei de întârziere la cilindrul de diametru mai mare explică apariția momentului de frânare din partea cilindrului cu diametru mai mic și ca urmare a acestui fapt, necesitatea unui moment suplimentar la cilindrul mare pentru a înlătura această acțiune.

Apariția momentului suplimentar de la cilindrul cu diametru mare înrăutățește condițiile de lucru a subansamblelor laminorului și mărește consumul total de energie, necesar pentru deformare.

În acest mod, cu cât zona de întârziere la cilindrul de diametru mare este mai pronunțată, cu atât este mai mare valoarea momentului suplimentar de acționare și cu atât procesul de deformare este mai neeconomic din punctul de vedere al consumului de energie pentru deformare.

9.4. PROGRAM DE CALCUL AUTOMAT PENTRU PARAMETRII DE FORȚĂ LA LAMINARE

Programul de calcul este realizat în limbajul C++ și funcționează sub platforme Win32 (adică Windows 95, 98, Me, NT4, 2000, XP – cu procesor Intel). Pentru interfața grafică, programul folosește MFC (Microsoft Foundation Classes). În figura 9.24 este prezentată fereastra de dialog care se deschide în momentul inițializării programului, iar în figura 9.25, cea prin intermediul cărei sunt introduse datele necesare rulării acestuia.

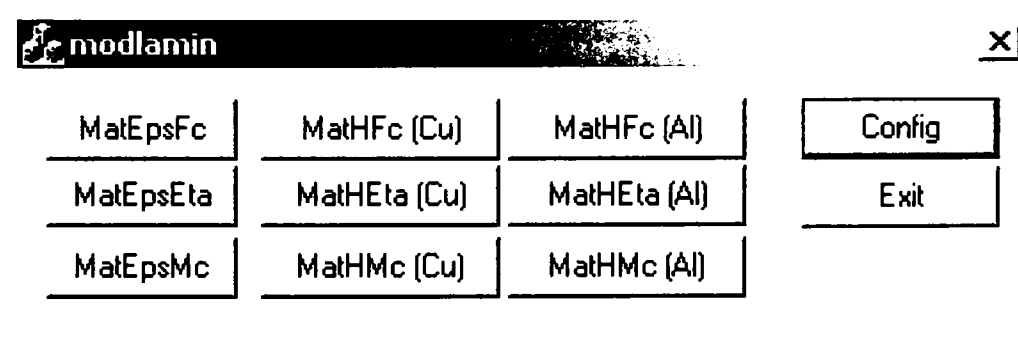


Fig.9.24. Fereastra principală a programului

Programul a fost conceput pentru calculul parametrilor de forță în cazul laminării aluminiului și cuprului. De asemenea este posibilă trasarea unor familii de curbe corespunzătoare diferitelor grosimi ale benzii la intrare (h_0).

Data		min	max		
h0 =	4	1	12	OK	
f =	0.1	0.03	0.2	Cancel	
eps =	0.3	0.1	0.5	Apply	
R =	85	k =	0.41		
eps_in =	0	sig_k =	2000		
q0 =	0	Eb =	200000		
q1 =	0	Ec =	220000		
sig_cin =	75	niu_b =	0.28		
m =	56	niu_c =	0.28		

Fig.9.25. Fereastra de introducere a datelor

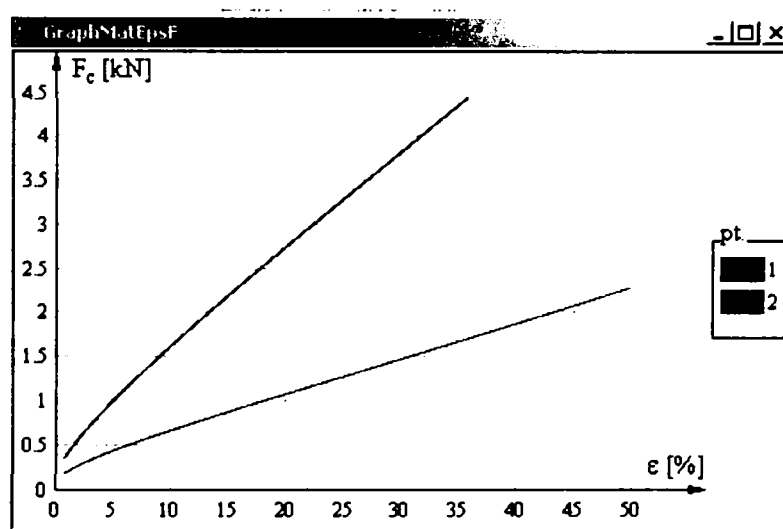


Fig.9.26. Forța de laminare funcție de reducerea relativă, pentru laminarea Cu (1) și respectiv Al (2).

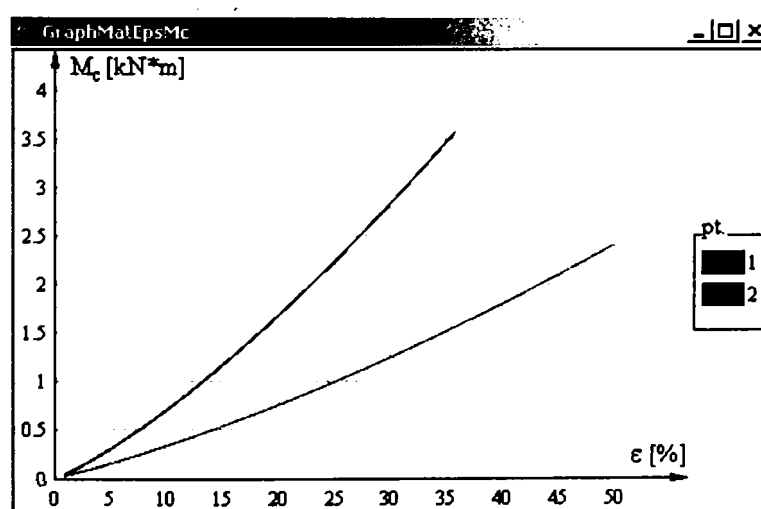


Fig.9.27. Momentul de laminare funcție de reducerea relativă, pentru laminarea Cu (1) și respectiv Al (2).

