

TEORIA LAMINĂRII

de
Gheorghe I. Sava

EUGEN CAZIMIROVICI

276919

TEORIA

LAMINĂRII



034535
B.C.U. - IASI



**Editura BREN,
Bucureşti 2001**

*Dedic această lucrare, fiului meu
CRISTIAN pe care îl urmărt
domeniu cariera în om dedicat
cu toată puterea mea de munca*

PREFATĂ

În prima parte a lucrării, pe parcursul a 9 capituloare sunt prezentate diferențele fenomene ce au loc în zona de deformare a laminării longitudinale simetrice, cum sunt: frecarea la laminare, condițiile de prindere, deformația pe direcție transversală (lățirea), microalunecările ce apar între laminat și cilindri (avansul), presiunea momentelor și energia de laminare, iar în partea a doua a lucrării în alte 5 capituloare se prezintă și se analizează fenomenele specifice proceselor de laminare transversală și transversal - elicoidală.

Avgând în vedere conținutul acestei lucrări, consider că se adresează unei palete largi de studenți, doctoranzi și specialiști. Astfel lucrarea de față va fi necesară în primul rând studenților facultăților de Știință și Ingineria Materialelor, care se vor specializa în domeniul deformării plastice prin laminare, pentru înțelegerea și înșurarea fenomenelor ce au loc în timpul proceselor de laminare, cât și celor ce se pregătesc prin cursurile de studii aprofundate (master). De asemenea lucrarea va fi utilă și inginerilor din cercetare, proiectare și exploatare, specialiști în domeniul laminoarelor.

Autorul aduce și pe această cale sincerele sale mulțumiri și totală gratitudine celor, prin căror aport, s-a reușit editarea acestei lucrări.

D-l Dr.Sorin Frunzăverde - deputat în Parlamentul României;

D-l Viorel Păunescu - președintele S.C."LIDO"S.A.;

D-l Ștefan Bâlă-general manager S.C."CHRIS TEAM IMPEX" S.R.L

D-l Florentin Mănescu - director general S.C. "CONSTAM"S.A.

CUPRINS

PREFĂTĂ	1
Partea întâi	
TEORIA LAMINĂRII LONGITUDINALE	
Capitolul 1. Parametrii geometrici ai zonei de deformare.....	5
1.1.Noțiuni generale	5
1.2.Geometria zonei de deformare și parametrii ce o caracterizează.....	6
Capitolul 2. Frecarea la laminare	17
2.1. Noțiuni generale.....	17
2.2. Factorii ce influențează frecarea uscată la laminare.....	19
2.3. Factorii ce influențează frecarea lichidă la laminare.....	24
2.4. Metode de determinare experimentală a coeficientului de frecare la laminare.....	30
2.5. Relații de calcul a valorii coeficientului de frecare	36
Capitolul 3. Condițiile prinderii laminatului între cilindri	41
3.1 Stadiile procesului de laminare	41
3.2 Regimul de viteze din momentul prinderii.....	45
3.3.Factorii care influențează procesul de prindere.....	46
3.4 Determinarea experimentală a unghiului de prindere.....	52
Capitolul 4. Deformarea transversală la laminare.....	53
4.1. Noțiuni generale.....	53
4.2.Repartizarea lățirii pe lungimea și lățimea zonei de deformare.....	57
4.3.Factorii care influențează lățirea.....	59
4.4.Relații pentru calculul lățirii.....	69
Capitolul 5. Avansul și întârzierea la laminare.....	73
5.1.Variația vitezelor în zona de deformare la laminare.....	73
5.2.Expresia matematică a avansului și întârzierii.....	75
5.3.Factorii care influențează avansul la laminare.....	80
5.4.Determinarea experimentală a avansului la laminare.....	85

Capitolul 6. Presiunea și forța de laminare	89
6.1.Repartizarea presiunii pe suprafața de contact.....	89
6.2.Factorii care influențează valoarea și repartiția presiunii pe lungimea arcului de contact.....	98
6.3.Relații de calcul ale presiunii medii de laminare.....	104
6.4.Determinarea experimentală a forțelor de laminare.....	110
Capitolul 7. Momentele și puterea de laminare.....	117
7.1.Calculul momentelor de laminare.....	117
7.2.Calculul puterii motorului de acționare al laminoarelor.....	123
7.3. Determinarea experimentală a momentelor de laminare.....	126
Capitolul 8. Temperatura de laminare.....	127
Capitolul 9. Timpii de laminare.....	135
9.1. Calculul timpilor mașină.....	135
9.2. Calculul timpilor pauză.....	140
9.3. Calculul producției specifice a laminoarelor.....	142
Partea a doua	
TEORIA LAMINĂRII TRANSVERSALE ȘI TRANSVERSAL ELICOIDALE	
Capitolul 10. Elementele geometrice ale zonei de deformare	145
10.1 Noțiuni generale.....	145
10.2.Geometria zonei de deformare.....	148
10.3.Cinematica procesului de laminare transversal-elicoideală....	151
Capitolul 11: Condițile prinderii laminatului între cilindrii	155
Capitolul 12. Avansul la laminare transversală.....	163
Capitolul 13. Presiunea și forța de laminare.....	167
13.1.Presiunea și forța pe tăblia cilindrilor de laminare.....	167
13.2.Momentul și lucrul mecanic de deformare pentru perforare.....	171
13.3.Presiunea și forța pe dopul de perforare.....	173
Bibliografie.....	175

Partea întâi

TEORIA LAMINĂRII LONGITUDINALE

Capitolul I

PARAMETRII GEOMETRICI AI ZONEI DE DEFORMARE

1.1. Noțiuni generale

Prin laminare se înțelege procesul continuu de deformare plastică ce se realizează între două scule (cilindri de lucru ai laminorului de formă cilindrică, ce se rotesc în sensuri contrare (laminare longitudinală) sau de formă tronconică bitronconică sau de disc, ce se rotesc în același sens (laminare transversală și transversal - elicoidală), antrenând prin frecare materialul metalic în spațiul dintre cilindri, spațiu ce poartă denumirea de zonă sau focar de deformare.

Procesele de laminare se pot clasifica după următoarele criterii:

- direcția deformării principale:
 - laminare longitudinală;
 - laminare transversală;
 - laminare transversal - elicoidală.
- analogia fenomenelor ce au loc pe fiecare din cilindrii de laminare:
 - laminare simetrică;
 - laminare asimetrică.
- regimul termic în care are loc procesul:
 - laminare la căld;
 - laminare la semicăld;
 - laminare la rece.
- regimul de lucru al laminorului:
 - regim continuu.
 - regim semicontinuu;
 - regim discontinuu;

Laminarea simetrică și laminarea asimetrică se distinge în funcție de condițiile în care are loc deformarea prin laminare (starea de tensiune și de deformare căt și vitezele particulelor de material prin zona de deformare).

Procesul de laminare între doi cilindri de lucru, se consideră simetric atunci când există o analogie perfectă între starea de tensiune, starea de deformare și condițiile de viteză ce apar pe fiecare cilindru de lucru în parte. Dacă această analogie nu are loc, procesul de laminare se consideră asimetric.

În ceea ce privește regimul termic la care are loc deformarea, se consideră laminare la cald când temperatura laminatului este superioară temperaturii de recristalizare a materialului metalic deformat, iar când această temperatură este inferioară celei de recristalizare laminarea se consideră la rece. Laminarea la semicald este o situație intermediară, care se practică pentru anumite materiale metalice, care la temperatură ambientă au o rezistență la deformare ridicată și pentru a le mări într-o oarecare măsură deformabilitatea, acestea se încălzesc la o temperatură inferioară celei de recristalizare dar superioară celei a mediului ambiant, temperatură ce depinde de materialul laminat.

Laminarea în regim continuu, respectiv laminarea continuă, este caracteristică lamoarelor moderne de productivitate ridicată, la care laminatul se formează simultan în cât mai multe caje, în timp ce laminarea discontinuă este specifică lamoarelor de profile grele și a celor de construcție mai veche, laminarea efectuindu-se sevențial cajă după cajă.

Laminarea semicontinuă se întâlnește de obicei la lamoarele de construcție mai veche, ce au fost reconstruite în vederea creșterii capacitatii lor de producție.

Laminarea discontinuă este specifică în general lamoarelor degrosoare, de profile grele, de table groase și de țevi, putând fi însă întâlnită și la toate tipurile de lamoare de construcție veche.

În cele ce vor urma, diferitele fenomene ce au loc în zona de deformare cum sunt: condițiile de prindere, deformarea pe direcție transversală (lătirea), microafuncările ce apar între laminat și cilindri (avansul), presiunea și momentele de laminare, fenomene ce fac obiectul teoriei laminării, se vor analiza în primul rând în condițiile laminării simetrice longitudinale, care corespunde proceselor ce au loc la laminarea semifabricatelor, produselor lungi (profile și sărmă) și produselor plate (table și benzi).

1.2. Geometria zonei de deformare și parametrii ce o caracterizează

În cazul laminării longitudinale, deformarea plastică nu are loc simultan în tot volumul materialului metalic, ci numai într-o zonă relativ mică ce se află în spațiul dintre cilindri și în imediata vecinătate a acestiei.

Din punctul de vedere al stării de tensiune din zona de deformare, laminarea longitudinală se poate considera o succesiune continuă de refolări pe lungimea laminatului, de unde rezultă că schema mecanică a deformării pentru laminarea longitudinală convențională va fi $S_1 - D_1$ și respectiv $S_2 - D_1$ în cazul laminării cu aplicarea tracțiunii în laminat.

Din punct de vedere geometric, zona de deformare se admite că este delimitată între secțiunea de intrare a laminatului între cilindri **CC'** și secțiunea de ieșire **DD'** (fig.1.1). Cercetările experimentale desfășurate în acest sens au stabilit însă că deformarea plastică are loc și în afara zonei geometrice de deformare (ca o deformare indirectă), pe o distanță mai mică sau mai mare în funcție de condițiile în care are loc laminarea. Deci zona de deformare reală (**CC' DD'**) este mai mare decât zona de deformare geometrică cu 20...70% [1].

Zona de deformare este caracterizată de următorii parametri:

- unghiul de contact α ;
- lungimea zonei de contact l_c ;
- înălțimea și lățimea secțiunii la intrarea și respectiv la ieșirea în, și din zona de deformare (H , B_1 , h , B_2).

O primă expresie prin care se poate calcula unghiul α , se determină din triunghiul **AOE** astfel:

$$\begin{aligned} \cos \alpha &= \frac{OE}{OA} = \frac{OB - EB}{OA} = \frac{R - \frac{H-h}{2}}{R} = \\ &= 1 - \frac{H-h}{2R} = 1 - \frac{\Delta h}{D} \end{aligned} \quad (1.1)$$

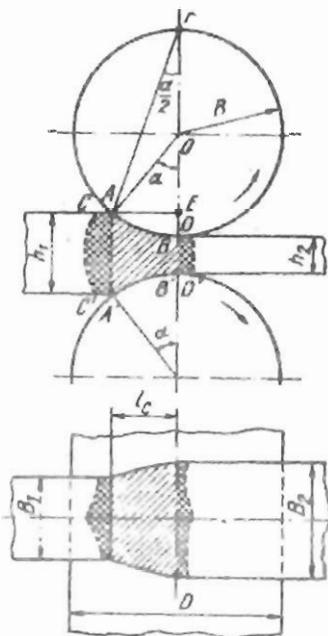


Fig.1.1. Zona de deformare în cazul laminării longitudinale

O altă expresie se determină din asemănarea triunghiurilor **ABE** și **ABF** astfel:

$$\sin \frac{\alpha}{2} = \frac{AE}{AF} = \frac{EB}{AB} = \frac{0,5 \cdot \Delta h}{\sqrt{R \cdot \Delta h}} = 0,5 \sqrt{\frac{\Delta h}{R}} \quad (1.2)$$

Segmentul de dreaptă **AB** reprezintă chiar lungimea arcului de contact, căruia expresie de calcul se determină tot din asemănarea triunghiurilor **ABE** și **ABF**, pe baza rapoartelor:

$$\frac{AB}{EB} = \frac{FB}{AB} \quad \text{sau} \quad AB^2 = EB \cdot FB = 0,5 \cdot \Delta h \cdot 2R$$

de unde rezultă: $l_c = AB = \sqrt{R \cdot \Delta h}$ (1.3)

Pentru unghiuri mai mici de 6° , ceea ce corespunde în general cazului laminării produselor plate la rece se poate admite:

$$\sin \frac{\alpha}{2} \approx \frac{\alpha}{2} \quad \text{de unde rezultă} \quad \alpha = \sqrt{\frac{\Delta h}{R}} \quad (1.4)$$

în care unghiul α este exprimat în radiani

Lungimea arcului de contact se poate exprima și în funcție de valoarea unghiului de contact α (exprimat în grade sau radiani) prin relațiile:

$$l_c = R \cdot \sin \alpha \quad l_c = R \cdot \alpha^{\text{rad}} \quad (1.5)$$

În situația în care cilindrii cajei de laminare au diametre diferite vor apărea două valori ale unghiului de contact (pentru fiecare cilindru o altă valoare), egale cu:

$$\cos \alpha_1 = 1 - \frac{\Delta h_1}{D_1} \quad (1.6)$$

și respectiv:

$$\cos \alpha_2 = 1 - \frac{\Delta h_2}{D_2} \quad (1.7)$$

în care reducerea ce se realizează va fi: $\Delta h = \Delta h_1 + \Delta h_2$

Lungimea arcului de contact corespunzătoare celor doi cilindri se va calcula cu relația (1.3):

$$l_c = \sqrt{2R_1 \cdot \Delta h_1} = \sqrt{2R_2 \cdot \Delta h_2} \quad (1.8)$$

din care rezultă că:

$$\Delta h_1 = \frac{R_2}{R_1} \cdot \Delta h_2$$

sau

$$\Delta h_1 = \frac{R_2}{R_1} \cdot (\Delta h - \Delta h_1) = \frac{R_2}{R_1} \cdot \Delta h - \frac{R_2}{R_1} \cdot \Delta h_1$$

sau:

$$\Delta h_1 = \frac{R_2}{R_1 + R_2} \cdot \Delta h$$

înlocuind această ultimă expresie în relația (1.8) rezultă:

$$l_c = \sqrt{\frac{2R_1 R_2}{R_1 + R_2} \cdot \Delta h} \quad (1.9)$$

În cazul laminării la rece, ca urmare a apariției unor presiuni de laminare foarte mari, cilindri de lucru suferă o deformare elastică, care conduce la creșterea lungimii arcului de contact (fig.1.2) care va fi egal cu :

$$l_c = x_0 + x_1 \quad (1.10)$$

în care: x_0 se deduce din relația lui Hertz [2] pentru deformarea elastică a doi cilindri (cu razele R_1 și R_2) ce se află în contact sub acțiunea unei forțe

de comprimare $q = p_m \cdot b$, care este o forță pe unitatea de lungime a tăbliei cilindrului ($b = 1$).

În această situație mărimea x_0 cu care crește lungimea arcului de contact va fi:

$$x_0 = \sqrt{4q(c_1 + c_2) \frac{R_1 R_2}{R_1 + R_2}} \quad (1.11)$$

unde c_1 și c_2 sunt coeficienți ce caracterizează proprietățile elastice ale celor doi cilindri în contact, determinați cu formulele:

$$c_1 = \frac{1 - \mu_1^2}{\pi \cdot E_1}; \quad c_2 = \frac{1 - \mu_2^2}{\pi \cdot E_2}; \quad (1.12)$$

în care: μ_1 și μ_2 sunt coeficienții lui Poisson corespunzători materialelor celor doi cilindri cu modulele de elasticitate E_1 și E_2 .

În cazul laminării, unul din cilindri este tocmai cilindrul de lucru al laminorului, iar cel de al doilea reprezintă laminatul, pentru care raza va fi egală cu infinit ($R_2 = \infty$), iar deformarea elastică neglijabilă ($c_2 = 0$). În funcție de aceste accepțiuni, relația (1.11) devine:

$$x_0 = 8c_1 \cdot R_1 \cdot p_m = \frac{8(1 - \mu_1^2)}{\pi E_1} R_1 \cdot p_m \quad (1.13)$$

Pentru cilindri din oțel cu $E = 21,6 \cdot 10^4 \text{ MN/m}^2$ ($\sim 2,2 \cdot 10^4 \text{ kgf/mm}^2$) și $\mu = 0,3$ se obține:

$$x_0 = \frac{8(1 - 0,3^2)}{\pi \cdot 22 \cdot 10^4} R \cdot p_m \approx \frac{R \cdot p_m}{95000} \approx 1,053 \cdot R \cdot p_m \cdot 10^{-5} \text{ în m.} \quad (1.14)$$

iar pentru cilindrii din carburii metalice la care $E = 65,1 \cdot 10^4 \text{ MN/m}^2$ rezultă:

$$x_0 \approx \frac{R \cdot p_m}{287000} \approx 3,557 \cdot R \cdot p_m \cdot 10^{-6} \text{ în m.} \quad (1.14')$$

în care p_m este presiunea medie de laminare, în MN/m^2 .

În ceea ce privește mărimea x_1 , aceasta se poate assimila cu coarda AB , care se determină din asemănarea triunghiurilor ABE și ABF :

$$\frac{AB}{BF} = \frac{BE}{AF} \quad \text{sau} \quad \frac{x_1}{2R} = \frac{\frac{\Delta h}{2} + \Delta R}{x_1} \quad (1.15)$$

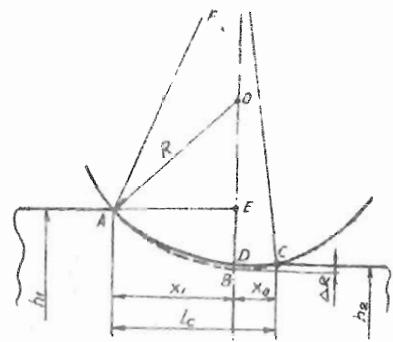


Fig.1.2. Lungimea arcului de contact în cazul deformării elastice a cilindrilor laminorului

Mărimea ΔR , care reprezintă deformarea elastică radială a cilindrului de laminare se determină din asemănarea triunghiurilor BCD și BCF (fig.1.2):

$$\frac{BD}{BC} = \frac{BC}{BF} \quad \text{sau} \quad \frac{\Delta R}{x_0} = \frac{x_0}{2R} \quad \text{de unde} \quad 2R \cdot \Delta R = x_0^2$$

În această situație relațiile (1.10) și (1.14) devin:

$$x_1 = \sqrt{R \cdot \Delta h + x_0^2} \quad (1.17)$$

$$l_c = x_0 + \sqrt{R \cdot \Delta h + x_0^2} = \frac{R \cdot p_m}{95000} + \sqrt{R \cdot \Delta h + \left(\frac{R \cdot p_m}{95000} \right)^2} \quad (1.18)$$

Înlocuindu-se în relația (1.18) valoarea presiunii în funcție de forță pe unitatea de lungime a arcului de contact ($p_m = P/l_c$) și explicitând lungimea arcului de contact, se va obține:

$$l_c - \frac{R \cdot p_m}{95000} = \sqrt{R \cdot \Delta h + \left(\frac{R \cdot p_m}{95000} \right)^2}$$

sau

$$\left[l_c - \frac{R \cdot p_m}{95000} \right]^2 = l_c^2 - 2 \cdot l_c \cdot \frac{R \cdot p_m}{95000} + \left[\frac{R \cdot p_m}{95000} \right]^2 = R \cdot \Delta h + \left(\frac{R \cdot p_m}{95000} \right)^2$$

sau

$$l_c^2 = R \cdot \Delta h + \frac{R \cdot P}{47500} = R \cdot \Delta h \left(1 + \frac{R \cdot P}{47500 \cdot \Delta h} \right)$$

de unde în final rezultă:

$$l_c = \sqrt{R \cdot \Delta h \left(1 + \frac{P}{47500 \cdot \Delta h} \right)} \quad \text{în m} \quad (1.19)$$

în care P este forța de laminare raportată la unitatea de lățime a laminatului, în MN/m.