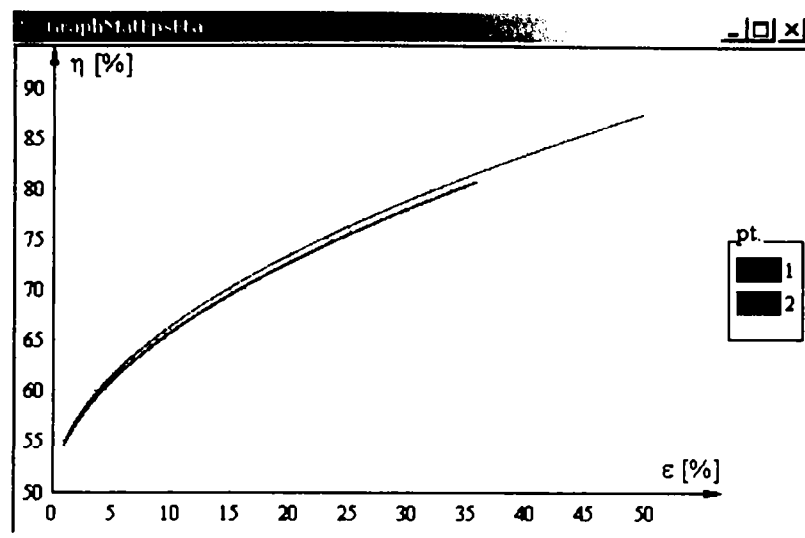


Fig.9.28. Coeficientul η funcție de reducerea relativă, pentru laminarea Cu (1) și respectiv Al (2).

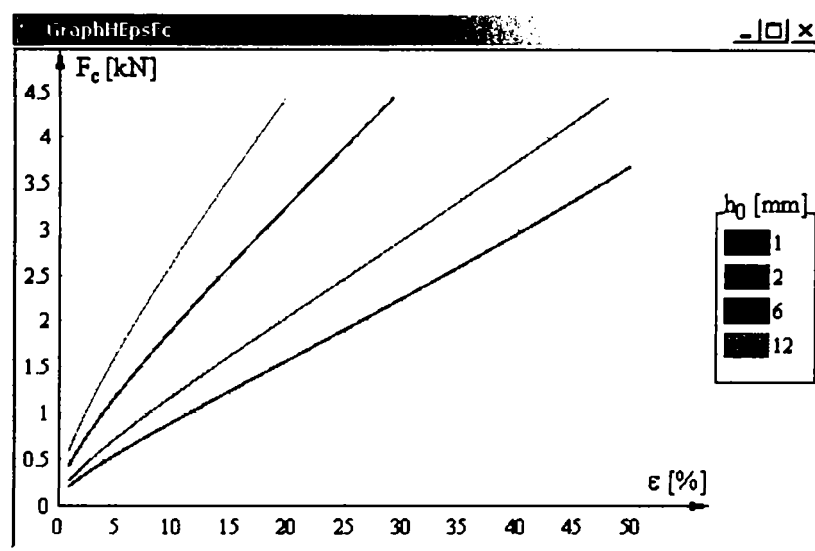


Fig.9.29. Forța de laminare funcție de reducerea relativă, pentru laminarea Cu, pentru diferite valori ale grosimii benzii la intrare.

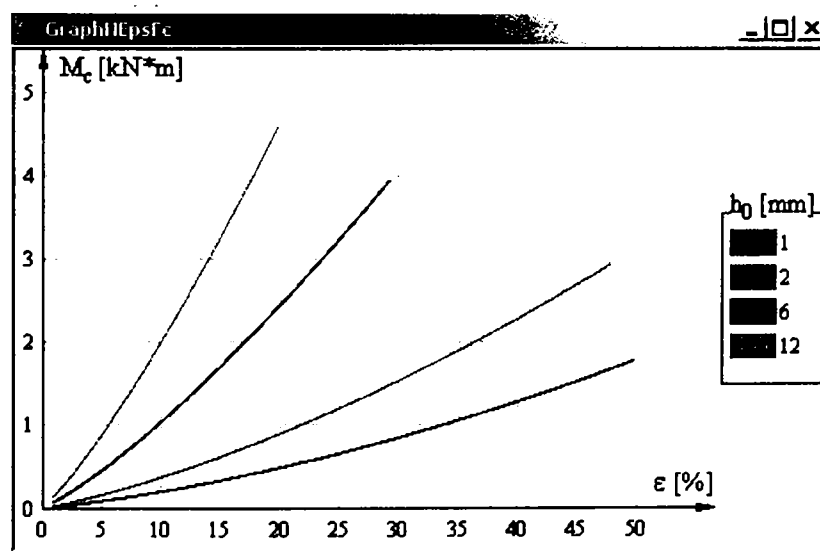


Fig.9.30. Momentul de laminare funcție de reducerea relativă, pentru laminarea Cu, pentru diferite valori ale grosimii benzii la intrare.