Lungimea arcului de contact pentru cazul cilindrilor deformati elastic se poate calcula și cu relația [3]:

$$l_c = \sqrt{R' \cdot \Delta h}$$

în care: R' este raza cilindrului deformat elastic, a cărei valori se poate obține din relația (1.19):

Mărimea ΔR , care reprezintă deformația elastică radială a cilindrului de laminare se determină din asemănarea triunghiurilor BCD și BCF (fig.1.2):

$$\frac{BD}{BC} = \frac{BC}{BF} \quad \text{sau} \quad \frac{\Delta R}{x_0} = \frac{x_0}{2R} \quad \text{de unde} \quad 2R \cdot \Delta R = x_0^2$$

În această situație relațiile (1.10) și (1.14) devin:

$$x_1 = \sqrt{R \cdot \Delta h + x_0^2} \quad (1.17)$$

$$l_c = x_0 + \sqrt{R \cdot \Delta h + x_0^2} = \frac{R \cdot p_m}{95000} + \sqrt{R \cdot \Delta h + \left(\frac{R \cdot p_m}{95000} \right)^2} \quad (1.18)$$

Înlocuindu-se în relația (1.18) valoarea presiunii în funcție de forță pe unitatea de lungime a arcului de contact ($p_m = P/l_c$) și explicitând lungimea arcului de contact, se va obține:

$$l_c - \frac{R \cdot p_m}{95000} = \sqrt{R \cdot \Delta h + \left(\frac{R \cdot p_m}{95000} \right)^2}$$

sau

$$\left[l_c - \frac{R \cdot p_m}{95000} \right]^2 = l_c^2 - 2 \cdot l_c \cdot \frac{R \cdot p_m}{95000} + \left[\frac{R \cdot p_m}{95000} \right]^2 = R \cdot \Delta h + \left(\frac{R \cdot p_m}{95000} \right)^2$$

sau

$$l_c^2 = R \cdot \Delta h + \frac{R \cdot P}{47500} = R \cdot \Delta h \left(1 + \frac{R \cdot P}{47500 \cdot \Delta h} \right)$$

de unde în final rezultă:

$$l_c = \sqrt{R \cdot \Delta h \left(1 + \frac{P}{47500 \cdot \Delta h} \right)} \quad \text{în m} \quad (1.19)$$

în care P este forța de laminare raportată la unitatea de lățime a laminatului, în MN/m.

Lungimea arcului de contact pentru cazul cilindrilor deformați elastic se poate calcula și cu relația [3]:

$$l_c = \sqrt{R' \cdot \Delta h}$$

în care: R' este raza cilindrului deformat elastic, a cărei valori se poate obține din relația (1.19):

$$R' = R \left[1 + \frac{16(1-\mu)P_m}{\pi \cdot \Delta h \cdot E} \right] = R \left(1 + \frac{P}{47500 \cdot \Delta h} \right) \quad (1.20)$$

Dacă se ține cont și de deformarea elastică a laminatului, care în cazul laminării la rece are o valoare ce nu poate fi neglijată, lungimea arcului de contact va fi (fig.1.3):

$$l_c = x_1 + x_0 = (AA_1 + \sqrt{R \cdot \Delta h}) + (F_1 B_1 + \bar{B}B_1) \quad (1.21)$$

în care segmentele AA_1 și F_1B reprezintă creșterea lungimii arcului de contact datorită deformării elastice a cilindrului, iar segmentul $\bar{B}B_1$, reprezintă creșterea lungimii arcului de contact datorită deformării elastice a benzii laminate.

Componentele proiecției orizontale a lungimii arcului de contact ABB_1 se pot obține din triunghiurile ADO și F_2B_1O astfel:

$$x_1 = \sqrt{R^2 - (R - FD)^2};$$

$$x_0 = \sqrt{R^2 - (R - FF_2)^2} \quad (1.22)$$

în care: $FD = \frac{\Delta h}{2} + \Delta_c + \Delta_b$;

$$FF_2 = \Delta_c + \Delta_b \quad (1.23)$$

Introducând în relațiile (1.22) expresiile segmentelor FD și FF_2 date prin formulele (1.23) și neglijând valorile $(FD)^2$ și $(FF_2)^2$ care sunt neînsemnate în comparație cu mărimea razei cilindrului, rezultă:

$$l_c \approx \sqrt{2R\left(\frac{\Delta h}{2} + \Delta_c + \Delta_b\right)} + \sqrt{2R(\Delta_c + \Delta_b)} \quad (1.24)$$

relație, care se poate exprima și sub forma:

$$l_c = \sqrt{R \cdot \Delta h + x_0^2} + x_0 \quad (1.25)$$

în care:

$$x_0 = \sqrt{2R(\Delta_c + \Delta_b)} \quad (1.26)$$

Δ_c , Δ_b – valorile absolute ale deformărilor elastice a cilindrilor și respectiv a benzii laminate.

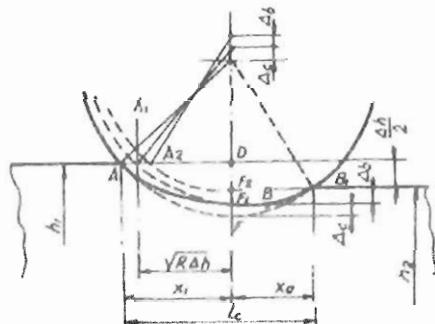


Fig.1.3. Lungimea arcului de contact în cazul deformării elastice atât a cilindrilor laminorului cât și a laminatului

Aceste deformații elastice se pot determina pe baza teoriei elasticității aplicată în cazul a doi cilindri comprimați unul asupra celuilalt, cu ajutorul relațiilor [2]:

$$\Delta_c \approx 2q \frac{1-\mu_1^2}{\pi \cdot E_1}; \quad \Delta_b \approx 2q \frac{1-\mu_2^2}{\pi \cdot E_2} \quad (1.27)$$

în care: q este forța de comprimare raportată la unitatea de lățime a suprafeței de contact:

$$q = 2 \cdot x_0 \cdot p_m;$$

μ_1, μ_2 – coeficientul lui Poisson pentru materialele cilindrilor și respectiv a benzii laminate, materiale care sunt caracterizate prin modulele de elasticitate E_1 și E_2 .

Înlocuindu-se relațiile (1.27) în expresia (1.26) se obține:

$$x_0 \approx 8p_m \cdot R \left(\frac{1-\mu_1^2}{\pi \cdot E_1} + \frac{1-\mu_2^2}{\pi \cdot E_2} \right) \quad (1.28)$$

Pe baza acestei expresii, introdusă în formula (1.25) se poate calcula lungimea arcului de contact pentru situația când se ține cont atât de deformația elastică a cilindrilor de lucru ai cajei de laminare cât și de deformația elastică a benzii laminate la rece.

Dacă se neglijază deformația elastică a benzii laminate (în cazul când grosimea benzii este mult mai mică decât raza cilindrilor), rezultă: $E_2 = \infty$, iar relația (1.28) devine identică cu formula (1.13).

Pentru caracterizarea zonei de deformare, se folosește frecvent și un coefficient de formă a acesteia, care reprezintă raportul dintre lungimea arcului de contact și înălțimea medie a laminatului:

$$\frac{l_c}{h_m} = \frac{\sqrt{R \cdot \Delta h}}{\frac{h_0 + h_1}{2}} \approx \frac{\sqrt{R \cdot \Delta h}}{\sqrt{h_0 \cdot h_1}} \approx \frac{\ln \frac{h_0}{h_1}}{\alpha} \quad (1.29)$$

Forma zonei de deformare în plan poate fi caracterizată și prin raportul dintre lățimea medie a laminatului și lungimea arcului de contact (b_m / l_c).

Geometria zonei de deformare, este caracterizată și de dimensiunile laminatului înainte (h_1, B_1, L_1) și după deformare (h_2, B_2, L_2), de care depind și mărimile ce caracterizează deformarea prin laminare, prezentate în tabelul 1.1.

Valori recomandate pentru reducerea medie și pentru coeficienții medii de alungire la diferite laminoare și pentru diferite sisteme de calibrare sunt date în tabelul 1.2 și 1.3.

Tabelul 1.1

Mărimile ce caracterizează deformarea prin laminare longitudinală

Mărimi	Reducere	Lățire	Alungire
Absolute	$\Delta h = H - h$	$\Delta b = B_2 - B_1$	$\Delta L = L_2 - L_1$
Relative	$\varepsilon = \frac{\Delta h}{H} = 1 - \frac{1}{\mu}$ $\mu = \frac{H}{h} = \frac{1}{1-\varepsilon} = \beta \cdot \lambda$ $\ln \frac{H}{h} = \ln \frac{B_2}{B_1} + \ln \frac{L_2}{L_1}$	$a = \frac{\Delta b}{\Delta h}$ $\beta = \frac{B_2}{B_1} = \frac{\mu}{\lambda}$ $\ln \frac{B_2}{B_1}$	$\lambda = \frac{L_2}{L_1} = \frac{S_1}{S_2} = \frac{\mu}{\beta}$ $\ln \frac{L_2}{L_1}$

Tabelul 1.2

Valori recomandate pentru reducerile pe treceri la laminarea produselor plate din oțel carbon

Tipul laminorului	Tipul trecerilor	ε_i %
De table groase	Caje degrosisoare - treceri de refuzare - treceri transversale - treceri longitudinale	1,5...6 20...10 30...15
	Caje finisoare - treceri longitudinale	50...10
De table subțiri (din platine)	Treceri degrosisoare	40...20
	Treceri intermediare	35...15
	Treceri finisoare	30...10
De benzi la cald	Trenul degrosisor - desfunderizare verticală ($\varepsilon_{tot} = 70...90\%$) - desfunderizare orizontală - treceri pe caje cuarto - D ₁ - D ₅ - treceri pe caje verticale	1,5...3 5...20 15...30 35...50 2...3
	Trenul finisor - desfunderizare orizontală - treceri longitudinale - F ₁ - F ₇	5...10 40...50 5...15
	Laminor cu 5 caje - ε_{tot}	40...90
	- ε_{med}	15...30

În cazul laminatelor cu înălțime variabilă pe lățime, cum este cazul în general al profilelor, pentru calculul coeficienților de reducere se vor folosi valori medii, ale înălțimii acestora, determinate ca înălțimea unui dreptunghi de secțiune și lățime egală cu cea a laminatului ($h_m = S / B$).

Tabelul 1.3

**Valori recomandate pentru coeficientul de alungire
la laminarea în calibre**

Tipul laminorului	Tipul calibrelor	λ_{med}
Degrosisor	Calibre (cutie dreptuhghi-pătrat) Calibre prefinisoare și finisoare romb-pătrat	1,35...1,45 1,25...1,30
De profile grele	Calibre degrosoare cutie	1,35...1,45
	Calibre pregăitoare rombice și ovale	1,40...1,50
	Calibre pregăitoare pătrate și rotunde	1,25...1,30
	Calibre prefinisoare rombice și ovale	1,30...1,35
	Calibre finisoare pătrate și rotunde	1,15...1,20
De profile mijlocii	Calibre degrosoare cutie	1,35...1,45
	Calibre pregăitoare cutie și rombice	1,30...1,35
	Calibre prefinisoare rombice și ovale	1,25...1,30
	Calibre finisoare	1,15...1,20
De profile ușoare și sârmă	Calibre degrosoare cutie	1,35...1,50
	Calibre pregăitoare ovale	1,35...1,40
	Calibre prefinisoare ovale	1,25...1,30
	Calibre finisoare	1,15...1,20

Astfel pentru principalele forme ale secțiunilor transversale întâlnite la laminarea profilelor simple, relațiile de calcul a reducerii absolute și relative sunt următoarele [4]:

$$\Delta h_{med} = (h_{lam})_{med} - (h_{calibr})_{med} = \frac{S_{lam}}{B_{lam}} - \frac{S_{calibr}}{B_{calibr}} \quad (1.30)$$

$$\varepsilon_{med} = \Delta h_{med} / (h_{lam})_{med}$$

= pentru laminarea profilului pătrat în romb și a rombului în pătrat:

$$\Delta h_{med} = (0,55...0,6)(h_{lam} - h_{calibr}) \quad (1.31)$$

$$\varepsilon_{med} = \Delta h_{med} / (0,55...0,6)h_{lam}$$

= pentru laminarea profilului pătrat în:

– oval eliptic: $\Delta h_{med} = h_{lam} - 0,67 \cdot h_{calibr}$ (1.32)

– oval aplatisat: $\Delta h_{med} = h_{lam} - 0,7 \cdot h_{calibr}$ (1.33)

$$\varepsilon_{med} = \Delta h_{med} / h_{lam}$$

= pentru laminarea profilului oval în.

$$- \text{pătrat: } \Delta h_{med} = (0,65-0,7)h_{lam} - 0,55 \cdot 0,6 \cdot h_{calibr} \quad (1.34)$$

$$- \text{oval: } \Delta h_{med} = (0,65-0,7)h_{lam} - (0,65-0,7) \cdot h_{calibr} \quad (1.35)$$

$$- \text{rotund: } \Delta h_{med} = (0,65-0,7)h_{lam} - 0,9 \cdot h_{calibr} \quad (1.36)$$

$$\epsilon_{med} = \Delta h_{med} / (0,65 \dots 0,7)h_{lam}$$

Un alt parametru important, caracteristic zonei de deformare, în special în cazul laminației la rece a benzilor, este grosimea minimă de bandă ce poate fi laminată pe o cajă dată, numai ca urmare a deformației elastice a subansamblurilor cajei. Astfel dacă se admite o bandă absolut rigidă între doi cilindrii elasticii, lungimea de contact între cilindri și laminat va fi [5]:

$$l_c^2 = 16 \frac{1-\mu}{\pi \cdot E} \frac{P}{B} R \quad (1.37)$$

Dacă valoarea forței pe unitatea de lățime a laminatului (P/B) se exprimă prin $P/B = p_{med} l_c$ rezultă:

$$l_c = 16 \frac{1-\mu}{\pi \cdot E} p_{med} R \quad (1.38)$$

Pentru modelul prezentat mai sus, presiunea medie conform relației lui Stone [6] este:

$$p_{med} = \frac{e^{m_c} - 1}{m_c} (k_{med} - \sigma) \quad (1.39)$$

În care: m_c este un parametru calculat cu relația:

$$m_c = f l_c / h_{med};$$

k_{med} – rezistența la deformare a materialului în condițiile specifice procesului de deformare;

σ – tensiunea de tracțiune aplicată laminatului în direcție longitudinală.

În relația (1.38), în care s-a introdus valoarea presiunii medii dată prin expresia (1.39), se înlocuiește $l_c = m_c h_{med} / f$ și se explicitează relația în funcție de h , obținându-se:

$$h_{med} = \frac{16(1-\mu^2)}{\pi \cdot E} f \cdot R \frac{e^{m_c} - 1}{m_c^2} (k_{med} - \sigma) \quad (1.40)$$

Dacă se admite că $m_c = m_{c\ min} = f \cdot l_c / h_{min}$ relația (1.40) devine:

$$h_{min} = \frac{16(1-\mu^2)}{\pi \cdot E} f \cdot R \frac{e^{m_{c\ min}} - 1}{m_{c\ min}^2} (k_{med} - \sigma) \quad (1.41)$$

In ceea ce privește valoarea parametrului $m_{c\ min}$ s-a demonstrat că în condițiile cerute pentru determinarea grosimii minime, $m_{c\ min}$ este o constantă cu valoarea de 1,594. Introducându-se această valoare în relația (1.41) se obține relația dată de Stone pentru determinarea grosimii minime, posibilă de laminat pe o cajă dată [7, 8]:

$$h_{min} = 7,84 \frac{(1-\mu^2)}{E} f \cdot R \cdot (k_{med} - \sigma) \quad (1.42)$$

Dacă se admite pentru cazul cilindrilor din oțel, $E = 21,6 \cdot 10^4$ MN/m² ($\sim 2,2 \cdot 10^3$ kgf/mm²) și $\mu = 0,3$, ecuația (1.42) ia forma:

$$h_{min} = 3,3 \cdot 10^{-3} \cdot f \cdot R \cdot (k_{med} - \sigma), \text{ în m} \quad (1.42)$$

Relații similare s-au obținut și de alți cercetători în domeniu, diferențele constând doar în valoarea obținută pentru constanta din relația (1.42), care variază între $1,12 \cdot 10^{-3}$ la determinările lui Roberts [9] și $5,6 \cdot 10^{-3}$ la determinările lui Troost [10].

Capitolul 2.

FRECAREA LA LAMINARE

2.1. Noțiuni generale

Forțele de frecare ce apar între laminat și cilindrii de lucru ai cajei de laminare, au o deosebită influență asupra desfășurării procesului de deformare, în sensul că de valoarea forțelor de frecare și respectiv de coeficientul de frecare depind în primul rând condițiile de prindere a laminatului între cilindrii și valoarea reducerii maxime ce poate fi aplicată la o cajă de laminare dată. De asemenea condițiile de frecare influențează direct valoarea lățirii, avansului și presiunii de laminare. În același timp frecarea este și principala cauză a neuniformității deformației, uzurii cilindrilor de laminare și respectiv a înrăutățirii calității suprafețelor produselor laminate.

Cu excepția procesului de prindere a laminatului între cilindrii, unde frecarea are un rol determinant și pozitiv în același timp, la toți ceilalți parametrii influențați de frecare, aceasta are un rol negativ și din această cauză tendința generală este de a se reduce cât mai mult valoarea forțelor de frecare. Astfel prin creșterea forțelor de frecare se amplifică neuniformitatea deformației, care la rândul ei conduce la o structură și respectiv la proprietăți neuniforme în materialul deformat, crescând în același timp forțele, puterea și energia necesară laminării.

În cazul laminării la rece efectul negativ al forțelor de frecare este și mai accentuat în sensul că prin mărirea forțelor de laminare va crește și deformația elastică a cilindrilor de lucru, ceea ce conduce la obținerea de benzi cu variații mari ale grosimii pe lățime și chiar la imposibilitatea laminării sub o anumită grosime a benzii. Acesta este unul din motivele pentru care la laminarea la rece se practică ungerea tehnologică a zonei de deformare.