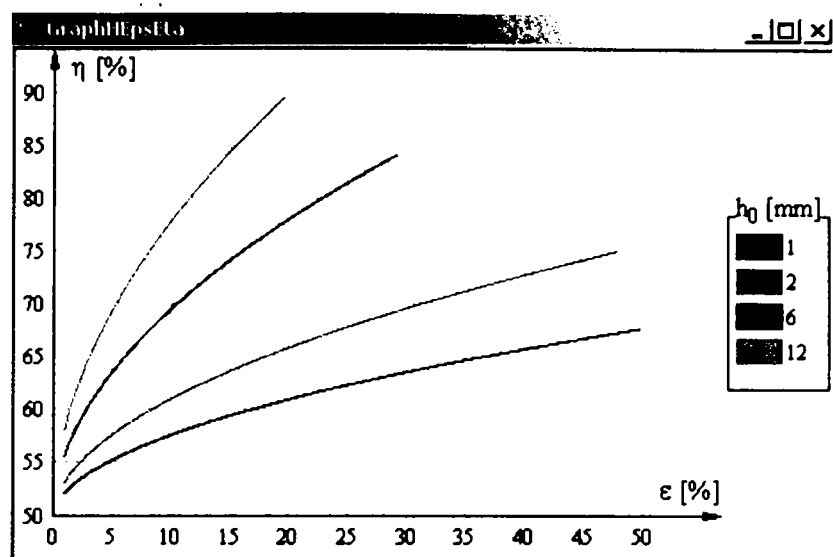


Fig.9.31. Coeficientul η funcție de reducerea relativă, pentru laminarea Cu, pentru diferite valori ale grosimii benzii la intrare.

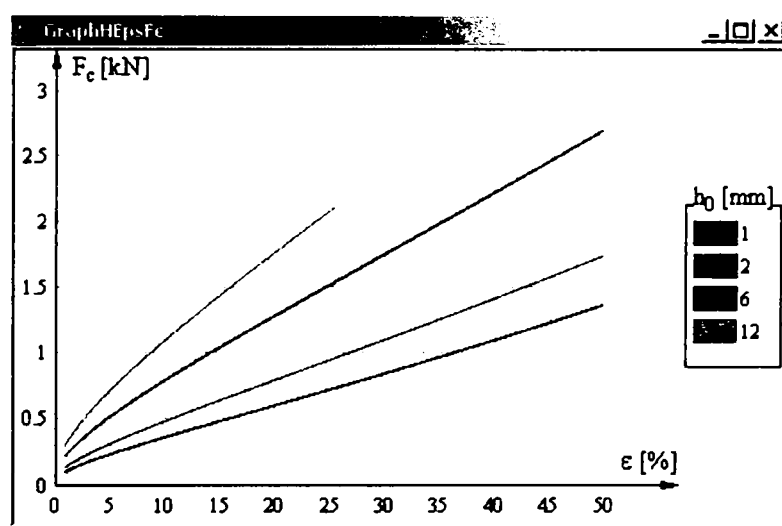


Fig.9.32. Forța de laminare funcție de reducerea relativă, pentru laminarea Al, pentru diferite valori ale grosimii benzii la intrare.

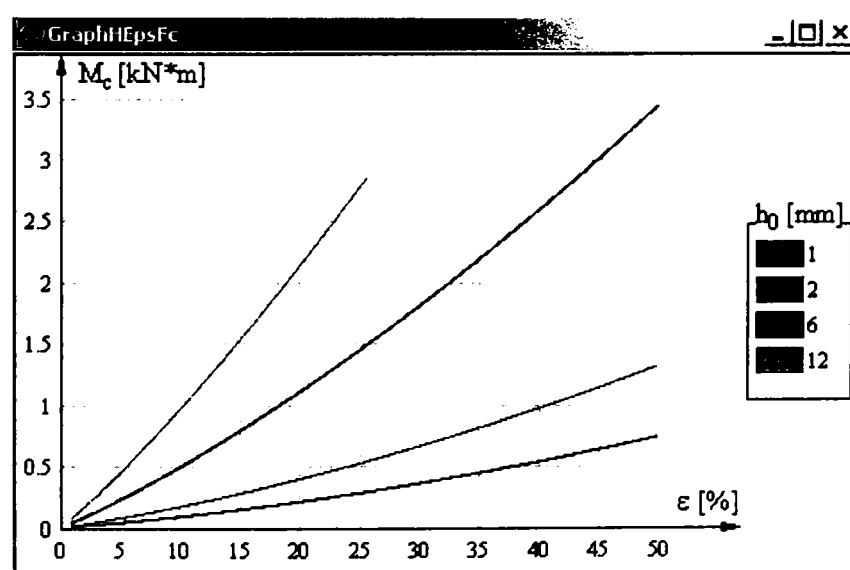


Fig.9.33. Momentul de laminare funcție de reducerea relativă, pentru laminarea Al, pentru diferite valori ale grosimii benzii la intrare.

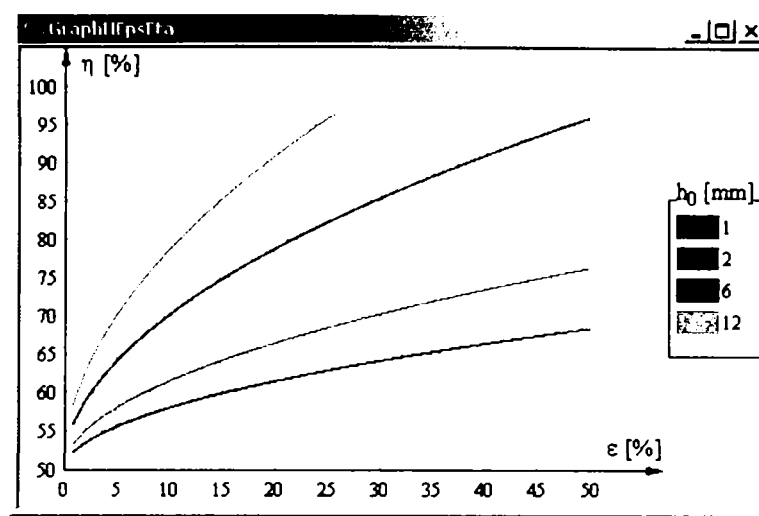


Fig.9.34. Coeficientul η funcție de reducerea relativă, pentru laminarea Al, pentru diferite valori ale grosimii benzii la intrare.