La deformarea plastică prin laminare a materialelor metalice, pe suprafețele de contact dintre laminatul supus deformării și cilindrii de laminare apare de obicei frecare de alunecare, care este însă mult deosebită de frecarea de alunecare ce apare la organele de mașini, în special prin următoarele [11]:

- forțele normale sub care apar forțele de frecare sunt generate de presiuni de 10...50 de ori mai mari în cazul laminării decât în cazul organelor de mașini;
- temperatura la care apar forțele de frecare la laminarea la cald este mult mai mare, decât la organelor de mașini, atingând în general, de exemplu în cazul oțelurilor, valori cuprinse între 800...1250°C, temperaturi care influențează negativ starea suprafețelor în contact pe care iau naștere forțele de frecare;
- suprafața de contact pe care acționează forțele de frecare la organele de mașini este practic constantă, iar deplasarea particolelor de material este

aceeași în toate punctele suprafeței, pe când la laminare, suprafața de contact poate varia în timpul procesului de deformare, iar deplasarea particolelor de material este diferită pe suprafața de contact, în concordanță cu legea minimei rezistențe;

- valoarea coeficientului de frecare în cazul laminării nu se menține constantă pe lungimea suprafeței de contact, ca urmare a variației vitezei de alunecare, a presiunii de laminare și altor factori de care depinde frecarea.

In general la laminarea la cald se admite că apare frecarea uscată caracterizată de faptul că pe suprafețele de contact se găsesc oxizi ai materialului laminat, și nu există substanțe lubrifiante. Acest tip de frecare se bazează pe teoria mecanică a frecării, la care forța de frecare după cum a precizat încă din anul 1699 S. Amontons, depinde de presiunea normală și este independentă de mărimea suprafeței de contact. În 1781 B.C.A. Coulomb dă prima relație ce definește forța de frecare, sub forma:

$$T = f \cdot N \quad \text{respectiv} \quad \tau = f \sigma \quad (2.1)$$

în care: τ este forța specifică de frecare, iar σ tensiunea normală pe suprafața de contact.

Această relație, este cunoscută ca legea Coulomb - Amontons.

Neajunsul acestei teorii constă în faptul că proeminențele și adânciturile suprafețelor de contact sunt admise ca fiind absolut dure și ideal elastice [11].

Din cele prezentate în lucrarea [11] rezultă că în timpul deformării valoarea unei tensiuni tangențiale nu poate fi mai mare decât $\beta \sigma_c / 2$. Deci forța specifică de frecare, la laminarea la cald, care este tot o tensiune tangențială, nu va putea depăși nici ea valoarea $\beta \sigma_c / 2$.

Când $\tau = \beta \sigma_c / 2$, rezultă că alunecarea dintre laminat și cilindrii laminorului este similară alunecării interne din semifabricatul deformat. Crescând în continuare tensiunea normală, alunecarea dintre laminat și cilindri încețează și apare fenomenul de aderență. În această situație forța specifică de frecare rămâne constantă. Deci pentru momentul când alunecarea dintre laminat și cilindrii încețează, rezultă:

$$f_{\max} \sigma_1 = \beta \sigma_c / 2 \quad \text{sau} \quad f_{\max} = \beta \sigma_c / 2 \sigma_1 \quad (2.3)$$

Înlocuind termenul $\beta \sigma_c$ cu diferența dintre tensiunile principale maximă și minimă σ_1 și σ_3 (conform ecuației simplificate a plasticității) rezultă:

$$f_{\max} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2 \sigma_1} = \frac{1}{2} - \frac{\sigma_3}{2 \sigma_1} \quad (2.4)$$

Considerându-se cazul schemei de tensiune S_1 (comprimare triaxială) caracteristică laminării fără tracțiune, la care $\sigma_1 > \sigma_3$, din relația (2.4) rezultă:

$$f_{\max} \leq 0,5 \quad (2.4')$$

Experimental s-au obținut valori ale coeficientului de frecare mai mari de cît 0,5 și pentru cazul laminării, ca urmare a faptului că forța specifică de frecare crește mai rapid decât presiunea de laminare, care în calcule se ia ca o valoare medie pe lungimea zonei de deformare.

Pentru cazul laminării la rece, care se efectuează în marea majoritate a cazurilor cu ungere tehnologică, frecarea se admite de tip lichid, la care pe suprafețele de contact se află numai un strat de lubrifiant, care izolează complet contactul dintre laminat și suprafețele cilindrilor de laminare sau frecare în film de lubrifiant, când pe suprafețele de contact dintre laminat și cilindrii se află o peliculă foarte subțire de lubrifiant lichid, cu grosime de ordinul diametrului moleculelor acestuia, în care nu apar proprietățile de volum specifice lubrifiantului. Acest tip de frecare se bazează pe teoria lui I. Newton [11] care în 1720 dă legea frecării lichide, care precizează că forța de frecare (T) este direct proporțională cu vâscozitatea materialului de ungere (η), suprafața de contact (F) și viteza de alunecare (v) dintre laminat și cilindri și invers proporțională cu grosimea peliculei de lubrifiant (h):

$$T = \eta \frac{v}{h} F, \quad \text{respectiv} \quad \tau = \eta \frac{v}{h}, \quad (2.5)$$

2.2. Factorii ce influențează frecarea uscată la laminare

Principalii factori care influențează valoarea coeficientului de frecare la laminarea cu frecare uscată sunt următorii:

= *compoziția chimică a materialului metalic laminat.*

Această influență a fost studiată de mulți cercetători, fără însă a se putea obține o concluzie universal valabilă. Totuși din unele din cercetările întreprinse se desprind următoarele :

- la laminarea la rece cu o reducere de 40%, valorile coeficientului de frecare se micșorează în funcție de tipul materialului metalic, în următoarea ordine: aluminiu $f = 0,188$, cupru $f = 0,15$, oțel $f = 0,14$ [12];

- creșterea conținutului de carbon în oțel conduce, în cazul laminării la cald, la reducerea valorii coeficientului de frecare ca urmare a schimbării structurii oxizilor și a creșterii presiunii de laminare, cît și a micșorării forțelor intermoleculare ce există între straturile de suprafață ale oțelului laminat. Micșorarea coeficientului de frecare este

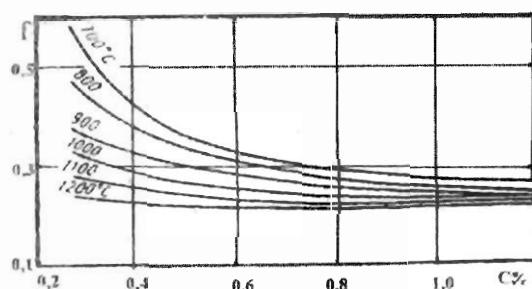


Fig.2.1. Variația coeficientului de frecare în funcție de % C din oțel și temperatura de laminare

cu atât mai intensă, cu (fig.2.1) cât și temperatura de laminare va fi mai redusă. [15];

– determinându-se coeficientul de frecare la laminarea la cald a unor mărci diferite de oțel aliat a reieșit că cele mai mari valori ale coeficientului de frecare s-au obținut la oțelul al cărui strat de oxizi conținea o cantitate mai mare de oxizi de Cr, Ni și Mn. Cu toate acestea, coeficienții de frecare obținuți la oțelurile cu Cr aveau valori relativ mai mici decât pentru cazul altor oțeluri, ca urmare a rezistenței la deformare mai ridicate a acestora. În cazul oțelurilor aliate cu crom, acest element produce micșorarea coeficientului de frecare atât la temperaturi ridicate cât și la temperaturi joase ale laminării la cald, față de valoarea obținută la laminarea în aceleași condiții a oțelului carbon [14] ;

– în cazul oțelurilor aliate cu mangan, acest element produce creșterea coeficientului de frecare la laminarea la cald, față de valoarea obținută la laminarea în aceleași condiții a oțelului carbon [14] ;

– în cazul oțelurilor înalt și complex aliate coeficientul de frecare la laminarea la cald, față de valoarea obținută la laminarea în aceleași condiții a oțelului carbon este mai mare la temperaturi ridicate și mai mic la temperaturi joase [14] ;

= *starea suprafeții materialului metalic laminat.* Această influență este mai pregnantă în cazul laminării la cald, ca urmare a prezenței stratului de oxizi pe suprafața laminatului. Stratul de oxizi de pe materialele metalice și proprietățile sale depinzând și de temperatura la care se găsește semifabricatul în timpul laminării, se va analiza mai jos la influența temperaturii de laminare;

= *influența compoziției chimice a materialului cilindrilor* de laminare asupra coeficientului de frecare este legată în special de variația pe care o dă compoziția chimică a oțelului sau fontei, din care sunt realizati cilindrii laminorului, proprietăților mecanice ale acestora. Astfel, cu cât compoziția chimică a materialului cilindrilor asigură o duritate mai ridicată a suprafețelor active ale acestora, cu atât coeficienții de frecare pe aceste suprafețe vor fi mai mici. De exemplu la același grad de prelucrare a suprafețelor tăbliei cilindrilor de laminare, coeficienții de frecare la laminarea pe cilindrii din fontă, care au durată superficială mai mare, sunt cu circa 15...20 % mai mici decât cei obținuți la laminarea pe cilindrii din oțel. În același timp pe cilindrii din fontă aderența oțelului laminat este mult mai mică decât pe cilindrii din oțel, fenomen, care conduce de asemenea la reducerea valorii coeficientului de frecare pe cilindrii din fontă [15].

La laminarea la cald a aluminiului se produc relativ ușor aderențe de material pe suprafața cilindrilor. Astfel de exemplu la laminarea pe cilindrii bine șlefuiți, coeficienții de frecare au valori cuprinse între 0,227...0,272 , în timp ce laminarea pe aceiași cilindrii dar cu aderențe de aluminiu pe suprafața lor, coeficienții de frecare cresc la 0,535..0,558 [14].

= *starea suprafeții cilindrilor de laminare*. Acest factor influențează foarte puternic valoarea coeficientului de frecare, care poate varia în funcție de gradul de prelucrare al suprafeței active a cilindrilor într-un interval cuprins între 0,05...0,7 [16].

Astfel, cu cât gradul de prelucrare al suprafețelor cilindrilor de lucru este mai avansat, respectiv înălțimea asperităților și distanța dintre ele sunt mai mici, cu atât coeficientul și forța specifică de frecare au valori mai reduse.

Prin prelucrarea mecanică a suprafețelor cilindrilor de laminare, asperitățile acestora vor avea o anumită direcție pe toată suprafața în funcție de procedeul de prelucrare prin așchieră folosit și ca atare condițiile de frecare vor fi diferite, depinzând și de direcția de prelucrare. Astfel, cilindri de laminare prin strunjire sau rectificare, obțin pe toată suprafața tăbliei rizuri elicoidale (aproximativ perpendiculare pe axa cilindrilor), care vor asigura în cazul laminării la rece, valori ale coeficienților de frecare transversali (perpendicular pe rizuri) cu 20-50% mai mari decât cele ale coeficienților de frecare longitudinali (în sensul rizurilor). Această anizotropie a condițiilor de frecare este cu atât mai mare, cu cât gradul de prelucrare al suprafeței cilindrilor este mai puțin avansat [17].

În cazul laminării la cald, anizotropia condițiilor de frecare de asemenea se reduce ca urmare a oxidării din ce în ce mai pronunțată suprafețelor cilindrilor odată cu creșterea temperaturii de laminare, stratul de oxid ce se formează ne mai putând să reproducă fidel gradul de prelucrare ai suprafețelor cilindrilor;

= *temperatura de laminare* influențează valoarea coeficientului de frecare de pe suprafața de contact dintre laminat și cilindri prin intermediul variației pe care o dă temperatura compoziției și proprietăților stratului de oxizi ce se formează pe suprafața laminatului. Din cercetările efectuate [11] privind dependența dintr-un coeficientul de frecare și temperatura semifabricatului în timpul laminării s-a constatat că valoarea coeficientului de frecare crește pe măsură ce temperatura este mai mare, iar după atingerea unui maxim coeficientul de frecare se micșorează prin creșterea în continuare a temperaturii (fig.2.2). Acest mod de variație a fost explicat pentru cazul laminatelor din oțel astfel: creșterea temperaturii până la valori în jurul a 700-800°C conduce la creșterea coeficientului de frecare ca urmare a apariției oxizilor primari pe suprafața laminatului, oxizi duri și cu proprietăți abrazive. Creșterea temperaturii peste valorile de 700-800°C producând apariția oxizilor secundari mai moi și din ce în ce mai plastici pe măsură ce temperatura se mărește, având chiar rol de lubrifiere, produce micșorarea coeficientului de frecare. Acest caracter al variației coeficientului de frecare în funcție de temperatură este explicat de I.M.Pavlov [15] ca o influență a doi factori diametral opuși, respectiv presiunea medie de laminare și starea oxizilor de pe suprafața laminatului.

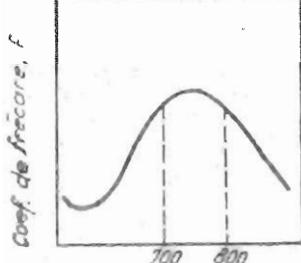


Fig. 2.2. Alura curbei de variație a coeficientului de frecare în funcție de temperatura laminatului

Fig. 2.2. Alura curbei de variație a coeficientului de frecare în funcție de temperatura laminatului

Cresterea temperaturii produce reducerea presiunii de laminare și implicit coeficientul de frecare crește, iar stratul de oxizi devenind din ce în ce mai plastic, coeficientul de frecare scade. La temperaturi scăzute primul factor este cel principal, iar la temperaturi ridicate cel de al doilea factor este cu influență mai mare.

In funcție de intervalul de temperatură în care are loc creșterea și respectiv micșorarea valorilor coeficienților de frecare se poate admite, atât pentru oțel cât și pentru metale și aliaje neferoase în general, că la laminarea la cald creșterea temperaturii conduce la micșorarea valorii coeficientului de frecare, iar la laminarea la rece creșterea temperaturii conduce la mărirea valorii coeficientului de frecare.

De asemenea s-a constatat că lipsa completă a peliculei de oxizi conduce la creșterea mai accentuată a coeficientului de frecare ca urmare a apariției mai ușoare a fenomenului de aderență a materialului laminat pe cilindrii [18].

= **influența vitezei de laminare** că și a vitezei relative de alunecare, care apare între laminat și cilindrii în timpul procesului de laminare, asupra valorii coeficientului de frecare, s-a constatat că pe măsură ce viteza de laminare (și legată de aceasta viteza de alunecare) crește, valoarea coeficientului de frecare scade. Astfel pentru cazul concret al laminării (atât la cald, cât și la rece) s-a constatat că mărirea vitezei de laminare conduce la scăderea continuă a valorii coeficientului de frecare. Astfel în cazul laminării la cald pentru intervalul de viteze cuprins între 2-3 m/sec (fig. 2.3) se constată o scădere bruscă a valorii coeficientului de frecare de circa 2 ori [11]. Micșorarea valorii coeficientului de frecare pe măsură ce viteza de laminare crește, se explică prin faptul că se reduce durata contactului pe una și aceeași suprafață dintre laminat și cilindri și astfel forțele de interacțiune moleculară a celor două corpuri în contact sunt mai puțin importante.

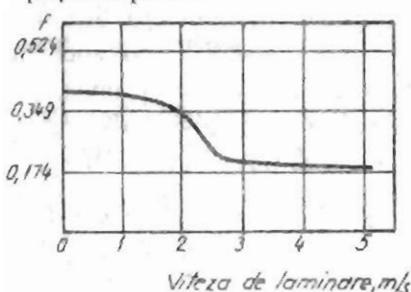


Fig. 2.3. Variația coeficientului de frecare în funcție de viteza de laminare

În urma unor cercetări [19] s-a constatat că dependența $f = \phi(v)$ prezintă un maxim în zona de început a curbei, ca rezultat al proprietăților elasto-vâscoase ale straturilor de contact ale corpurilor. În această situație, poziția maximului depinde și de valoarea presiunii normale. Astfel, la presiuni mici, maximul apare în domeniul vitezelor mari, iar la presiuni mari, apare în domeniul vitezelor mici.

Dintre toate procedeele de deformare plastică, la laminare fenomenul de alunecare

între laminat și cilindrii este cel mai intens. S-a constatat astfel că la intrarea laminatului între cilindri, viteza acestuia este mai mică ca a cilindrilor de laminare, iar la ieșirea laminatului dintre cilindri, viteza cilindrilor este mai mică ca a laminatului. Acest fenomen are ca efect o alunecare continuă și pe toată lungimea zonei de deformare dintre laminat ei cilindri.

Viteza relativă de alunecare la laminare se exprimă prin relația dată de T.M.Golubev și M.A.Zaicov [11]:

$$v_{a-med} = \frac{v_c}{3} \left(\frac{\Delta h}{h} - \frac{\alpha^2}{2} \right) \quad (2.6)$$

în care: v_c este viteza periferică a cilindrilor;

α - unghiul de prindere calculat cu relația: $\alpha = \sqrt{\frac{\Delta h}{R}}$;

R - raza de lucru a cilindrilor de laminare;

Δh - reducerea absolută;

h - grosimea laminatului după deformare.

La laminarea la rece, unde α este foarte mic, iar $\lambda = \mu$ (laminare fără lățire) relația (2.1) devine:

$$v_{a-med} = \frac{v_c}{3} (\lambda - 1) \quad (2.7)$$

Din cercetările efectuate s-a constatat că variația coeficientului de frecare în funcție de viteza relativă de alunecare prezintă un maxim (fig.2.4) plasat în jurul valorilor vitezei de alunecare 0,2 - 0,4 m/s, care corespunde unei viteze de laminare de 0,5 - 1,5 m/s. Având în vedere însă că în condiții industriale vitezele acestui proces de deformare sunt mai mari decât cele corespunzătoare maximului diagramei prezentate în figura 2.3, reiese că pe măsură ce viteza relativă de alunecare crește, coeficientul de frecare se micșorează;

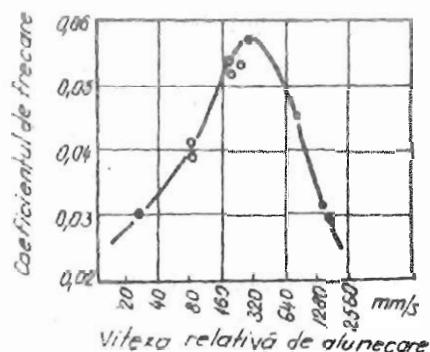


Fig.2.4. Variația coeficientului de frecare în funcție de viteza relativă de alunecare

- presiunea pe suprafața de contact, care în cazul frecării de la organele de mașini conduce la creșterea coeficientului de frecare, la procesele de laminare produce micșorarea valorii coeficientului de frecare. Această depență se explică prin faptul că pe măsură ce presiunea de laminare crește, se mărește și numărul zonelor de aderență între suprafața cilindrilor și cea a laminatului, aflate în contact, iar valoarea forței specifice de frecare va rămâne constantă sau va crește, însă mai puțin intens, ca presiunea de laminare.

Din relația (2.1) se observă că pentru o valoare practic constantă a forței specifice de frecare, creșterea tensiunii normale atrage după sine micșorarea

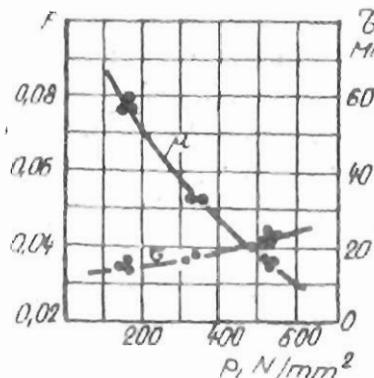


Fig.2.5. Variația valorii coeficientului (f) și a forței specifice (τ) de frecare în funcție de presiunea la laminarea la rece a oțelului

valorilor coeficientului de frecare pe măsură ce presiunea crește.

Creșterea presiunii de deformare este legată și de mărirea gradului de deformare și astfel studierea influenței reducerii asupra condițiilor de frecare independent de variația presiunii de laminare este foarte dificilă de efectuat.

Se cunoaște totuși că prin creșterea gradului de deformare, suprafața efectivă de contact se mărește, iar coeficientul de frecare poate să crească. Acest mod de variație a fost determinat și prin cercetări experimentale de laminare la rece [6].

În unele cazuri, pentru grade mici de reducere se observă și micșorarea coeficientului de frecare pe măsură ce gradul de reducere crește. Aceasta se explică prin faptul că micșorarea coeficientului de frecare prin creșterea presiunii este mai intensă decât mărirea coeficientului de frecare prin creșterea gradului de deformare. De asemenea, în cazul gradelor mici de reducere o influență importantă la mărirea coeficientului de frecare o are și gradul de prelucrare al suprafeței cilindrilor de laminare.

2.3. Factorii ce influențează frecarea lichidă la laminare

În ultimul timp se folosesc tot mai frecvent, pentru micșorarea valorii coeficientului de frecare de pe suprafețele de contact dintre laminat și cilindrii atât la cald, cât și la rece, diferite unsori tehnologice! Acestea formează un strat intermediar între laminat și cilindrii, creând astfel condițiile frecării lichide, seinilichide sau în film de ulei.

Pentru ca unsoarea tehnologică, în condițiile specifice ale zonei de deformare să-și îndeplinească rolul său de lubrifiant, trebuie asigurați cei puțin doi parametrii, ce pot caracteriza o unsoare tehnologică, respectiv activitatea (capacitatea lubrefiantului de a micșora valoarea coeficientului de frecare) și vâscozitatea acesteia. Activitatea unsorilor tehnologice depinde de cantitatea de acizi grași pe care acestea o conțin, și va fi cu atât mai mare, cu cât procentul de acizi grași din compoziția lubrefiantului este mai mare.

coeficientului de frecare. (fig.2.5).

Pentru valori ridicate ale presiunii de laminare se constată la unele materiale metalice o tendință de creștere a coeficientului de frecare, pe măsură ce presiunea se mărește, ca urmare a intensificării procesului de aderență.

S-a constatat de asemenea că și produsele de uzură de pe suprafața de contact pot influența variația coeficientului de frecare în funcție de presiune. Astfel, dacă produsele de uzură de pe suprafața de contact sunt îndepărtate, coeficienții de frecare în cazul frecării uscate, scad pe măsură ce presiunea se mărește. Neîndreptarea produselor de uzură, la aceleași materiale și în aceleași condiții de laminare, conduce la mărirea valorilor coeficientului de frecare pe măsură ce presiunea crește.

Creșterea presiunii de deformare este legată și de mărirea gradului de deformare și astfel studierea influenței reducerii asupra condițiilor de frecare independent de variația presiunii de laminare este foarte dificilă de efectuat.

Se cunoaște totuși că prin creșterea gradului de deformare, suprafața efectivă de contact se mărește, iar coeficientul de frecare poate să crească. Acest mod de variație a fost determinat și prin cercetări experimentale de laminare la rece [6].

În unele cazuri, pentru grade mici de reducere se observă și micșorarea coeficientului de frecare pe măsură ce gradul de reducere crește. Aceasta se explică prin faptul că micșorarea coeficientului de frecare prin creșterea presiunii este mai intensă decât mărirea coeficientului de frecare prin creșterea gradului de deformare. De asemenea, în cazul gradelor mici de reducere o influență importantă la mărirea coeficientului de frecare o are și gradul de prelucrare al suprafeței cilindrilor de laminare.

La rândul ei vâscozitatea unsorii tehnologice asigură rezistența acesteia la fenomenul de îndepărțare din zona de deformare sub acțiunea presiunilor ce apar în timpul laminării.

În cazul frecării lichide, forța necesară învingerii frecării interne din stratul de lubrifiant este dată de relația (2.5) dată de Newton.

Primele date experimentale privind determinarea coeficientului de frecare la laminarea la rece cu folosirea lubrefierii tehnologice sunt atribuite lui W.Lueg și A.Pomp și datează din anul 1935 [20].

Principalii factori care influențează valoarea coeficientului de frecare la laminarea cu frecare lichidă sunt următorii:

– *presiunea pe suprafața de contact* Din relația (2.5) rezultă că forța de frecare sau tensiunea de frecare nu depind de forță sau presiunea normală de laminare. Însă vâscozitatea unsorii tehnologice, care trebuie să fie cât mai mică pentru ca forța de frecare să fie de asemenea mică, depinde exponențial de valoarea presiunii de deformare, conform relației [11]:

$$\eta = \eta_0 \cdot a^p \quad (2.8)$$

în care: η_0 este vâscozitatea unsorii la presiunea atmosferică (daN/cm^2);

- a - constantă ce depinde de tipul de unsoare tehnologică folosită (pentru uleiuri minerale de exemplu $a = 1,002 \dots 1,004$, iar pentru uleiuri grase $a = 1,0010 \dots 1,0015$);
- p - presiunea de laminare

Deci și în cazul frecării lichide condițiile de frecare depind și de presiunea de laminare, însă în măsură mult mai mică. După cum se vede în figura 2.6, la laminarea la rece cu lubrefiere tehnologică, creșterea de circa 20 ori a presiunii de laminare produce o micșorare doar de 2-2,5 ori a coeficientului de frecare și ca urmare forța de frecare crește de circa 8-10 ori.

În același timp vâscozitatea unsorii tehnologice trebuie să fie mare pentru a asigura o rezistență cât mai ridicată a filmului de lubrifiant pe măsură ce presiunea de laminare crește.

Având în vedere că vâscozitatea unsorii tehnologice trebuie să aibă în același timp atât valori mici, pentru micșorarea coeficientului de frecare dar și valori mari, pentru ca pelicula de lubrifiant să aibă rezistență necesară, trebuie găsită pentru fiecare tip de unsoare o valoare optimă a vâscozității, în funcție de condițiile concrete în care

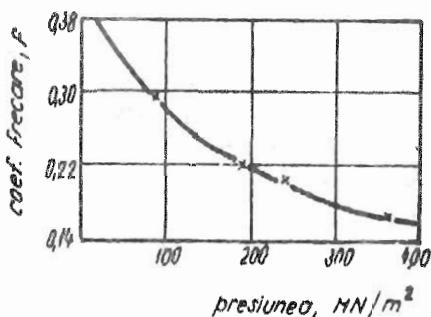


Fig.2.6. Variația coeficientului de frecare în funcție de presiune la laminarea la rece cu ungere a cuprului

are loc procesul de frecare.

Fiecare unsoare tehnologică este eficientă până la o anumită valoare a presiunii, peste care producându-se ruperea filmului de lubrifiant, coeficientul de frecare crește.

= *Influența vitezei de laminare* asupra valorii coeficientului de frecare la laminarea la rece cu lubrefiere este destul de bine cercetată și concluzia unanimă este că odată cu creșterea vitezei de laminare coeficientul de frecare se micșorează. Influența este mult mai pregnantă în cazul vitezelor de laminare relativ mici (sub 5 m/s), în timp ce la viteze ridicate de laminare influența este mult mai mică și diferă și de valoarea gradului de reducere aplicat.

Din cercetările efectuate de autor [21, 22] la laminarea la rece a oțelului carbon pentru ambutisare, folosind ca lubrifiant un ulei mineral, a reesit că laminându-se cu reduceri relativ mici ($\varepsilon < 20\ldots 25\%$), coeficientul de frecare se micșorează în intervalul de viteze 5...50 m/s, în timp ce la laminarea cu reduceri mai mari ($\varepsilon > 25\ldots 30\%$), coeficientul de frecare crește pentru același interval de viteze de laminare, dar în măsură foarte mică. Indiferent de regimul de reducere aplicat s-a constatat că o creștere a vitezei de laminare de circa 10 ori (fig.2.7), produce o variație a valorii coeficientului de frecare doar de circa 1,4 ori, ceea ce conduce la concluzia că la laminarea la rece, influența vitezei de laminare asupra coeficientului de frecare este relativ slabă.

În cazul laminării la rece micșorarea coeficientului de frecare este mai intensă în intervalul de viteze de până la 25 m/sec, după care influența vitezei asupra variației coeficientului de frecare este practic neglijabilă [22].

În cazul laminării la rece cu grade de reducere și viteze de laminare

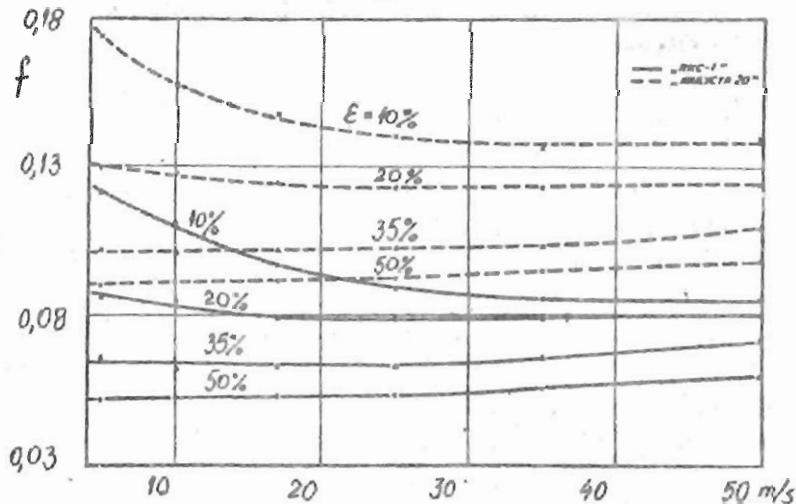


Fig.2.7. Influența vitezei de laminare și a gradului de reducere asupra valorii coeficientului de frecare la laminarea la rece cu lubrefiere

ridicate (respectiv și viteze de deformare mari), efectul termic al deformării are și el valori însemnate, producând încălzirea atât a cilindrilor de laminare cât și a laminatului. În aceste condiții vâscozitatea lubrefiantului scade ceea ce conduce la micșorarea valorii coeficientului de frecare, dar și a rezistenței peliculei de unsoare tehnologică. Pe acest considerent unsoarea tehnologică, pe lângă principalul ei rol de a asigura coeficienți de frecare reduși, trebuie să realizeze și răcirea celor două corpușe în contact (cilindrii de lucru și banda laminată) pentru a se evita ruperea peliculei ca urmare a reducerii rezistenței sale, și creșterea astfel a coeficientului de frecare.

= **Influența vitezei de alunecare** (care este direct proporțională și cu viteza de laminare) în cazul frecările lichide după cum rezultă și din relația (2.5) este diametral opusă influenței pe care aceasta o are în cazul frecările uscate. Deci în cazul frecările lichide, creșterea vitezei relative de alunecare produce mărirearea forței de frecare. În același timp, creșterea vitezei de alunecare asigură o cantitate mai mare de unsoare tehnologică antrenată în zona de deformare, care are ca efect creșterea grosimii filmului de unsoare și respectiv forța de frecare se micșorează. De asemenea, este cunoscut că procesul de frecare se desfășoară în condiții mult mai bune dacă filmul de unsoare tehnologică este cât mai subțire. De exemplu s-a constatat [23], că forța de frecare practic nu variază în funcție de viteză, chiar dacă aceasta se modifică într-un interval larg, dacă grosimea peliculei de unsoare este mai mică de 0,1 μm.

La rândul ei grosimea peliculei de lubrefiant tehnologic, care crescând conduce la micșorarea valorii forței specifice de frecare și implicit a coeficientului de frecare, depinde și de cantitatea de lubrefiant ce pătrunde între laminat și cilindrii în zona de deformare.

Pătrunderea unsorii tehnologice în zona de deformare este condiționată de apariția efectului hidrodinamic în zona dintre laminat și cilindrii, care acționează ca o pompă, antrenând lubrefiantul în zona de deformare, dar depinde și de microrelieful de pe suprafața laminatului, care va fi "umplut" cu lubrefiant și astfel acesta pătrunde în zona de deformare. Dintre acestea, efectul hidrodinamic are rolul principal în cazul folosirii unor unsori tehnologice suficient de vâscoase, iar microrelieful suprafețelor de contact este determinant la laminarea cu unsori tehnologice mai puțin vâscoase.

Deci se poate concluziona că pătrunderea unei cantități mai mari sau mai mici de lubrefiant în zona de deformare depinde de caracterul microreliefului suprafețelor cilindrilor și laminatului și de vâscozitatea unsorii tehnologice. Astfel s-a constatat experimental că rizurile longitudinale (față de direcția de laminare) de pe suprafețele în contact joacă un rol mult mai mic în antrenarea lubrefiantului în zona de deformare decât rizurile transversale.

Grosimea peliculei de lubrefiant la intrarea în zona de deformare (ξ_0) se poate estima cu formula [26]:

$$\xi_0 = 3\eta \cdot (v + v_0) / \alpha(m \cdot \sigma_c - q_0) \quad (2.9)$$

Din această relație rezultă că grosimea peliculei de lubrefiant la intrarea în zona de deformare depinde direct proporțional de vâscozitatea acestuia (η), de viteza cilindrilor (v) și a laminatului la intrarea în zona de deformare (v_0) și invers proporțional de unghiul de contact (α) și limita de curgere a materialului laminat (σ_c). La rândul său unghiul de contact depinde de diametrul cilindrilor și reducerea absolută realizată, de unde rezultă că odată cu creșterea diametrului cilindrilor și a micșorării reducerii grosimea peliculei de lubrefiant crește, ca urmare a reducerii valorii unghiului α .

În ceea ce privește influența tensiunii posterioare aplicată laminatului (q_0), cu cât aceasta este mai mare, pătrunderea unsorii tehnologice în zona de deformare este mai ușoară.

Determinarea experimentală a grosimii peliculei de lubrefiant la intrarea în zona de deformare se bazează pe măsurarea suprafeței (F) pe care o picătură de lubrefiant cu volumul (V) o lasă pe o bandă, după laminarea cu un coeficient de alungire (λ):

$$\xi_0 = 2 \cdot V \cdot \lambda / F \cdot (\lambda + 1) \quad (2.10)$$

= *Starea suprafeții cilindrilor de laminare* influențează valoarea coeficientului de frecare și în cazul laminării cu lubrefiere, dar în măsură mai mică decât la laminarea fără ungere tehnologică.

Astfel, micșorarea influenței gradul de prelucrare al suprafeței cilindrilor de laminare asupra valorii coeficientului de frecare, ca urmare a creșterii gradului de reducere, este accentuată de prezența unsorii tehnologice pe suprafețele de contact dintre laminat și cilindrii, care practic izolează cele două corpuri.

La laminarea cu folosirea lubrifianților tehnologici, și anizotropia valorilor coeficienților de frecare se micșorează în mare măsură, datorită lipsei contactului direct dintre laminat și cilindrii de lucru, prin prezența unsorii tehnologice între suprafețele acestora.

În cazul reducerilor mari și în special la deformarea la rece caracterizată și de grade de ecrusare puternice, influența gradului de prelucrare a suprafeței cilindrilor de laminare este din ce în ce mai mică.

Cercetându-se variația coeficientului de frecare în intervalul temperaturilor joase, care apar la deformarea la rece cu ungere tehnologică, s-a constatat că în condițiile unei lubrificări bune, grosimea și proprietățile stratului de oxizi existent sau care se formează pe suprafața laminatului nu influențează practic valoarea coeficientului de frecare [11].

Influența temperaturii de laminare Este cunoscut că la laminarea la rece atât cilindrii de lucru cât și laminatul se încălzesc ca urmare a transformării a 80...90% din energia de deformare în căldură, la care se adaugă și căldura provocată de frecare. Astfel la cajele industriale temperatura laminatului la ieșirea dintre cilindrii poate atinge temperaturi cuprinse între 100...250 °C [15].

Creșterea temperaturii în zona de deformare conduce la mărirea valorii coeficientului de frecare (fig.2.8) ca urmare a reducerii cantității de lubrefiant ce intră în zona de deformare și a micșorării grosimii și rezistenței peliculei de unsoare tehnologică. Variația coeficientului de frecare este cu atât mai puțin intensă cu cât vâscozitatea lubrefiantului este mai redusă.

Modul de variație al coeficientului de frecare prezentat în figura 2.8 se poate aproxima prin următoarea relație:

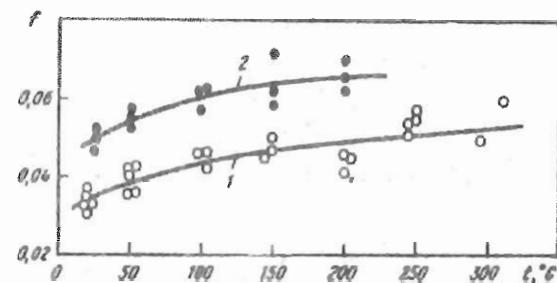


Fig.2.8. Variația coeficientului de frecare în funcție de temperatura laminatului la laminarea la rece cu: ulei de ricin (1) și ulei mineral (2)

$$f = f_{20} + a\sqrt{t^0 - 20} \quad (2.11)$$

în care: t^0 este temperatura laminatului;

f_{20} este coeficientul de frecare la temperatura laminatului de 20 °C;

a – coeficient care pentru lubrefianți cu vâscozitate ridicată și cilindrii șlefuiți are valori cuprinse între 0,0011...0,0015 .

În legătură cu această dependență, rezultă că unsoarea tehnologică folosită la laminare, trebuie să aibă și un coeficient de transmitere a căldurii cât mai ridicat, pentru a asigura o bună răcire a zonei de deformare, evitându-se astfel încălzirea lubrefiantului, prin care acesta ar putea să își piardă caracteristicile și să conducă la creșterea coeficientului de frecare.