CONCLUZII LA PARTEA A III-A

A fost completată o instalație existentă cu subansamble experimentale de construcție proprie pentru cercetarea în condiții de similitudine tehnologică a parametrilor de forță pentru procesul de laminare longitudinală simetrică și asimetrică, constând din:

- cilindrii de laminare cu diametre de lucru diferite;
- captori pentru forțele de laminare;
- captori pentru presiunile laterale;
- tensometre pentru înregistrarea momentelor de laminare.

Instalația și aparatura construită va fi utilizată în continuare atât în scop de cercetare pentru stabilirea unor corelări între parametri tehnologici și de forță ai procesului de laminare, cât și în scop de exploatare pentru determinarea gradului de solicitare a utilajului tehnologic.

1. Particularitatea deformării materialului metalic cu un singur cilindru acționat, indiferent de diferența dintre diametrele de lucru, constă în apariția presiunilor laterale, egale ca valoare și îndreptate din partea cilindrului reacționat pe direcția laminării, iar din partea celui acționat – împotriva sensului de laminare, ce experimental se confirmă prin prezenta lucrare;
2. Presiunile laterale care apar la laminarea asimetrică cu cilindrii acționați au mai mare importanță decât la laminarea cu un cilindru reacționat, deoarece în primul

- caz, în afara factorului de diferență în privința curburii suprafeței, apare și factorul de diferență între vitezele periferice ale cilindrilor;
3. Presiunile laterale exercită influență considerabilă asupra repartizării presiunii normale pe suprafețele de contact, acționând similar cu tragerea anterioară și posterioară. Această influență se intensifică odată cu creșterea grosimii probelor laminate și a reducerii relative;
 4. Datele experimentale privind valoarea și direcția presiunilor laterale, obținute pentru prima dată în prezenta lucrare, se corelează satisfăcător cu ipotezele teoretice în problema cercetată;
 5. Cercetarea stabilește că valoarea presiunilor laterale la laminarea când unul dintre cilindrii este neacționat, nu depinde de diferența dintre diametrele de lucru, deoarece în acest caz, factorul de diferență între vitezele periferice lipsește.
 6. Caracterul de repartizare a momentelor de acționare în procesul simetric și asimetric când ambii cilindrii sunt acționați și când unul este neacționat, este același, numai că în ultimul caz momentul necesar pentru efectuarea deformării este mai mic decât momentul consumat pentru deformarea aceluiași volum de material metalic, când ambii cilindrii sunt acționați.
 7. La laminarea cu raportul între diametrele de lucru a cilindrilor $\frac{D_s}{D_i} = \frac{160}{180}$ mm, se observă apariția momentelor negative la cilindrul cu diametru mic în diapazonul de reducere până la 30%. După această limită în funcție de grosimea probelor intervine egalarea momentelor, însă cu micșorarea grosimii, punctul de intersecție a curbelor momentelor respective se deplasează în domeniul reducerilor mari.
 8. La laminarea cu raportul între diametrele de lucru a cilindrilor $\frac{D_s}{D_i} = \frac{140}{200}$ mm, odată cu creșterea reducerii în diapazonul cercetat, acțiunea de frânare din partea cilindrului cu diametrul mai mic, se intensifică.
 9. Analiza rezultatelor obținute arată că din punctul de vedere al consumului de energie pentru deformare și a siguranței utilajului în exploatare este rațional ca laminoarele unde se cere asemenea diferență între cilindrii de lucru, să se execute cu un singur cilindru acționat.

10. Repartizarea avansului în procesul simetric și asimetric de laminare este o consecință a stării de tensiune diferită a materialului metalic din zona de deformare în apropiere cu suprafața fiecăruia dintre cilindrii.
11. Întinderea zonei de întârziere din partea cilindrului cu diametru mai mare la laminarea asimetrică cu cilindrii acționați, poate constitui o caracteristică calitativă a economicității procesului dat.

Realizarea calculului automat pentru mărimile parametrilor de forță la laminare prezintă o serie de avantaje legate, în primul rând, de posibilitatea vizualizării în timp real a modificărilor apărute în modul de variație al curbelor specifice, odată cu varierea parametrilor inițiali introduși cu ajutorul ferestrei de dialog prezentată în figura 9.25.

Acest program permite obținerea unor rezultate satisfăcătoare pentru parametrii de forță calculați, rezultate care pot fi comparate cu cele obținute pe cale experimentală, prin măsurători directe.

CONCLUZII FINALE ȘI CONTRIBUȚII PERSONALE

Prezenta lucrare a avut ca scop să clarifice aspecte teoretice și practice legate de parametrii de forță specifici laminării longitudinale asimetrice, precum și a fenomenelor de alunecare dintre materialul metalic și cilindrii de diametre neegale ce duc la neuniformitatea deformației.

Am considerat de asemenea că rezolvarea problemelor actuale legate de creșterea eficienței în industria metalurgică, creșterea scoaterii, diversificarea sortimentală și îmbunătățirea calității produselor laminate se poate realiza în principal prin utilizarea sistemelor de comandă automată a proceselor tehnologice și optimizarea lor.

De aceea, în lucrare se prezintă rezultatele cercetărilor teoretice și experimentale efectuate de autor în ultimii ani, pe baza cărora s-a întocmit în final un model de simulare numerică, general valabil și aplicabil tuturor cazurilor practice de laminare longitudinală simetrică și asimetrică, model cu ajutorul căruia să poată fi studiată prin intermediul computerului, posibilitatea optimizării tehnologiei de laminare cu un cost minim (necesar acoperirii cheltuielilor cu echipamentul de calcul și software) și într-un timp foarte scurt.