Influența gradului de reducere aplicat la laminarea la rece cu lubrefiere asupra coeficientului de frecare este importantă, cu toate că practic nu este luată în considerație în cercetările întreprinse privind frecarea la laminarea la rece. S-a constatat astfel, că odată cu creșterea gradului de reducere, coeficientul de frecare poate crește, poate scădea sau poate să nu fie influențat. Caracterul acestei dependențe depinde în primul rând de gradul de prelucrare al suprafețelor de contact cilindrii-laminat. În general, odată cu creșterea gradului de reducere și a scăderii gradului de prelucrare al suprafeței laminatului, coeficientul de frecare (fig.2.9) crește cu atât mai intens cu cât și reducerea

aplicată este mai mare, ca urmare a înrăutățirii condițiilor de pătrundere a lubrefiantului în zona de deformare și reducerea grosimii peliculei acestuia.

Influența factorilor menționați mai sus, sunt prezentate sintetic în tabelul 2.1.

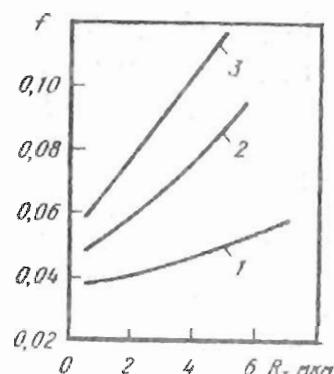


Fig. 2.9. Variația coeficientului de frecare la laminarea cu ulei de ricin pe cilindri cu asperități de $3,2 \mu\text{m}$, a unor benzi cu diferite valori ale gradului de prelucrare și diferite grade de reducere:

1. $e = 10\%$; 2. $e = 30\%$; 3. $e = 30\%$

Tabelul 2.1

Principalii factorii ce influențează valoarea coeficientului de frecare uscată
[factorii crescând conduc la mărirea (\blacktriangle) sau micșorarea (\blacktriangledown) coeficientului de frecare]

Δh	Grad de prelucr. cilindrii	Lubrifiere	$e = \Delta h/H$	Ecruișare	$t < 700 ^\circ\text{C}$	$t > 800 ^\circ\text{C}$	%C în oțel	v_c m/s	σ_e la rece	p_{med}
\blacktriangle	\blacktriangledown	\blacktriangledown	\blacktriangle	\blacktriangledown	\blacktriangle	\blacktriangledown	\blacktriangledown	\blacktriangledown	\blacktriangledown	\blacktriangle

2.4. Metode de determinare experimentală a coeficientului de frecare la laminare

Cunoașterea valorii coeficientului de frecare la laminare este necesară deoarece pe baza lui se calculează forța de laminare, se determină modul în care are loc deformarea, se apreciază efectivitatea unsorilor tehnologice pentru laminarea la rece etc.

Determinarea valorii coeficientului de frecare se poate efectua pe cale directă, măsurându-se simultan forța de laminare și forța de frecare pe suprafață de contact, corespunzătoare momentului de începere a procesului de alunecare, sau pe cale indirectă, pe baza efectelor frecării asupra unor parametri ai laminării. Metodele ce fac parte din prima grupă au avantajul că permit obținerea coeficienților de frecare caracteristici condițiilor în care are loc laminarea.

Ca metodă directă se poate menționa pentru cazul laminării, metoda frânării laminatului între cilindrii, sau cum este cunoscută în literatura de specialitate, metoda "cleșelui" lui Pavlov [6]. Această metodă se bazează pe producerea patinării cilindrilor laminorului pe suprafața probei, prin retinerea

acesteia de un dispozitiv (fig.2.10) ce permite măsurarea forței de frânare (Q), forță care este egală și de sens contrar cu forța de frecare din zona de deformare. În funcție de forța Q, forța de laminare P (măsurată cu alți captori montați pe lagărele unuia din cilindrii laminorului) și parametrii geometrici ai zonei de laminare respectiv grosimea laminatului înainte și după laminare (H și h) și diametrul cilindrilor (D), coeficientul de frecare se determină cu următoarea relație [6]:

$$f = \frac{Q}{2P} + \sqrt{\frac{\Delta h}{2D - \Delta h}} \quad (2.12)$$

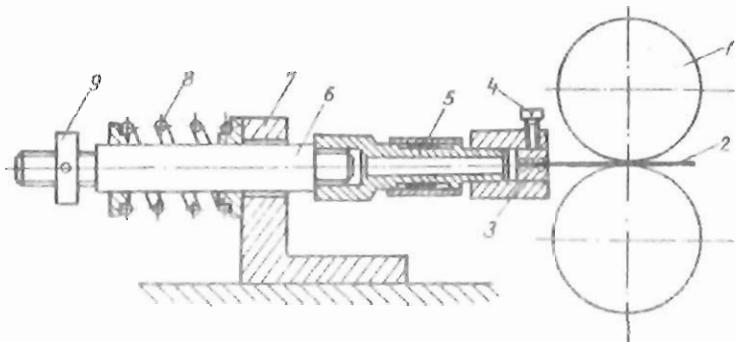


Fig.2.10. Dispozitivul "cleștele" lui Pavlov:

1-cilindrii laminorului; 2-proba laminată; 3-fâlcile cleștelui de prindere a laminatului cu șurubul de strângere 4; 5-captorul pentru măsurarea forței Q; 6-tirant; 7-suport de susținere și ghidare; 8-arc, 9-opitor.

în locul valorii forței de laminare se poate măsura momentul la axul cilindrului de lucru (M), iar coeficientul de frecare se determină cu relația:

$$f = \alpha \cdot M / (2 \cdot M - R \cdot Q) \quad (2.13)$$

în care: α este unghiul de prindere;

R – raza cilindrului

O variantă a acestei metode se bazează numai pe determinarea forței maxime de frânare până la apariția patinării, prin mai multe încercări efectuate prin laminarea cu același dispozitiv de frânare a unor probe cu grosimi inițiale constante și grade de reducere diferite, în funcție de care se calculează unghiul de prindere (α) cu relația (1.1) și se masoară pentru fiecare probă, forța de frânare (Q). Cu valorile calculate (α) și măsurate (Q) se trasează curba de variație $Q = \varphi(\alpha)$ și se determină grafic valoarea unghiului de prindere (α_{\max})

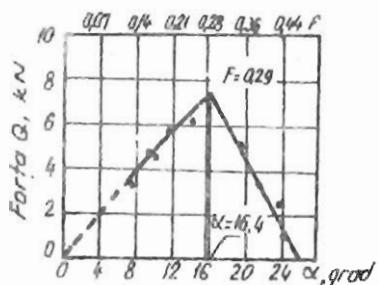


Fig.2.11. Alura curbei de variație a forței de frânare Q în funcție de unghiul de prindere realizat α

corespunzător maximului curbei din figura 2.11 , a cărei tangentă reprezintă chiar coeficientul de frecare ($f = \operatorname{tg} \alpha_{\max}$).

Pentru determinarea pe cale indirectă a coeficientului de frecare se cunosc următoarele grupe de metode:

= metode bazate pe influența coeficientului de frecare asupra valorii forței de laminare. Coeficientul de frecare în acest caz se determină din valoarea presiunii medii de laminare, cunoscută fiind directa proporționalitate între presiune și coeficientul de frecare. Pentru aceasta se măsoară forța de laminare (P) cu ajutorul captorilor de forță, iar din una din relațiile analitice cunoscute pentru determinarea presiunii se calculează coeficientul de frecare în funcție de valoarea presiunii ($p_{med} = P / l_c B_{med}$) și a celorlalți parametri tehnologici ai laminării.

De exemplu folosindu-se relațiile lui Ekelund, sau a lui Telicov prezentate în capitolul 6 , coeficientul de frecare se va calcula cu una din următoarele formule:

$$f = 1,25 \frac{P \cdot h_{med}}{B_{med} (k + \eta \cdot \dot{\varepsilon}) l_c^2} - \frac{h_{med}}{0,8 \cdot l_c} + 0,75 \frac{\Delta h}{l_c} \quad (2.14)$$

$$f = 2 \left(\frac{P \cdot h_{med}}{\beta \cdot l_c^2 \cdot k_f} - \frac{h_{med}}{l_c} \right) \quad (2.15)$$

= metode bazate pe influența coeficientului de frecare asupra schimbării formei corpului metalic în timpul deformării, respectiv asupra producerii neuniformității deformației. Dintre aceste metode se poate menționa determinarea coeficientului de frecare în funcție de valoarea lățirii la laminare.

Metoda lățirii asigură determinarea coeficientului de frecare în funcție de valoarea măsurată experimental a lățirii la laminare (Δb_{exp}), obținută în urma laminării unei probe paralelipipedice cu aplicarea unor reduceri $\Delta h_{exp} = H - h$ și respectiv $\varepsilon_{exp} = \Delta h_{exp}/H$ folosindu-se una din relațiile [6]:

$$f = \frac{0,5 \cdot \Delta h_{exp}}{\sqrt{R \cdot \Delta h_{exp}} - \frac{\Delta b_{exp}}{0,575 \cdot \varepsilon_{exp}}} \quad (2.16)$$

$$f = \frac{1}{\sqrt{R \cdot \Delta h_{exp}}} \left[\frac{\Delta b_{exp}}{\varepsilon_{exp} (1 + \varepsilon_{exp})} + \frac{\Delta h_{exp}}{2} \right] \quad (2.17)$$

= metode bazate pe influența coeficientului de frecare asupra diferenților parametri ai proceselor de laminare. Astfel se poate determina valoarea coeficientului de frecare în funcție de următorii parametri:

- unghiul de prindere care în stadiul inițial al procesului de laminare este egal cu unghiul de frecare;
- avansul la laminare;
- momentul de laminare

Metoda prinderii asigură determinarea coeficientului de frecare în stadiul inițial al prinderii, în funcție de parametrii geometrici ai zonei de deformare (reducerea aplicată în timpul laminării de la grosimea inițială H la cea finală h și respectiv diametrul de lucru al cilindrilor laminorului D). Pentru aceasta se pregătesc probe paralelipipedice (cu muchiile și unghiiurile dintre acestea cât mai corecte), care se aduc în contact cu cilindrile laminorului (fără a îi se aplica un efort vizibil). Cilindrile vor fi dispuși la o distanță de circa 25% din grosimea inițială a probei ce urmează a fi laminată. În această situație cilindrul superior al laminorului se ridică continuu și cu o viteză constantă până în momentul când se constată vibrația probei ca urmare a egalității proiecțiilor orizontale ale forței normale și forței de frecare. În continuare la cea mai mică forță de impingere proba este prină și laminată.

Coefficientul de frecare din zona de deformare se calculează folosindu-se relația [6]:

$$f = \frac{\sqrt{\Delta h_{\text{exp}}(2D - \Delta h_{\text{exp}})}}{D - \Delta h_{\text{exp}}} \quad (2.18)$$

Pentru determinarea valorii maxime a coefficientului de frecare în stadiul stabilizat al laminării, în funcție de unghiul maxim de prindere se cunosc două metode care folosesc probe cu grosime variabilă pe lungime (probe pană) sau probe cu lățime variabilă pe lungime și grosime constantă.

În primul caz, se stabilesc cilindri la un salt, cu o astfel de valoare, încât proba pană să nu fie laminată complet, ci doar până la o anumită grosime maximă H_{max} , pentru care unghiul α devine egal cu unghiul de frecare β și cilindrile patinează pe probă. În acest moment se oprește laminorul, se extrage proba, se măsoară H_{max} și grosimea h_1 a porțiunii laminate, în funcție de care unghiul maxim de prindere se determină cu relația:

$$\alpha_{\text{max}} = \arccos\left(1 - \frac{H_{\text{max}} - h_1}{D}\right) \quad (2.19)$$

iar coefficientul de frecare corespunzător stadiului stabilizat al procesului de laminare va fi:

$$f = \operatorname{tg} \beta = \operatorname{tg} \frac{\alpha_{\text{max}}}{2} \quad (2.20)$$

Folosirea probelor cu grosime constantă și lățime variabilă se recomandă în special în cazul laminării benzilor la rece. Proba se introduce între cilindri cu

capul de lățime maximă. Pe măsură ce laminarea avansează, micșorându-se continuu lățimea probei, forța de laminare scade, reducându-se totodată și deformația elastică a ansamblului cajei și în consecință reducerea va crește continuu până la un moment dat, când apare patinarea cilindrilor pe bandă. Se oprește imediat laminorul, se extrage proba și se măsoară grosimea probei unde s-a produs patinarea (h_{\min}). Cunoscându-se grosimea inițială (H) a benzii și diametrul cilindrilor (D), unghiul maxim de prindere va fi:

$$\alpha_{\max} = \arccos\left(1 - \frac{H - h_{\min}}{D}\right) \quad (2.21)$$

iar coeficientul de frecare corespunzător stadiului stabilizat al procesului de laminare se va calcula tot cu relația (2.20).

Metoda avansului asigură determinarea coeficientului de frecare în funcție de avansul măsurat experimental (S_h)_{exp}, prin una din metodele prezentate la capitolul 5 și parametrii geometrici ai laminării (H, h, Δh și D), folosindu-se relația [11]:

$$f = \operatorname{tg} \frac{28.65 \cdot \Delta h_{\exp}}{\Delta h_{\exp} - 2\sqrt{R \cdot h \cdot (S_h)_{\exp}}} \quad (2.22)$$

Această metodă pentru determinarea valorii coeficientului de frecare în stadiul stabilizat al procesului de laminare, va da rezultate bune pentru cazurile când $l_c / h_{\text{med}} > 3...4$.

Metoda momentului de laminare asigură determinarea coeficientului de frecare în funcție de momentul la nivelul axului cilindrului de laminare (M_{\exp}) și a forței de laminare (P_{\exp}) măsurate experimental, folosindu-se relațiile [15]:

- pentru laminarea la cald: $f = 2M_{\exp} / D \cdot P_{\exp}$ (2.23)
- pentru laminarea la rece:

$$f = \left(2M_{\exp} / D \cdot P_{\exp}\right) \left[1 + \left(1 - \frac{D}{D_e}\right) \left(\frac{D \cdot P_o \cdot \alpha}{4M_o} - 1\right)\right] \quad (2.24)$$

în care M_o și P_o sunt momentul și forța de laminare corespunzătoare laminării fără tracțiune anterioară.

Toate metodele indirecte au dezavantajul că simplificările admise în formulele folosite pentru determinarea coeficienților de frecare se resfrâng și asupra valorii acestora.

Coefficientul de frecare se poate determina și pe baza oscilogramelor cu epurele forței specifice de frecare și presiunii de laminare pe lungimea arcului de contact, obținute cu ajutorul **metodei captorului punctiform universal** plasat în tăblia cilindrilor de laminare (fig.2.12.a). Acest captor poate înregistra simultan atât presiunea de laminare prin solicitarea de comprimare (M_3) a elementului elastic, cât și forța de frecare prin solicitarea la incovoiere a aceluiași element elastic $M_1 \dots M_4$.

Coefficientul de frecare în acest caz se calculează din relația $f = \tau_{med} / p_{med}$ în care valorile medii ale presiunii și forței specifice de frecare se obțin din raportul dintre aria epurii corespunzătoare și lungimea arcului de contact, respectiv lungimea epurii.

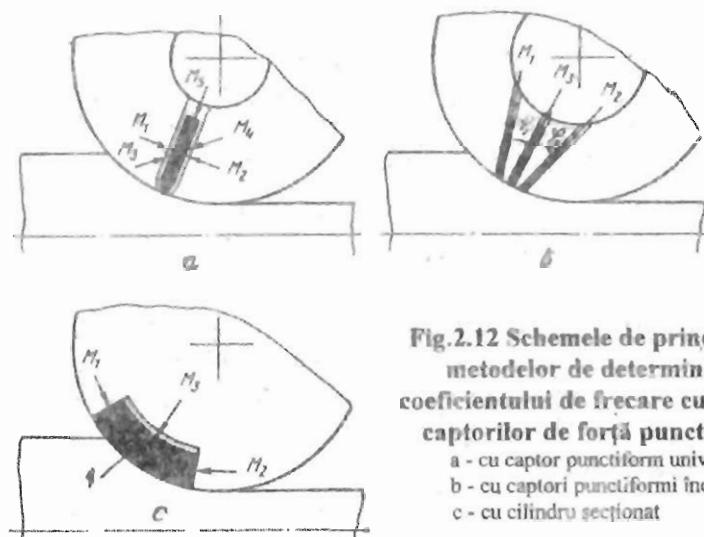


Fig.2.12 Schemele de principiu ale metodelor de determinare a coeficientului de frecare cu ajutorul captorilor de forță punctiformi:
a - cu captor punctiform universal;
b - cu captori punctiformi înclinați;
c - cu cilindru secționat

Epure ale variației pe lungimea arcului de contact, presiunii de laminare și forței specifice de frecare se mai pot obține și prin alte metode cum sunt:

= **metoda captorilor punctiformi înclinați** (fig.2.12.b) cu unghiurile φ_1 și respectiv φ_2 față de o rază a cilindrului plasată între cei doi captori. Coeficientul de frecare se va calcula cu relația:

$$f = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{\sigma_1 \cdot \operatorname{tg} \varphi_2 + \sigma_2 \cdot \operatorname{tg} \varphi_1} \quad (2.25)$$

în care; σ_1 și σ_2 fiind tensiunea (forță specifică) în elementele elastice ale celor doi captori de forță punctiformi M_1 și M_2 .

= **metoda cilindrului sectionat** (fig.2.12.c), la care o zonă din cilindru (1) este mobilă și transmite solicitările captorului de forță (M_3) pentru presiunea de laminare și respectiv captorilor (M_1 sau M_2) pentru forța specifică de frecare.

Coefficientul de frecare se calculează în același mod ca și în cazul metodei captorilor punctiformi universali.

2.5. Relații de calcul a valorii coeficientului de frecare

In literatura de specialitate sunt prezentate foarte multe formule pentru determinarea analitică a coeficientului de frecare la laminare la cald sau la rece.

Pentru cazul **laminării la cald** cea mai veche relație este cea dată de Ekelund în anul 1927 și care a fost obținută experimental pe baza valorii unghiului de prindere din stadiul inițial. Această relație, ce poate fi aplicată pentru laminarea la temperaturi mai mari de 700° , are următoarea expresie:

$$f = k(1,05 - 0,0005 \cdot t^0) \quad (2.26)$$

în care k este un coeficient ce ține cont de materialul cilindrilor laminorului:

- pentru cilindrii din oțel $k = 1$
- pentru cilindrii din fontă $k = 0,8$

Și alți cercetători [15] au prezentat relații similare, dar cu alte valori ale coeficienților, cât și în funcție și de alți factori pe lângă temperatura de laminare (t^0):

Relațiile lui Geleji A.

- pentru cilindrii din oțel:

$$f = 1,05 - 0,0005 \cdot t^0 - 0,056 \cdot v \quad (2.27)$$

- pentru cilindrii din fontă:

$$f = 0,92 - 0,0005 \cdot t^0 - 0,056 \cdot v \quad (2.28)$$

- pentru cilindrii şlefuiți din oțel sau fontă :

$$f = 0,82 - 0,0005 \cdot t^0 - 0,056 \cdot v \quad (2.29)$$

în care v este viteza de laminare cu valori sub 5 m/s.

Relația lui Bahtinov și Sternov:

$$f = k_1 \cdot k_2 \cdot k_3 \cdot (1,05 - 0,0005 \cdot t^0) \quad (2.30)$$

în care: k_1 este un coeficient ce ține cont de materialul cilindrilor laminorului și pentru care se dau valori în tabelul 2.2:

Tabelul 2.2

Coefficientul k_1 pentru cilindrii din oțel

Prelucrarea cilindrilor	polisați	șlefuiți	strunjiți	cu rețea	cu canaluri
k_1	0,8	0,9	1,0	1,2	1,4

După alți cercetători coefficientul k_1 are valorile date în tabelul 2.3.

Tabelul 2.3

Coefficientul k_1 pentru cilindrii din fontă și oțel

Tipul cilindrilor de lucru	k_1
cilindri din oțel nou prelucrat	1,1
cilindri din oțel cu rețea prelucrată pe suprafață	1,1 - 1,2
cilindri din fontă semiduri	0,8 - 0,9
cilindri din fontă cu rețea prelucrată pe suprafață	1,0 - 1,1
cilindri din fontă nou prelucrați pentru profile	0,8
cilindri din fontă șlefuiți pentru laminare de tablă	0,65 - 0,75

k_2 – coeficient ce ține cont de viteza de laminare, și are valorile date în tabelul 2.4 sau în relația (2.31)

Tabelul 2.4

Coefficientul k_2

v , m/s	< 2	3	4	5	6	7	8
k_2	1,0	0,9	0,8	0,71	0,66	0,62	0,58
v , m/s	10	12	14	16	18	20	
k_2	0,52	0,48	0,45	0,43	0,41	0,40	

Aceste valori se înscriu pe o curbă caracterizată de următoarea ecuație:

$$k_2 = 1,243 - 0,141v + 0,0086v^2 - 1,857v^3 \quad (2.31)$$

k_3 – coeficient ce ține cont de tipul oțelului laminat, și are valorile date în tabelul 2.5

Tabelul 2.5

Coefficientul k_3

Oțelul	Rul 1	10TNC180	OL 38	OLC 20	OLC 40	
k_3	1,10	1,05	1,00	0,95	0,88	0,85
Oțelul		OSC 10	31CMS 10			
k_3	0,85	0,82	0,80	0,80	0,70	

Relația lui Zaicov:

$$f = 0,64m(1,05 - 0,0005 \cdot t^0) / \Delta v_{med} \quad (2.32)$$

în care: m este un coeficient ce ține cont de compoziția oțelului și care pentru oțel cu % C redus are valoarea m = 1

Δv_{med} – viteza medie de alunecare, cu valori sub 0,1 m/s.

Relația lui Smirnov - Han Phe Uk:

$$f = (0,7935 - 0,000356 \cdot t^0 + 0,012 \sqrt[3]{R_z^2}) k_1 \cdot k_2 \quad (2.33)$$

în care: R_z este înălțimea asperităților de pe suprafața cilindrilor, în μm ;

k_1 – coeficient ce depinde de temperatura de laminare și de conținutul în carbon (C) dat de relația:

$$k_1 = 1 - (0,348 + 0,00017 \cdot t^0) \cdot C \quad (2.34)$$

k_2 – coeficient ce depinde de viteza de laminare, cu valorile date în tabelul 2.6.

Tabelul 2.6

Coefficientul k_2

$v, \text{m/s}$	0...2	2...3	>3
	$(1 - 0,1 \cdot v)$	$(1,44 - 0,28 \cdot v)$	0,5

Pentru cazul laminării la rece cele mai uzuale relații pentru calculul valorii coefficientului de frecare sunt :

- *Relația lui R.B.Sims și D.F.Artur:*

$$f = 10^{-3} \cdot e^{5,48 \cdot v^{-0,055}} \quad (2.35)$$

- *Relațiile lui D.I.Starcenco s.a.:*

$$f = f_o \pm \frac{v}{a + b \cdot v} \quad (2.36)$$

în care: f_o – valoarea coefficientului de frecare la o viteză minimă de laminare;

a și b - coeficienți ce depind de materialul laminat și tipul de unsoare tehnologică folosită (v.tabelul 2.7);

v – viteză de laminare.

Semnul + din relație este pentru cazul laminării fără lubrifiere, iar semnul - pentru cazul laminării cu lubrifiere.

O altă relație a aceluiași autor este:

$$f = 0,5 \cdot \alpha / [1 - 2(C_1 - C_2 \cdot \lg v)] \quad (2.37)$$

Coeficienții C_1 și C_2 se calculează cu relațiile:

$$C_1 = 0,38 + 0,17 \cdot \varepsilon^{1,5} \quad (2.38)$$

$$C_2 = (0,0255 + 0,00105 \cdot k_e) / h_{med} \quad (2.39)$$

$k_e = 2,5 \dots 10\%$ concentrația emulsiei cu care se realizează lubrificarea

Tabelul 2.7

Coefficientul de frecare f_o și coeficienții a și b
(din relația 2.36) pentru laminarea la rece

Condițiile de ungere	$\varepsilon, \%$	f_o	a	b
<i>Laminarea aluminiiului</i>				
Laminare fără ungere	53	0,130	95	14
Ungere cu petrol	55	0,115	435	25
<i>Laminarea cuprului</i>				
Ungere cu petrol	46	0,072	475	33
<i>Laminarea oțelului</i>				
Ungere cu - ulei mineral	55	0,078	130	26
- emulsie 2,5 și 5%	23	0,085	200	17
- emulsie 10%	24	0,080	170	18

Influența temperaturii din zona de deformare, ca urmare a efectului termic al deformării este pusă în evidență prin relația:

$$f = f_{20} + a\sqrt{t - 20} \quad (2.40)$$

în care: f_{20} – coefficientul de frecare la temperatura de 20°C ;

- a – un parametru cu următoarele valori: $a = 0,0035 \dots 0,0073$ când gradul de prelucrare al tăbliei cilindrilor este redus și respectiv,
- $a = 0,0011 \dots 0,0015$ când gradul de prelucrare al tăbliei cilindrilor este ridicat.

Toate relațiile prezentate au valabilitate, în special pentru condițiile în care acestea au fost deduse. De asemenea aceste relații nu țin cont nici de toți factorii care pot influența valoarea coeficientului de frecare. Din această cauză se recomandă și următoarea relație [15] de calcul a coeficientului de frecare:

$$f = q_c \cdot q_u \cdot q_v \cdot C \quad (2.41)$$

în care: q_c, q_u, q_v, C sunt coeficienți ce țin cont de gradul de prelucrare al suprafeței cilindrilor de laminare, de calitatea lubrifiantului, de viteza de laminare și respectiv valoarea coeficientului de frecare pentru cazul când $q_c = q_u = q_v = 1$

Coefficientul q_c se calculează cu relația:

$$q_c = 1 + 0,5 \cdot R_z \quad (2.42)$$

Coefficienții q_u și q_v pot fi determinați pe baza relațiilor:

$$q_u = k / [1 + 0,25\sqrt{v_{50}} - 0,005 \cdot v_{50}] \quad (2.43)$$

$$q_v = \left[0,07 - \frac{0,1 \cdot v^2}{2(1+v) + 3 \cdot v^2} \right] \quad (2.44)$$

În funcție de acești coeficienți, relația de calcul a coeficientului de frecare va fi:

$$f = \{k(1 + 0,5R_z) / [1 + 0,25\sqrt{v_{50}} - 0,005 \cdot v_{50}]\} \cdot \left[0,07 - \frac{0,1 \cdot v^2}{2(1+v) + 3 \cdot v^2} \right] \quad (2.45)$$

în care: R_z este înălțimea asperităților în μm a suprafeței cilindrilor de laminare; v_{50} – vâscozitatea unsorii tehnologice la temperatura de $50^{\circ}C$, în $m^2/s \cdot 10^{-2}$; v – viteza de laminare, în m/s ;

k – coeficient ce ține cont de tipul lubrifiantului:

$k = 1,0$ pentru uleiuri vegetale;

$k = 1,4$ pentru uleiuri minerale.

Formula (2.45) poate fi folosită pentru următoarele condiții:

- înălțimea asperităților $R_z = 0,2 \dots 10,0 \mu m$;

- vâscozitatea unsorii tehnologice $v_{50} = 5 \dots 1000$;

- viteza de laminare nu este limitată.

Pentru reduceri $\epsilon > 10\%$ termenul $k \cdot (1 + 0,5 \cdot R_z)$ din relația (2.45) se va înlocui cu următoarea expresie:

$$k \cdot [1 + (0,4 + 0,01\epsilon) \cdot R_z] \quad (2.46)$$

Dacă gradul de prelucrare al suprafeței benzii laminate $R_{z,b}$ este mult diferit de cel al cilindrilor R_z , coeficientul de frecare (f) calculat cu relația (2.45) se va corecta, devenind f_b după cum urmează:

$$f_b = f + [0,25 \cdot \epsilon (R_{z,b} - R_z) \cdot 10^{-3}] \quad (2.47)$$

Capitolul 3.

CONDIȚIILE PRINDERII LAMINATULUI ÎNTRE CILINDRII

3.1 Stadiile procesului de laminare.

Procesul de laminare longitudinală este caracterizat de următoarele stadii:

- Stadiul de prindere, care se desfășoară din momentul în care laminatul vine în contact cu cilindri (fig.3.1.a₁) și până ce zona de deformare este complet ocupată de către materialul metalic al laminatului (fig.3.1.a₂).

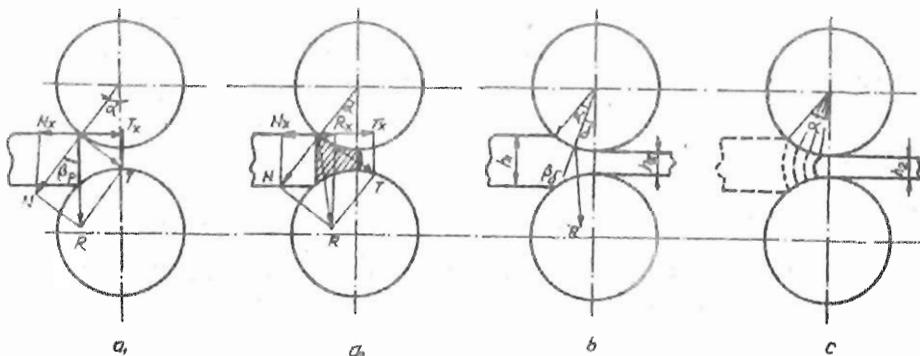


Fig.3.1. Stadiile procesului de laminare longitudinală

Pentru ca prinderea să se producă este necesar ca proiecția orizontală a forței de frecare (T_x) să fie mai mare decât proiecția orizontală a forței normale (N_x), respectiv proiecția rezultantei obținute din însumarea forțelor N și T pe direcția de laminare ($R_x = T_x - N_x$) să fie mai mare ca zero:

$$T_x - N_x > 0 \text{ sau } T \cos \alpha > N \sin \alpha$$

de unde:

$$f \cdot N \cos \alpha > N \sin \alpha \quad \text{sau} \quad f > \frac{\sin \alpha}{\cos \alpha}$$

sau

$$f > \operatorname{tg} \alpha \quad (3.1)$$

Având în vedere că valoarea coeficientului de frecare este $f = \operatorname{tg}\beta$ (în care β este unghiul de frecare dintre laminat și cilindri), rezultă că pentru realizarea prinderii trebuie ca unghiul de frecare β să fie mai mare ca unghiul de prindere α :

$$\beta > \alpha \quad (3.2)$$

În cazul când cilindrii au diametre diferite, condiția de prindere va fi:

$$2\beta > \alpha_d + \alpha_D \quad (3.3)$$

în care : α_d și α_D sunt unghiiurile de prindere corespunzătoare cilindrilor cu diametrul mic și respectiv cu diametrul mare.

Stadiul de prindere se consideră un stadiu nestabilizat datorită faptului că atât unghiul de prindere cât și reducerea variază continuu de la zero până la valoarile maxime, α și respectiv $\Delta h = h_1 - h_2$.

- Stadiul stabilizat, care începe în momentul când laminatul ce părăsește zona de deformare și prezintă o grosime constantă pe lungime (fig.3.1.b).

Din acest moment forța de laminare, care și-a deplasat continuu punctul de aplicare în direcția de laminare, își stabilizează poziția în punctul caracterizat de unghiul δ . În această situație, condiția pentru desfășurarea procesului de laminare, prin similitudine cu condiția de prindere va fi:

$$\delta < \beta_s \quad \text{respectiv} \quad \alpha < \frac{\beta_s}{\psi} \quad (3.4)$$

în care: ψ este coeficientul de poziționare a forței de laminare pe lungimea

$$\text{arcului de contact } \psi = \frac{\delta}{\alpha} \approx \frac{1}{2};$$

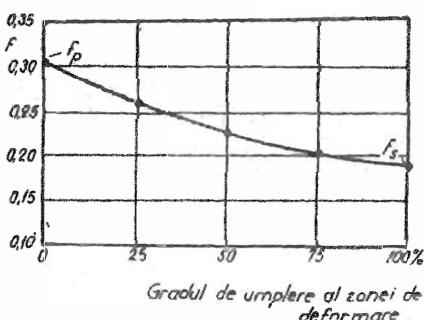
β_s – unghiul de frecare în stadiul stabilizat.

Din cercetările desfășurate [15] s-a stabilit că valoarea coeficientului de frecare din momentul inițial al prinderii f_p scade continuu, pe măsură ce spațiul zonei de deformare este ocupat de materialul laminatului, atingând o valoare minimă (fig.3.2):

$$f_s = f_p / \psi_I \quad (3.5)$$

Coefficientul ψ_I variază între 1,0...1,72 pentru cazul laminării la cald și între 1,6...3,0 la laminarea la rece. În această situație inegalitatea (3.4) devine:

Fig.3.2. Variația coeficientului de frecare pe parcursul desfășurării stadiului de prindere



$$\alpha < \frac{\beta_p}{\psi \cdot \psi_1} \quad (3.6)$$

Având în vedere valorile coeficienților ψ și ψ_1 , rezultă valorile minime și maxime ale relației dintre unghiul de prindere (α) și unghiul de frecare din momentul prinderii (β_p):

$$\alpha \leq 2 \cdot \beta_p \text{ respectiv } \alpha \leq \frac{2}{3} \cdot \beta_p \quad (3.7)$$

Din examinarea acestor două inegalități rezultă că după efectuarea prinderii, în primul caz stabilizarea procesului se va efectua în condiții mult mai bune decât în cazul al doilea. De asemenea, în primul caz după efectuarea prinderii, cilindri se pot apropiă existând condiții de frecare suficiente pentru mărirea reducerii. Reducerea se poate mări astfel, până la o valoare a unghiului de prindere maxim $\alpha = \beta_p / \psi$, de la care apare patinarea cilindrilor pe laminat, respectiv gradul de reducere în stadiul stabilizat poate fi de 2,2...2,9 ori mai mare decât în stadiul inițial de prindere.

- Stadiul final, nestabilizat al procesului de laminare, în care materialul laminatului părăsește zona de deformare (fig.3.1.c) și ca urmare reducerea se micșorează continuu de la valoarea ($\Delta h = h_1 - h_2$) și până la zero. De asemenea și unghiul de prindere se reduce continuu până la zero (fig.3.3).

In cazul cilindrilor cu diametre neegale (fig.3.4), fiecărui cilindru îi va corespunde unghiuri de prindere diferite, iar ecuația de echilibru a forțelor ce acționează în momentul prinderii va fi:

$$fP_r \cdot \cos \alpha_r + fP_R \cdot \cos \alpha_R - P_r \cdot \sin \alpha_r + P_R \cdot \sin \alpha_R = 0 \quad (3.8)$$

admitând că: $P_r = P_R$; $r \cdot \sin \alpha_r = R \cdot \sin \alpha_R$ și respectiv $r \cdot \cos \alpha_r = R \cdot \cos \alpha_R$ rezultă:

$$2 \cdot f \cdot \cos \alpha_r = \left(1 + \frac{r}{R} \right) \sin \alpha_r$$

și respectiv:

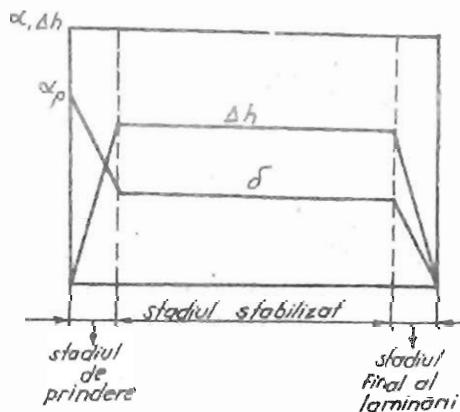


Fig.3.3. Variația unghiului de prindere și a reducerii absolute în stadiile procesului de laminare

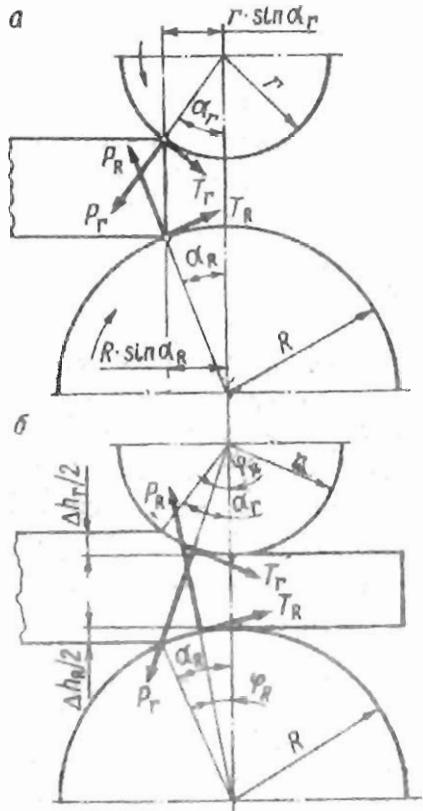


Fig. 3.4. Forțele ce acționează în momentul prinderii la laminare cu cilindri de diametre diferite:
a-stadiul de prindere; b-stadiul stabilizat

cilindrii.

Diferența dintre diametrele cilindrilor, când aceasta nu este prea mare, este numită presiune superioară când cilindrul superior are diametrul mai mare sau presiune inferioară, când cilindrul inferior are diametrul mai mare Această diferență variază între 2...3 mm. La lamoarele de profile ușoare și ajunge până la 20 mm la bluminguri.