Pentru conceperea modelării s-a avut în vedere interacțiunea parametrilor de forță dintre materialul metalic și cilindrii, considerând materialul metalic ca fiind elasto-plastic, iar cilindrii ca scule elastice și considerând de asemenea condițiile de temperatură, viteză de deformare și cinematice ale procesului. Aceasta a permis prin modelarea concepută și considerarea influenței calitative a factorilor tehnologici asupra parametrilor procesului, ceea ce în alte modele s-a neglijat.

Pentru realizarea scopului propus au fost atinse următoarele obiective:

- prezentarea unui studiu legat de conceptele moderne referitoare la parametrii de forță ai laminării. Meritul relațiilor și diagramelor analizate în acest studiu constă în aceea că exprimă într-o formă vizibilă influența reducerii, coeficientului de frecare exterioară, diametrului cilindrilor și a întinderii anterioare și posterioare asupra parametrilor de forță la laminarea asimetrică;
- valoarea practică a concluziilor teoretice stabilite este evidentă, deoarece permit abordarea într-o concepție nouă a „suprareducerii” la laminare și aplicare pe scară largă a principiului de lucru cu introducerea forțată a semifabricatului între cilindrii;

- pentru toate cazurile de laminare cu întindere, relațiile cunoscute în literatură pentru determinarea fenomenului de alunecare (avans) nu sunt indicate. Determinarea avansului la laminarea cu întindere trebuie efectuată cu relațiile (2.8), (2.10) și (1.3), care consideră repartizarea neuniformă a presiunii pe arcul de contact și durificarea materialului metalic în zona de deformare;
- din analiza relațiilor care exprimă fenomenele de alunecare dintre materialul metalic și cilindrii de diametre neegale, rezultă că:
 - avansul la cilindrul cu diametrul mai mare, este mai mic decât în cazul laminării cu aceeași cilindrii de diametre egale;
 - avansul la cilindrul cu diametrul mic este mai mare decât în procesul simplu de laminare.
- structurarea bazei teoretice pentru parametrii de forță și alunecare la laminarea asimetrică în vederea modelării matematice;
- întocmirea unor modele matematice inginerești, mai simple și mai complete decât modelele cu precizie condiționată concepute de regulă pe baza rezolvărilor aproximative a teoriei de laminare. Acestea dispun de operativitate și precizie acceptabilă, motiv pentru care autorul le recomandă utile în cercetarea științifică, practica inginerească și în sistemele de dirijare;
- esența întocmirii algoritmului propus de autor constă în alegerea și stabilirea unei asemenea ordini de folosire a expresiilor matematice, care obligatoriu să conducă la rezolvarea problemei prin orice combinație a datelor inițiale.

CONTRIBUȚII PERSONALE ALE AUTORULUI

1. Realizarea unei sinteze pe baza unui studiu vast cu privire la parametrii energetici și de forță precum și a fenomenelor de alunecare la laminare, cuprinzând un număr important de repere bibliografice și informații culese din rețeaua Internet, a problematicii conceptelor moderne referitoare la modelarea matematică și simularea proceselor studiate;
2. Expunerea clară și concisă a fundamentelor teoretice privitoare la fenomenele complexe ce caracterizează procesul de laminare longitudinală asimetrică;

3. Extragerea din literatura de specialitate a problemelor teoretice esențiale legate de metodele numerice utilizate în lucrare;
4. Conceperea și realizarea practică a unei instalații experimentale pilot care să reproducă la scară redusă în condiții de similitudine tehnologică parametrii de forță pentru procesul de laminare longitudinală simetrică și asimetrică, constând din:
 - cilindrii de laminare cu diametre de lucru diferite;
 - captori pentru forțele de laminare;
 - captori pentru presiunile laterale;
 - tensiometre pentru înregistrarea momentelor de laminare.

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.

5. Clarificarea aspectului de particularitate a deformării materialului metalic între cilindrii cu un singur cilindru acționat, indiferent de diferența între diametrele de lucru, care constă în apariția presiunilor laterale, egale ca valoare și îndreptate din partea cilindrului reacționat pe direcția laminării, iar din partea celui acționat – împotriva sensului de laminare, ce experimental se confirmă în prezenta lucrare;
6. Presiunile laterale care apar la laminarea asimetrică cu cilindrii acționați au mai mare importanță decât la laminarea cu un cilindru reacționat, deoarece în primul caz, în afara factorului de diferență în privința curburii suprafeței, apare și factorul de diferență între vitezele periferice ale cilindrilor. Aceste presiuni exercită influență considerabilă asupra repartizării presiunii normale pe suprafețele de contact, acționând similar cu întinderea anterioară și posterioară. Influența se intensifică odată cu creșterea grosimii laminatului și a reducerii relative;
7. Cercetarea stabilește că valoarea presiunilor laterale la laminarea când unul dintre cilindrii este reacționat, nu depinde de diferența între diametrele de lucru, deoarece în acest caz, factorul de diferență între vitezele periferice lipsește;
8. Caracterul de repartizare a momentelor de laminare în procesul simetric și asimetric cu ambii cilindrii acționați și când unul este reacționat, este același, numai că în ultimul caz momentul necesar pentru efectuarea deformării este mai mic decât momentul consumat pentru deformarea aceluiași volum de material metalic, când ambii cilindrii sunt acționați;

9. La laminarea longitudinală asimetrică, când se ajunge la o diferență de 20mm între diametrele de lucru a cilindrilor, se observă apariția momentelor negative la cilindru cu diametrul mai mic în diapazonul de reducere până la 30%. După această limită în funcție de grosimea benzilor intervine egalarea momentelor, însă cu micșorarea grosimii punctul de intersecție al curbelor momentelor se deplasează în domeniul reducerilor mari. Cu creșterea diferenței între diametrele de lucru acțiunea de frânare din partea cilindrului cu diametru mai mic se intensifică;
10. Analiza rezultatelor cercetării arată că din punctul de vedere al consumului de energie pentru deformare și a siguranței utilajului în exploatare este rațional ca laminările unde se cere asemenea diferență între cilindrii de lucru să se execute cu un singur cilindru acționat;
11. Fenomenul de alunecare în procesul asimetric de laminare este o consecință a stării de tensiune diferite din materialul metalic situat în zonele de deformare din apropierea cu suprafața fiecăruia dintre cilindrii.
12. Realizarea programului de calcul automat pentru valorile parametrilor de forță, cu rezultate care pot fi comparate cu cele obținute experimental, prin măsurători directe.

BIBLIOGRAFIE

1. Ekelund, S. E. **Valsning Jernkontorets Annaler**,
Metalurg, 1993, nr. 2, pag. 78 – 94.
2. Belosevici, V. K. **Rasciot objati pri prokatke**,
Moskva, Metallurghizdat, 1983, pag. 100 – 116.
3. Roberts, W. **Holodnaia prokatka stali**,
Traducere în limba rusă din engleză, Moskva, Metallurghia,
1982, pag. 544.
4. Koroleov, A. A. **Construcția i rasceot mašin i mehanizmov prokatnîh stanov**,
Moskva, Metallurghia, 1985, pag. 376.
5. Țelikov, A. I.,
ș. a. **Teoria prodolnoi prokatki**,
Moskva, Metallurghia, 1980, pag. 320.
6. 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., 1938, Vol. II,
pag. 141 -146
7. Wusatowschi, Z. **Bazele laminării**,
traducere din limba engleză, Editura Tehnică, București, 1972,
pag. 284 – 329.
8. Nussbaum, A. I. **Analiza factorilor care influențează parametrii de forță și fenomenele de alunecare la laminarea longitudinală**,
Referat I, pentru lucrarea de doctorat, Hunedoara, 2002.
9. Kreindlin, N. N. **Pasciot objatii pri npokatke**,
Moskva, Metallurghizdat, 1983, pag. 109 – 120.
10. Ilca, I. **Contribuții la studiul procesului de laminare longitudinală**,
Volumul Simpozionului Internațional „Tradiții și perspective
în școala românească de metalurgie”, 30 – 31 Oct. Ediția a II-
a, București, 1998, pag. 307 – 312.
11. Nussbaum, A. I.,
Ilca, I. **Teoria i practica prodolno nesimetricinoi prokatke**
(Teoria și practica laminării longitudinale asimetrice),
Volumul Conferinței Internaționale pe probleme de
direcționare a metalurgiei, 29 – 30 Mai, 2003, Dnepropetrovsk,
Ucraina, pag. 48 – 51.
12. Alexa, V. **Contribuții la cercetarea procesului de laminare longitudinală asimetrică**,
Teză de doctorat, Hunedoara, 2002, pag. 146.

13. Ilca, I.,
Alexa, V. **Influența neuniformității încălzirii materialului metalic, asupra parametrilor de forță ai procesului de laminare,** Buletinul științific UPT, Tom 44 (58), 1999, fascicola 1, ISSN 1224 – 6077, pag. 345 – 348.
14. Ilca, I.,
Alexa, V. **Considerații teoretice cu privire la cinematica laminării cu cilindrii de diametre neegale,** Buletinul științific UPT, Tom 44 (58), 1999, fascicola 1, ISSN 1224 – 6077, pag. 349 – 354.
15. Ilca, I., ș.a. **Studiul privind variația avansului în funcție de reducerea relativă și de temperatură la laminarea longitudinală,** Buletinul științific UPT, Tom 42 (56), 1997, fascicola 1, ISSN 1224 – 6077, pag. 157 – 162.
16. Țelikov, A. I.,
Grișkov, A. I. **Teoria prokatki,** Moskva, Metallurghia, 1970, pag. 356.
17. Țelikov, A. I.,
Tomlenov, A. D. **Teoria prokatki,** Spravocinik, Moskva, Metallurghia, 1982.
18. Dinnik, A. A. **Opredelenie dlinî dughî contacta pri prokatke listov i polos na gladchih valkah,** Kiev, Tehnika, 1970.
19. Cepurchin, S. S. **Zacon Bussineska i zadacea Gherța pri opredelenii dlinî spliușcenoi dughî zahvata,** Izv. vuzov: Ceornaia metallurghia, 1990.
20. Cepurchin, S. S. **Opredelenie dlinî dughî zahvata, Teoria prokatki, materialî conferenții po teoreticeschim voprosam prokatki,** Moskva, Metallurghizdad, 1992.
21. Poluhin, P. L., ș.a. **Prokatnoe proizvodstvo,** Editura Metallurgia, 1982.
22. Stone M. D. **Rolling of Jnin Strip,** Part II.//Iron and Steel Eng., 1965, december, V. 33, Nr. 12, pag. 55 – 76
23. Lugovschi, V. M. **Algoritmî sistem automatizații listovîk stanov,** Moskva, Metallurghia, 1974.
24. Smirnov, V. S.,
ș.a. **Metod podobia v teorii prokatki,** Sankt Petersburg, Nauka, 1971, pag. 179.
25. Rokotean, S. E. **Teoria prokatki i kacestvo metalla,** Moskva, Metallurghia, 1981, pag. 224.
26. Dieter, G. E. **Metalurgie mecanică,** Traducere din limba engleză (S.U.A.), Editura tehnică, București, 1970.
27. Vasilev, Ia. D.
Șuveakov, V. G. **Isledovanie contactnoi linii s valkom pri holodnoi prokatke polosî,** Izd. Akad. Nauk, Metallî, 1987, No. 5, pag. 116 – 126.