In situația în care asupra laminatului se exercită o forță de împingere a acestuia spre cilindrii (R), pentru a se asigura o prindere mai ușoară și valori mai mari ale reducerii și de asemenea dacă se ține cont și de forța de inerție a laminatului (U), orientată în sens invers laminației (fig.3.5), ecuația de echilibru a forțelor de pe direcția de laminare va fi:

$$T \cdot \cos \alpha - N \cdot \sin \alpha + 0,5(R-U) = 0 \quad (3.10)$$

sau

$$T = N \cdot \operatorname{tg} \alpha + 0,5[(R-U)/\cos \alpha] \quad (3.10')$$

din care se obține condiția de prindere pentru fiecare cilindru:

$$\operatorname{tg} \alpha_r \leq 2 \cdot f / \left(1 + \frac{r}{R} \right) \quad (3.9')$$

și respectiv

$$\operatorname{tg} \alpha_R \leq 2 \cdot f / \left(1 + \frac{R}{r} \right) \quad (3.9'')$$

Din relațiile (3.9) rezultă că prinderea laminatului între cilindrii cu diametre diferite are loc, după cum s-a precizat și prin relația (3.3), când:

$$\alpha_r + \alpha_R \leq 2\beta.$$

De obicei cilindrii lamoarelor au diametre egale dar sunt și cazuri când acestea au valori diferite, cum de exemplu se întâlnește la laminorul pentru produse plate trio Lauth, la care cilindrul mijlociu are diametrul mai mic decât ceilalți doi

Înlocuind în relația (3.10') forța T prin expresia dată de legea frecării ($T = fN$) și punând și condiția ca valoarea forței de frecare să fie mai mare ca suma forțelor din dreapta egalului, se va obține în final condiția de prindere sub forma:

$$f = \tan \alpha + 0,5[(R-U)/N \cdot \cos \alpha] \quad (3.11)$$

Dacă forța R lipsește iar forța U se neglijeează, se obține relația cunoscută ce caracterizează condiția de prindere, respectiv $f = \tan \alpha$.

3.2 Regimul de viteze din momentul prinderii.

Din echilibrul forțelor, care acționează în momentul prinderii cu aplicarea unei forțe de împingere și ținând cont și de forțele de inerție (fig.3.5) rezultă relația:

$$R \pm U = \frac{2 \cdot P}{\cos \beta} \sin(\varphi + \beta) \quad (3.12)$$

în care φ este unghiul sub care acționează forța de laminare P.

În funcție de viteza cu care laminatul vine în contact cu cilindrii (v_o) în momentul prinderii, pentru o valoare constantă a proiecției orizontale a vitezei cilindrilor (v_x), relația (3.12) se modifică după cum urmează:

- dacă $v_o < v_x$, forța de frecare este orientată în sensul laminării, iar forța de inerție va fi orientată în sens invers laminării. Neglijând însă forța de inerție, care în această situație este foarte mică relația (3.12) devine:

$$R = \frac{2 \cdot P}{\cos \beta} \sin(\varphi - \beta) \quad (3.13)$$

În cazul când $\varphi = \alpha = \beta$, din relația (3.13) se obține $R = 0$, deci prinderea se execută în condiții "naturale" fără o forță de împingere.

Dacă $\varphi = \alpha > \beta$ din relația (3.13) rezultă o valoare pozitivă a forței R, care va fi necesară pentru a se tezi capul anterior al laminatului, astfel ca unghiul de prindere să atingă valoarea unghiului de frecare și prinderea să se realizeze.

Dacă $\varphi = \alpha < \beta$ din relația (3.13) rezultă o valoare negativă a forței R, și deci în zona de deformare există un excedent de forță de frecare, care va face ca prinderea să se realizeze foarte ușor.

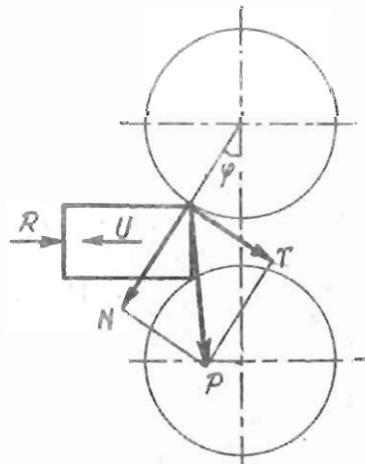


Fig. 3.5. Forțele ce acționează în momentul prinderii la laminare

- dacă $v_o = v_x$ rezultă că nu au loc alunecări pe suprafață de contact dintre laminat și cilindrii, forța de frecare este nulă, iar forța de inerție va fi de asemenea nulă, ca urmare a lipsei unei variații a vitezei laminatului până în momentul prinderii. În această situație relația (3.12) devine:

$$R = 2 \cdot P \cdot \sin \phi \quad (3.14)$$

- dacă $v_o > v_x$ forța de frecare este orientată în sens invers laminării, iar forța de inerție va fi orientată în sensul laminării. În această situație relația (3.12) devine:

$$R = \frac{2 \cdot P}{\cos \beta} \sin(\varphi + \beta) - U \quad (3.15)$$

În situația în care $\frac{2 \cdot P}{\cos \beta} \sin(\varphi + \beta) - U \geq 0$ rezultă că în primul moment al prinderii este necesară o forță de împingere a laminatului între cilindrii.

Dacă însă $\frac{2 \cdot P}{\cos \beta} \sin(\varphi + \beta) - U \leq 0$ forța de împingere nu este necesară deoarece forța de inerție învinge rezistența forței de frecare.

3.3. Factorii care influențează procesul de prindere.

Procesul de prindere este influențat de o serie de factori, care pot fi împărțiți în două grupe:

- factori care influențează prinderea prin variația condițiilor de frecare din zona de deformare;
- factori geometrici ai zonei de deformare.

Din prima grupă de factori (fig.3.6) fac parte: starea suprafeței cilindrilor și materialului laminat, compoziția chimică și temperatura laminatului, viteza de laminare și prezența în zona de deformare a unei unsori tehnologice.

În ceea ce privește *starea suprafeței cilindrilor de laminare* s-a stabilit că pe măsură ce gradul de prelucrare al acesteia este mult mai înalt, valoarea coeficientului de frecare se reduce, iar prinderea se realizează mai greu, unghiul de prindere realizat fiind din ce în ce mai mic (fig.3.6.a). La această variație o influență importantă o are și procesul de aderență a materialului laminat pe suprafața cilindrilor de lucru, care de obicei conduce la creșterea coeficientului de frecare și îmbunătățirea condițiilor de prindere.

De asemenea prin creșterea durității suprafeței cilindrilor, valorile coeficienților de frecare scad, iar condițiile de prindere se înrăutățesc. În același timp, folosirea de cilindri din oțel sau fontă conduce la o variație importantă a condițiilor de prindere având în vedere că valorile coeficientului de încercare în

cazul laminării cu cilindri din fontă sunt cu 15...20% mai mici decât în cazul laminării cu cilindri din oțel. Aceasta se datorește în special faptului că aderența materialului laminat pe cilindri din fontă are loc într-o măsură mult mai mică, iar prin uzură, suprafața cilindrilor din fontă se obține mai puțin aspră decât în cazul cilindrilor din oțel.

Pentru îmbunătățirea condițiilor de prindere și realizarea de reduceri mari în special în cazul cajelor degrosisoare se practică executarea prin aşchiere a unei rețele pe suprafața cilindrilor de lucru sau aplicarea unor puncte de sudură, care conduc la mărirea valorii coeficientului de frecare în momentul prinderii.

Starea suprafeței materialului laminat influențează condițiile de prindere prin compoziția, structura și proprietățile stratului de oxizi ce se formează pe suprafața laminatului, care la rândul lor depind de compoziția materialului laminat și de temperatura de laminare.

Astfel în cazul laminării la cald a oțelurilor carbon s-a constatat că pe măsură ce concentrația în carbon crește (fig.3.6.b), valoarea unghiului de prindere scade, atât ca urmare a micșorării coeficientului de frecare, prin schimbarea structurii oxizilor și a creșterii presiunii de laminare datorită măririi rezistenței la deformare a oțelului, cât și a micșorării forțelor intermoleculare ce există între straturile de suprafață ale oțelului laminat.

Micșorarea coeficientului de frecare și implicit înrăutățirea condițiilor de prindere este cu atât mai intensă, cu cât și temperatura va fi mai ridicată.

O comportare diferită din punct de vedere al condițiilor de prindere o au și oxizii apărute pe semifabricatul din oțel încălzit și evacuat din cuptor, comparativ cu oxizii ce se formează în timpul încălzirii acestuia. Având în vedere că oxizii formați în aer sunt mult mai aderenți pe laminat și cu o compoziție în care predomină FeO, ei asigură apariția unor coeficienți de frecare mai mari decât oxizii formați în timpul încălzirii semifabricatului. Deci prinderea se va executa mai ușor după îndepărțarea oxizilor formați în timpul încălzirii.

În cazul oțelurilor inoxidabile, ca urmare a tendinței mai mari de apariție a aderențelor de material pe suprafața cilindrilor, coeficienții de frecare sunt de 1,3...1,5 ori mai mari decât în cazul oțelurilor carbon și în consecință condițiile de prindere sunt mai avantajoase.

Se admite că cromul în oțeluri micșorează coeficientul de frecare în comparație cu oțelurile carbon atât la temperaturi înalte, cât și la temperaturi joase, în timp ce manganul, în oțelurile manganooase are un efect invers, mărand coeficientul de frecare în comparație cu oțelurile carbon.

În general se poate considera că la laminarea la cald, elementele de aliere și însoțitoare ale metalului de bază, care conduc la micșorarea temperaturii de topire a oxizilor de pe suprafața laminatului sau la mărirea plasticității acestora, asigură și reducerea valorilor unghiului de prindere ca urmare a unor coeficienți de frecare mai reduși.

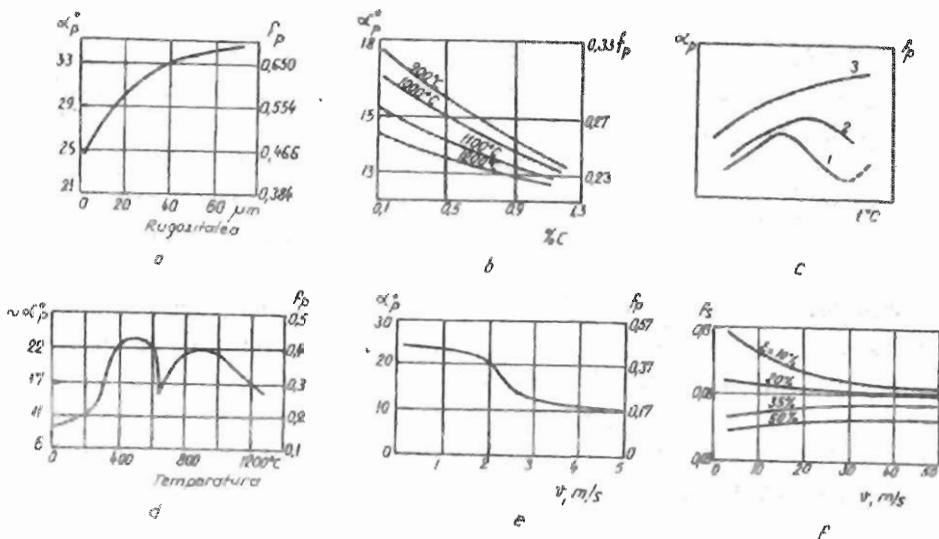


Fig.3.6. Influență diferenților factori asupra valorilor unghiului de prindere și a coeficientului de frecare:

- a - influența rugozității cilindrilor;
- b - influența %C din oțelul laminat pentru diferite temperaturi;
- c - influența temperaturii în cazul încălzirii în aer (1), în atmosferă de argon (2) și în vid (3);
- d - influența temperaturii în cazul laminării oțelului;
- e - influența vitezei la laminarea la cald;
- f - influența vitezei la laminarea la rece.

Temperatura de laminare este considerată de foarte mulți cercetători ca principalul factor de influență al condițiilor de frecare dintre laminat și cilindri, respectiv al condițiilor de prindere.

În general la încălzirea și laminarea în aer, prin creșterea temperaturii laminatului, grosimea stratului de oxizi de pe suprafață crește continuu și în consecință valoarea coeficientului de frecare se mărește înbunătățindu-se și condițiile de prindere (fig.3.6.c - curba 1) până ce ating un maxim, după care începe procesul de înmuiere a oxizilor. Creșterea în continuare a temperaturii conduce la mărirea plasticității oxizilor, până chiar la topirea acestora și implicit la micșorarea valorii coeficientului de frecare și înrăutățirea condițiilor de prindere.

În cazul încălzirii și laminării în atmosferă protectoare sau în vid alura curbelor de variație a unghiului de prindere și a valorii coeficientului de frecare în funcție de temperatură, se modifică (fig.3.6.c - curbele 2 și 3). Lipsa maximului în cazul încălzirii și laminării în vacuum se explică prin faptul că neexistând oxizi, dispare și efectul acestora de unsoare tehnologică.

În cazul temperaturilor foarte înalte și al laminării în aer se constată o nouă creștere a valorii coeficientului de frecare ca urmare a apariției procesului de aderență a materialului laminat pe cilindri, care este cu atât mai pronunțat cu cât temperatura cilindrilor este mai apropiată de temperatura laminatului.

Alura generală de variație a coeficientului de frecare și a unghiului de prindere în funcție de temperatură suferă anumite modificări în funcție și de materialul metalic laminat. Astfel, în cazul oțelurilor, curba de variație $f = \phi(t)$ prezintă două maxime (fig. 3.6.d). Micșorarea bruscă a coeficientului de frecare la temperaturi în jurul a 700°C (în funcție de tipul de oțel) este legată de modificările calitative ce se produc în oxizi, respectiv de apariția unei noi faze de FeO , care în continuare produce intensificarea procesului de oxidare a oțelului și mărirea corepunzătoare a coeficientului de frecare.

Micșorarea în continuare a coeficientului de frecare la temperaturi de peste 1000°C se datorează în primul rând faptului că de la aceste temperaturi intensitatea oxidării oțelurilor se micșorează, iar în al doilea rând începe să apară efectul de usoare tehnologică al oxizilor ca urmare a creșterii plasticității lor.

O curbă $f = \phi(t)$ cu alura similară cu cea a oțelurilor apare și în cazul cuprului laminat cu reduceri mai mici de 20% (maximele apărând în jurul temperaturilor de 350°C și respectiv 550°C) și al alamei laminată cu reduceri de 20...30% (maximele fiind la temperaturi de circa 275°C și respectiv 480°C).

În cazul aluminiului și duraluminului, în intervalul de temperaturi $20\ldots480^{\circ}\text{C}$ curba de variație a coeficientului de frecare în funcție de temperatură are un caracter ascendent, ceea ce înseamnă că pe măsură ce temperatura este mai ridicată, prinderea în cazul aluminiului și a aliajelor sale se efectuează mai ușor în special ca urmare a intensificării procesului de aderență a materialului pe cilindri.

Viteza de laminare crescând conduce în general la micșorarea valorii coeficientului de frecare și în consecință la înrăutățirea condițiilor de prindere atât la laminarea la cald, cât și la laminarea la rece.

În cazul laminării la cald, de exemplu, creșterea vitezei de laminare de la 0,2 la 5,2 m/s produce o micșorare a unghiului de prindere de peste două ori [25], în special în intervalul de viteze cuprins între 2...3 m/s, pentru care scăderea unghiului de prindere este mult mai accentuată (fig. 3.6.e).

În cazul laminării la rece cu folosirea de usoare tehnologică (fig. 3.6.f), efectuându-se cercetări cu viteze de până la 50 m/s, s-a constatat că la reduceri mai mici de 20-25% prinderea se îngreunează, coeficientul de frecare se micșorându-se în timp ce la reduceri de peste 25...30% prinderea se usurează, coeficientul de frecare mărinindu-se într-o oarecare măsură, ca urmare a creșterii vitezei de laminare. Indiferent însă de modul de variație a coeficientului de frecare și implicit a unghiului de prindere, în funcție de viteza de laminare, la viteze de peste 20...25 m/s influența acesteia devine practic neglijabilă [24].

Creșterea valorii coeficientului de frecare și respectiv îmbunătățirea condițiilor de prindere, ca urmare a măririi vitezei, apare și în cazul laminării la rece fără ungere tehnologică a oțelului, cuprului sau nichelului.

Influența vitezei de laminare asupra condițiilor de frecare și de prindere nu a putut fi explicată satisfăcător, până în prezent. Se admite doar că

micșorarea coeficientului de frecare ca urmare a creșterii vitezei de laminare se datorează reducerii timpului de contact dintre laminat și cilindri.

În ceea ce privește *folosirea unsorilor tehnologice* în special la laminarea la rece, este cunoscut că, cu cât acestea au o efectivitate mai ridicată, cu atât prinderea se realizează în condiții mai grele ca urmare a reducerii valorilor coeficienților de frecare.

Din cadrul grupei de factori geometrici care influențează condițiile de prindere se pot menționa: reducerea aplicată și legat de aceasta dimensiunile laminatului înainte și după trecere, cât și diametrul cilindrilor de lucru.

Astfel, prin creșterea *reducerii*, respectiv prin mărirea grosimii inițiale a laminatului pentru o grosime finală constantă, sau prin micșorarea grosimii finale pentru o grosime inițială constantă (fig.3.7), unghiul de prindere se mărește ($\alpha_2 > \alpha_1$) și în consecință condițiile de prindere se înrăutătesc ca urmare a micșorării excesului de forțe de frecare din zona de deformare ($\beta - \alpha_2 < \beta - \alpha_1$).

Laminându-se în aceleași condiții de frecare și cu aceeași reducere, dar folosindu-se cilindri cu diametre diferite, rezultă că prin creșterea *diametrului cilindrilor de lucru* ($D_2 > D_1$) unghiul de prindere se micșorează ($\alpha_2 < \alpha_1$) și în consecință condițiile de prindere se îmbunătătesc (fig.3.8) ca urmare a creșterii excesului de forțe de frecare din zona de deformare ($\beta - \alpha_2 > \beta - \alpha_1$).

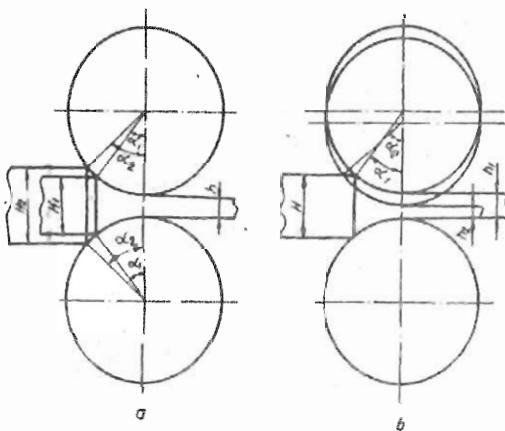


Fig.3.7. Influența variației reducerii absolute prin creșterea grosimii inițiale (a) și micșorarea grosimii finale a laminatului (b), asupra valorii unghiului α

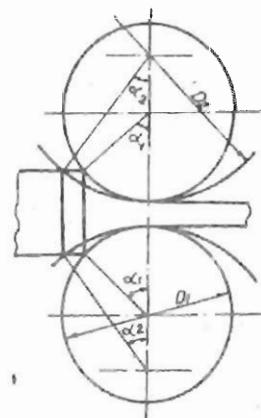


Fig.3.8. Influența variației diametrului cilindrilor asupra valorii unghiului α

La laminarea *în calibre* și forma acestora poate influența condițiile de prindere. Astfel în calibrele cu contur concav prinderea se realizează mai ușor decât pe cilindrii cu tăblie netedă. Din cercetările efectuate privind laminarea în

calibre simple (pătrat, romb, oval și rotund) a rezultat că unghiul de prindere se micșorează odată cu reducerea umplerii calibrelor și cu mărirea înălțimii inițiale a laminatului și a raportului dintre axele calibrului (b/h), apropiindu-se ca valoare de cea a unghiului de prindere realizat pe cilindrii cu tăblie netedă. Astfel de exemplu, când raportul dintre diagonalele calibrului $b/h = 4$ unghiul de prindere în calibrele ovale este practic egal cu cel de la laminarea pe tăblie netedă.