28. Vasilev, Ia. D.,
Şuveakov, V. G. **Vlianie formî contactnoi linii polosî s valkom na operejenie pri holodnoi prokatke,**
Izd. Vuzov. Ciornaia metalurghia, 1984, No. 5, pag. 77 – 80.
29. Safian, M. M.,
ş. a. **Opredelenie momenta prokatki pri zahvate s uciotom uprugovo sjatia volkov i polosi,**
Metallurghiceskaia i gornorudnaia promîşlenosti, 1983, Nr. 3, pag. 17-20.
30. Vasilev, Ia. D. **Opredeleane na momenta i izprevarvaneto pri studento valnuvanie,**
Tehniceska mîsli, Sofia, 1981, Nr. 4, pag. 99 -106.
31. Poluhin, B. P. **Matematiceskoe modelirovanie i rasciot na MEK listovîh prokatnîh stanov,**
Moskva, Metallurghia, 1972, pag. 512.
32. Poluhin, B. P.,
Ilucovici, B. M. **Optimizaiia prokatnogo proizvodstva,**
Moskva, Metallurghia, 1983, pag. 432.
33. Abramov, S. A.
Zima, E. V. **Nacialo informatiki,**
Moskva, Nauka, 1989, pag. 266.
34. Kuzneţov, L. A. **Primenenie MEC dlea optimizaiii toncolistovoi prokatki,**
Moskva, Metallurghia, 1988, pag. 304.
35. Bronştein, I. N.,
ş.a. **Spravocinik po matematike dlea injenerov i uciaşcihsea vuzov,**
Moskva, Nauka, 1986, pag. 544.
36. Vasilev, Ia. D. **Teoreticescoe isledovanie dlini dughî contacta polosi s valkom pri holodnoi prokatke i dresirovke,**
Izv. vuzov, Ceornaia metallurghia, 1985, nr. 1, pag. 62 - 65.
37. Zincenko, F. I.,
ş.a. **Effektivnaia tehnologhia holodnoi prokatki tonkolistovoi stali na neprerîvnîh stanah,**
Revista „Stali” nr. 1, 1985, pag. 43 – 48.
38. Vasilev, Ia. D. **Opredelenie dlinî dughî contacta polosî s valkom metodom fotosiomki,**
Izv. vuzov: Ceornaia metallurghia, 1985, No.5, pag. 101–103.
39. Vinogradova, T.V. **K voprosu o scoroctnoi zavisimosti napreaieria tecenia stalei pri holodnoi asadke,**
ş.a. Izv. vuzov: Ceornaia metallurghia, 1984, Nr. 2, pag. 41 – 46.
40. Paplawski, J.V.,
ş.a. **Bethlehem’s contribution to the matematical modeling of cold rolling in tandem mills,**
Iron and Steel End., 1980, 57, nr. 9, pag. 47 – 58.
41. Turczyn, S. **Cieplue aspekty procesu walcowania na zimno blach u tasm stalawych w walcowaniach ciglych,**
Hutnik, 1985, R. 52, nr. 10, pag. 305 – 310.

42. Vasilev, Ia. D. **Algoritm za iscislevanie na energosilovite parametri pri studenogo valțuvanie,**
Metalurghia, Sofia, 1981, nr. 3, pag. 14 – 21.
43. Meerovici, A.S., ș.a. **Izmerenie usilii pri prokatka,**
Moscva, Metallurghizdat, 1963.
44. Cazimirovici, E. **Bazele teoretice ale deformării plastice,**
București, Editura Bren, 1999, pag. 87 – 93.
45. Browman, M. Ia. **Energosiliovîie parametrî neprerîvnîh zagotovocinih stanov,**
Moskva, Metallurghizdat, 1962.
46. Mak-Donald **Invenție S.U.A.,**
nr. 2.813.958 din 15 Nov., 1967.
47. Beniakowschi, M.A., ș.a. **Primenenie tenzometrii v prokatke,**
Moscva, Metalurghia, 1965.
48. Ilca, I., ș.a. **Considerații privind deformarea la rece a oțelurilor moi. Curbe de curgere,**
Buletinul științific UPT, Tom 42 (56), 1997, fascicola 2, ISSN 1224 – 6077, pag. 27 – 34.
49. Pănoiu, C., ș.a. **Utilizarea și programarea calculatoarelor,**
Editura Mirton, Timișoara, 2002;
50. Swan, T. **Învățăm C...pas cu pas – Type & Learn C,**
traducere de Dan Somnea, Editura Tehnică, București, 1996;
51. Jamsa, K. **C++ Manualul începătorului,**
Editura Teora, București, 1999;
52. Negrescu, L. **Limbajele C și C++ pentru începători,**
vol. I și II, Editura Microinformatica, Cluj-Napoca, 1999;
53. Jamsa, K., Klander, L. **Totul despre C și C++,**
Editura Teora, București, 2000;
54. Pătruț, B. **Aplicații în C și C++,**
Editura Teora, București, 2000;
55. Negrescu, L. **Limbajul Turbo C,**
Editura Libris, Cluj-Napoca, 1992;
56. Muscalagiu, D., ș.a. **Culegere de probleme în limbajul C,**
Editura Mirton, Timișoara, 2001;
57. Dragotă, I., ș.a. **Metode numerice pentru ecuații diferențiale,**
Editura Orizonturi Universitare, Timișoara, 2002.
58. Olariu, V., ș.a. **Modelarea numerică cu elemente finite,**
Editura Tehnică, București, 1986.
59. Gârbea, D. **Analiză cu elemente finite,**
Editura Tehnică, București, 1990.
60. Ghinea, M., ș.a. **Matlab. Calcul numeric-Grafică-Aplicații,**
Editura Teora, 1999.

- 61 Ursache, M.,
ș.a. **Proprietățile metalelor,**
Editura Didactică și pedagogică, București, 1982.
- 62 Pănoiu, M.,
ș.a. **Bazele informaticii,**
Editura Mirton, Timișoara, 2002.
- 63 Jurca., I. **Programarea orientată pe obiecte,**
Editura Enrobit, Timișoara, 1992
- 64 Mușlea, I. **Programarea orientată pe obiecte,**
Editura Ardealul, Cluj-Napoca, 1992.
- 65 Apostol, C.,
ș.a. **Introducere în programare,**
Editura Viața Românească, București, 1993.
- 66 Mocanu, M.,
ș.a. **333 probleme de programare,**
Editura Teora, 1993.
- 67 Litvovschi, L. **Analiza și sinteza algoritmilor,**
Editura Științifică și Enciclopedică, București, 1986.
- 68 Roșca, I.,
ș. a. **Introducere în programarea și utilizarea calculatoarelor,**
Editura Alfar, Râmnicul Vâlcea, 1992.
- 69 Norton, P.,
ș.a. **PC-Totul despre calculatoarele personale,**
Editura Teora, București, 2000.
- 70 Kelly, J. **Utilizarea Microsoft Excel 2000,**
Editura Teora, București, 2000.
- 71 Blattner, P.,
ș.a. **Microsoft Excel 2000,**
Editura Teora, București, 2002.
- 72 Florescu, V.,
ș. a. **Baze de date - Fundamente teoretice și practice,**
Editura Infomega, București, 2002.
- 73 Tamaș, I.,
ș.a. **Bazele informaticii,**
Editura Infomega, București, 2000.
- 74 Ionescu, B.,
ș. a. **Aplicații informatice pentru birotică și comunicații,**
Editura Infomega, București, 2001.
- 75 **Nussbaum, A., I. Experimental studies regarding the force parameters for asymmetric rolling,**
Simpozionul Internațional consacrat Zilelor Academice Timișene, 26-27 Mai 2005, Buletin Științific UPT, Seria Mecanică, ediția IX-a, pag. 103-107.
- 76 **Nussbaum, A., I. Simulation of rolling force parameters,**
Simpozionul Internațional consacrat Zilelor Academice Timișene, 26-27 Mai 2005, Buletin Științific UPT, Seria Mecanică, ediția IX-a, pag. 107-113.
- 77 **Nussbaum, A., I., Analysis of some influences upon the force's parameters and the quality of the rolled steels,**
ș. a.
Revista: „Metalurgia Internațional”, 2005. nr. 7.
- 78 **Nussbaum, A., I., Theoretical and economical consideration about parametrical forces of asymmetrical rolling,**
Alexa, V.
Revista: „Metalurgia Internațional”, 2005. nr. 7.

- 79 Nussbaum, A., I. **Măsurători experimentale prin metoda tensometriei rezistive**,
A VI-a Conferință Națională de Vibrații Mecanice, București, 1988, pag. 4-5.
- 80 Necati Ozisik, M. **Finite Difference Methods in Heat Transfer**,
CRC Press, 1994.
- 81 Yogesh, J.,
ș.a. **Computational Heat Transfer**,
Hemisphere Publishing Corporation, 1986.
- 82 Baehr, H., D.,
ș.a. **Heat and Mass Transfer, Springer-Verlag**,
Berlin, 1998.
- 83 Mills, A., F. **Basic Heat and Mass Transfer, Prentice-Hall Inc., Upper Saddle River**,
N.J., 2nd edition, 1999.
- 84 Bejan, M. **În lumea unităților de măsură**,
Editura AGIR, București, 2000.
- 85 Cănanău, N.,
ș.a. **Comportarea la deformare a materialelor metalice. Ecuații constitutive**,
Editura Evrica, Brăila, 1996, pag. 73-93.
- 86 Drăgan, I.,
ș.a. **Tehnologia deformărilor plastice**,
Editura Didactică și Pedagogică, București, 1979, pag. 446-586.
- 87 Adrian, M.,
ș.a. **Bazele proceselor de deformare plastică**,
Editura Tehnică, București, 1983, pag. 346-348.
- 88 Marchidan, D., I.,
ș.a. **Temperatura, scări, metode și mijloace de măsurare**,
Editura Științifică și Enciclopedică, București, 1997, pag. 117-133.
- 89 Budău, V. **Studiul metalelor**,
Editura Mirton, Timișoara, 1998.
- 90 Montelatici, L. **Seamless pipe mills**,
Milano, 1993.
- 91 Kraus, G. **Deformation Processing and Structure**,
Papers presented at the 1982 ASTM Materials Science Seminar 23-24, oct. 1982, St. Louis Missouri, ASTM 1984.
- 92 Setzer, H. **Modernisation of cold rolling mills**,
Rev. Iron and Steel Engineering, vol. 60, 1983.
- 93 Smith, W. **The Cailbox, a new approach to hot strip rolling**, Rev. Iron and Steel Engineering,
vol. 58, 1981.
- 94 Voswinckel, G. **Developments in the Field of Piercing Billets for Seamless Tubemaking**,
1994.
- 95 Frost, M., J. **Deformation Mechanism Maps**,
Pergamon, Paris-Oxford-New York, 1982.
- 96 Kawamata, T.,
ș.a. **On-line mathematical models for tandem cold mills**,
Iron and Steel Engineering, 49 nr. 8, 1982, pag. 79-86.

- 97 Nakajima, K., **Development of new technology for universal rolling,**
ş. a. jurnal of the Japan Society for technology of plasticity, 1984.
- 98 *** **Steel Times,**
The Journal for the European Steel Industry, Published by
DMG Bussines Media Ltd., England, vol. 225, 1997.
- 99 *** **Steel Times International,**
Published by DMG Bussines Media Ltd., England, vol.21, 1997.
- 100 *** **Iron and Steel,**
International Directory, suppliment to Steel Times, Published
by Argus Bussines Media Ltd., England, 1997.
- 101 *** **Metals Industry News,**
Published by FMI international Publication Ltd.,
England, vol. 14, 1997.
- 102 *** **Metallurgia, The Journal of Metals Technology,**
Metal Forming and Themal Processing, Published by Argus
Bussines Media Ltd., England, 1997.