In cazul laminării la rece și în general la valori ridicate ale forței de laminare, prinderea laminatului între cilindri este influențată și de **deformația elastică a cilindrilor și laminatului** datorită căreia unghiul de prindere se micșorează, ca urmare a creșterii în măsură mai mare a razei cilindrilor prin deformare elastică (R_d) în zona de deformare (v.relația 1.20), decât deformarea elastică a laminatului (Δ), conform relației:

$$\cos \alpha = 1 - \frac{\Delta h + \Delta}{2 \cdot R_d} \quad (3.16)$$

Tot în cazul laminării la rece, valoarea unghiului maxim de prindere corespunzător stadiului stabilizat al procesului depinde și de **forțele de tracțiune anterioară (T_1) și posterioară (T_o)** aplicate laminatului, conform relației:

$$\operatorname{tg} \frac{\alpha_{\max}}{2} = 0,5 \cdot f + \sqrt{\left(\frac{f}{2}\right)^2 + \frac{T_1 - T_0}{4 \cdot p_{med} \cdot B \cdot R}} \quad (3.17)$$

Dacă $T_1 = T_0 = 0$, relația (3.13) devine $\operatorname{tg} \alpha_{\max} = 2 \cdot f$ sau $\alpha_{\max} = 2\beta$

În mod preactic, pentru înbunătățirea condițiilor de prindere și în concordanță cu influența factorilor menționați mai sus și centralizați și în tabelul 3.1, se va îndepărta (prin deșunderizare) stratul de oxizi de suprafața laminatelor, prinderea se va executa la viteze și pe cât posibil la temperaturi mai reduse, se vor folosi cilindri cu diametre mai mari și se va micșora reducerea pe înălțime a laminatului.

Tabelul 3.1

Principalii factorii de influență asupra prinderii [factorii crescând conduc la mărirarea (▲) sau micșorarea (▼) unghiului de prindere]													
Δh	D	H , pentru $h = \text{est.}$	h , pentru $H = \text{est.}$	$\varepsilon = \Delta h/H$ pentru $H = \text{est.}$	$f = \operatorname{tg} \beta$	$t^0 < 700$	$t^0 > 800$	%C în oțel	v_c m/s	σ_c la rece	Ecrui- sare	Q com- prim.	
▲	▼	▲	▼	▲	▲	▲	▼	▼	▼	▼	▼	▲	

3.4. Determinarea experimentală a unghiului de prindere.

Determinarea unghiului de prindere în stadiul inițial sau stabilizat al procesului de laminare ne permite calcularea în special a coeficientului de frecare dintre laminat și cilindri, în respectivele stadii ale procesului de laminare.

Pentru stadiul inițial și respectiv stadiul stabilizat al procesului de laminare, determinarea unghiului de prindere se efectuează folosindu-se metodele prezentate în cadrul capitolului 2.4 și respectiv a relațiilor:

- pentru stadiul inițial al prinderii:

$$\alpha_p = \arccos\left(1 - \frac{\Delta h}{D}\right) \quad (3.18)$$

$$\tan \alpha_p = \frac{\sqrt{\Delta h(2D - \Delta h)}}{D - \Delta h} \quad (3.19)$$

Pentru cazul unghiurilor $\alpha < 6^\circ$ cum se întâmplă la laminarea la rece a benzilor din relația (1.14) se obține:

$$\alpha_p = \frac{l_c}{R} = \sqrt{\frac{\Delta h}{R}} \quad (3.20)$$

- pentru stadiul stabilizat al procesului de laminare:

$$\alpha_{max} = \arccos\left(1 - \frac{\Delta h_{max}}{D}\right) \quad (3.21)$$

Din determinările efectuate de foarte mulți cercetători, valori informative ale unghiurilor de prindere realizate la laminare sunt date în tabelul 3.2

Tabelul 3.2
Valori informative ale unghiurilor de prindere

Condițiile laminării		α , grad
la rece	fără ungere	6...8
	cu ungere pe cilindrii bine slefuiți	3...4
la cald	table - din oțel	18...22
	- din aluminiu la $350^\circ C$	20...22
	- din nichel la $1100^\circ C$	22
	- din alamă cu 62...68% Zn, la $800^\circ C$	21...24
	- cupru la $900^\circ C$	27
profile din oțel		22...24
bluminguri și caje degrosoare cu cilindrii cu striuri		27...34

Capitolul 4.

DEFORMAREA TRANSVERSALĂ LA LAMINARE

4.1. Noțiuni generale.

La laminare, ca urmare a reducerii înălțimii laminatului, materialul metalic se deplasează ("curge") atât în direcție longitudinală cât și în direcție transversală.

Lățirea la laminare reprezintă deformația pozitivă ce apare pe direcția transversală a laminatului (perpendiculară pe direcția de laminare), ca urmare a deplasării materialului metalic de pe înălțimea laminatului, prin reducerea acesteia în timpul procesului de deformare.

Lățirea apare în orice proces de laminare atât la cald cât și la rece, dar importanța cea mai mare o are în cazul laminării la cald a semifabricatelor și profilelor, condiționând valorile reducerii aplicate, a avansului și a presiunii de laminare, care vor scădea prin creșterea lățirii.

Lățirea se caracterizează printr-o valoare absolută și mai multe valori relative. Valoarea absolută a lățimii se exprimă prin diferența dintre lățimea finală (B_2) și cea inițială (B_1) a laminatului:

$$\Delta b = B_2 - B_1 \quad (4.1)$$

Valorile relative ce pot caracteriza lățirea sunt:

$$- \text{coeficientul de lățire } \beta = B_2 / B_1 \quad (4.2)$$

$$- \text{coeficientul de lățire a lui Geuze } a = \Delta B / B_1 \quad (4.3)$$

$$- \text{coeficientul logaritmic de lățire } \ln(B_2 / B_1) \quad (4.4)$$

Coeficientul de lățire a se exprimă frecvent și ca raport dintre volumul de material ce se deplasează pe direcție transversală (dV_b) și volumul de material ce se deplasează de pe înălțimea laminatului (dV_h):

$$a = \frac{dV_b}{dV_h} = - \frac{V \frac{db}{b}}{V \frac{dh}{h}} = \frac{\ln \frac{B_2}{B_1}}{\ln \frac{h_o}{h_i}} = \frac{\ln \beta}{\ln \mu} \quad (4.5)$$

Sub această formă coeficientul de lățire variază între : $0 < a < 1$.

Dacă $a = 0$ rezultă $\beta = 1$ deci lătirea este nulă, iar întregul volum de material deplasat de pe înălțimea laminatului se va regăsi pe lungimea sa, respectiv $\lambda = \mu$.

Dacă $a = 1$ rezultă că $\beta = \mu$, deci întregul volum de material deplasat de pe înălțimea laminatului se va regăsi pe lătirea sa, iar dacă $a = 0,5$ rezultă că:

$$\beta = \lambda = \sqrt{\mu} \quad (4.6)$$

Cu o precizie de până la 3 % relația (4.5) se poate înlocui cu următoarea formulă:

$$a = \frac{\Delta b}{\Delta h} \cdot \frac{h_{med}}{B_{med}} \quad (4.7)$$

Valoarea coeficientului de lătire a se micșorează prin creșterea tensiunii de pe direcția transversală (σ_y) și micșorarea tensiunii de pe direcția longitudinală (σ_x). Aceste tensiuni σ_y și σ_x fiind generate de forțele de frecare de pe direcțiile corespunzătoare y și x , vor fi proporționale cu dimensiunile zonei de deformare respectiv cu lătirea medie a laminatului (B_{med}) și cu lungimea zonei de contact (l_c).

Pentru situația când $B_{med} / l_c = 1$ rezultă $\sigma_y \approx \sigma_x$, iar $a = 0,5$. În mod real coeficientul de lătire este mai mic, ca urmare a faptului că $\sigma_y > \sigma_x$ și va scădea continuu pe măsură ce raportul B_{med} / l_c crește.

În majoritatea cazurilor, lătirea are un efect negativ, micșorând valoarea deformației pe direcție longitudinală, deformație prin care se apreciază intensitatea procesului de laminare. În cazul laminării în calibră însă, lătirea are un efect pozitiv, deoarece prin apariția sa asigură umplerea corespunzătoare a calibrelor.

Din aceste considerente lătirea reprezintă un parametru foarte important al teoriei laminării.

În timpul procesului de laminare pot să apară următoarele tipuri de lătire (fig.4.1):

- lătirea liberă, care apare în timpul laminării pe cilindrii cu tăblie netedă sau în calibră dreptunghiulară tip catie și la care mărimea deplasării particulelor de material metalic în direcție transversală este condiționată numai de forțele de frecare ce apar între cilindri și laminat pe această direcție. Lătirea liberă este caracteristică în special laminării produselor plate și a semifabricatelor blușnuri și brame;

- lătirea limitată, apare la laminarea în calibră pătrate, rombice, ovale sau rotunde, la care mărimea deplasării particulelor de material metalic în direcție transversală este condiționată nu numai de forțele de frecare ci și de peretei laterali ai calibrelor care se opun lășirii libere a laminatului;

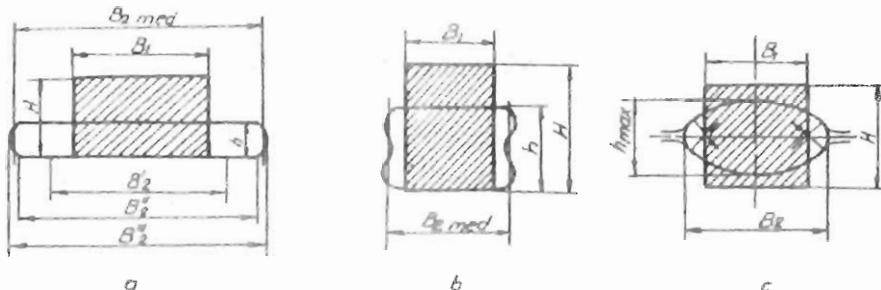


Fig.4.1. Principalele tipuri de lătire la laminare:
a - lătire liberă convexă; b - lătire liberă concavă; c - lătire limitată;

- lătirea forțată (fig.4.2), care apare la laminarea în calibre cu contur concav, cum sunt de exemplu calibrele de spintecare, specifice laminării profilelor cu aripi U, I și sină C.F. unde deplasarea particulelor de material metalic în direcție transversală este asigurată de apariția unor forțe (de sens contrar forțelor de frecare) generate de materialul metalic învecinat zonei unde apare lătirea. Acest tip de frecare reprezintă rezultatul neuniformității deformației atât pe înălțimea cât și pe lățimea laminatului.

Lătirea forțată apare ca urmare suprapunerii următoarelor fenomene:

- aluncării materialului metalic pe suprafața de contact;
- împingerii particulelor de material din zona mai puternic deformată înspre zonele mai puțin deformate
- bombarea zonelor centrale de pe înălțimea laminatului.

Lătirea limitată și lătirea forțată se estimează prin amplificarea cu coeficienți subunitari și respectiv supraunitari a valorilor obținute prin folosirea relațiilor de calcul specifice lășirii libere. Pe acest considerent în cele ce vor urma, studiul lășirii se va face doar pentru cazul lășirii libere.

Lătirea liberă, în funcție de raportul dintre înălțimea și lățimea inițială a secțiunii transversale a laminatului, poate să apară sub două forme:

= lătirea convexă (fig.4.1.a), apare când $\frac{H}{B_1} \leq 1$ și reprezintă rezultatul a trei efecte:

- alunecarea particulelor de material pe suprafața de contact:

$$\Delta b' = B_2' - B_1' \quad (4.8)$$

- trecerea suprafețelor laterale ale laminatului pe suprafața de contact:

$$\Delta b'' = B_2'' - B_1'' \quad (4.9)$$

- bombarea suprafețelor laterale ale laminatului:

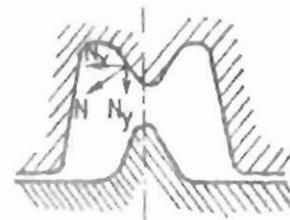


Fig.4.2. Lătirea forțată într-un calibră de spintecare

$$\Delta b''' = B_2''' - B_2'' \quad (4.10)$$

Lățirea medie ca o rezultantă a componentelor lățirii convexe se poate calcula din următoarea relație:

$$\Delta b = B_2 - B_1 = \Delta b' + \Delta b'' + k \cdot \Delta b''' \quad (4.11)$$

în care k este un coeficient care ține cont de mărimea convexității marginilor laminatului ($k = 0,5 \dots 0,66$).

Ponderea acestor componente ale lățirii convexe depinde atât de calitatea materialului laminat, cât și de condițiile de laminare (gradul de reducere, condițiile de frecare, dimensiunile laminatului, etc.). Astfel de exemplu în cazul laminării la temperatura de 930°C a unei probe din oțel cu grosimea inițială de 18 mm., pe laminor cu diametrul cilindrilor de 210 mm și aplicându-se o reducere de $\epsilon = 65\%$ ponderea fiecărei din componente ale lățirii convexe a avut următoarele valori: $\Delta b' = 71,2 \dots 71,7\%$, $\Delta b'' = 28 \dots 28,2\%$, iar $\Delta b''' = 0,1 \dots 0,8\%$.

În general s-a stabilit că lățirea se datorește în special bombării, când reducerea aplicată este $\epsilon < 20\%$, bombării și trecerii suj rafețelor laterale pe suprafața de contact când $20\% < \epsilon < 50\%$ și alunecării materialului pe suprafața de contact când $\epsilon > 50\%$.

= Lățirea concavă (fig.4.1.b) apare în general când raportul $\frac{H}{B_1} > 1$ și se datorește prezenței deformației neuniforme pe înălțimea laminatului, respectiv a nepătrunderii deformației spre centrul secțiunii laminatului. Reducerea scăzând de la nivelul suprafeței de contact spre centrul laminatului, rezultă că și lățirea va scădea proporțional, având în vedere legea volumului constant $(\beta = \frac{\mu}{\lambda})$. Ca urmare a acestui fenomen se va apărea concavitatea din zona centrală a secțiunii laminatului, ca urmare a unei lățiri foarte mici. În ceea ce privește valoarea mai mică a lățirii la nivelul suprafețelor de contact, aceasta se datorează rezistenței opuse de către forțele de frecare deplasării libere a particulelor metalice pe suprafața de contact. Lățire concavă apare în special la primele treceri de la laminarea la bluming și slebbing și în general este considerat un defect de laminare care trebuie evitat.

În urma laminărilor experimentale efectuate de diferiți cercetători, au rezultat condițiile prezентate în tabelul 4.1, pentru a se evita apariția lățirii concave.

Tabelul 4.1

Condiția	Modul de realizare al condiției
$\frac{H}{l_c} < 2$ sau $H < 2\sqrt{R\Delta h}$	micșorarea valorii raportului prin mărirea lungimii arcului de contact (l_c), respectiv prin mărirea reducerii (Δh);
$\frac{H}{D} < 0,35 \dots 0,52$	micșorarea valorii raportului prin reducerea înălțimii inițiale a laminatului (H);
$\frac{D \cdot \Delta h}{H} \geq 0,5$	mărirea raportului prin creșterea reducerii (Δh) sau micșorarea înălțimii inițiale a laminatului (H).

4.2. Repartizarea latirii pe lungimea si latimea zonei de deformare.

Pentru studiul variației lățirii pe lungimea arcului de contact se va ține cont în primul rând de faptul că între latirea Δb_x și reducerea Δh_x în fiecare punct al arcului de contact se admite o dependență de forma:

$$\frac{\Delta b_x}{\Delta h_x} = \frac{\Delta b}{\Delta h} = \text{const.}$$

Reducerea pe lungimea arcului de contact prezintând o variație parabolica, exprimată aproximativ de ecuația $\Delta h_x = R\alpha_x^2$, rezultă că și latirea va prezenta același tip parabolic de variație, care se va apropia cu atât mai mult de o linie dreaptă cu cât gradul de reducere aplicat în timpul laminării este mai mare. (fig.4.3):

$$\Delta b_x = a \cdot \Delta h_x = a \cdot R\alpha_x^2 \quad (4.12)$$

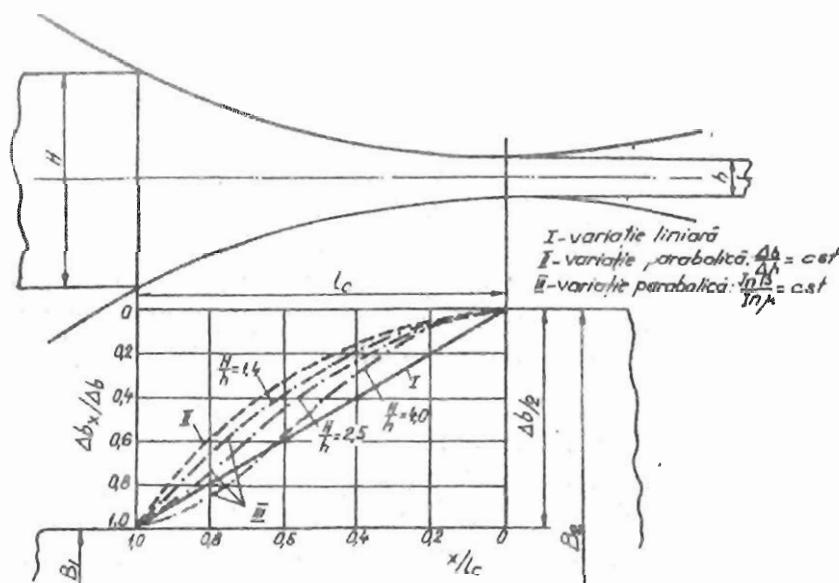


Fig.4.3. Variația lățirii pe lungimea arcului de contact:

I - variație liniară; II - variație parabolică de tipul $\Delta b_x = a \cdot R\alpha_x^2$;

III - variație parabolică de tipul $\ln \beta / \ln \mu = \text{const.}$

Din legea volumului constant aplicată zonei de deformare a laminării exprimată sub forma:

$$\frac{db}{b} + \frac{dh}{h} + \frac{dl}{l} = 0 \quad (4.13)$$

în care b , h , l sunt lățimea, înălțimea și respectiv lungimea zonei de deformare, se poate obține următoarea ecuație diferențială a lățirii:

$$\frac{db}{b} = -k \frac{dh}{h} \quad (4.14)$$

Integrând această relație pentru $k = a = \text{const.}$ se obține următoarele expresii pentru variația lățimii și lățirii laminatului pe lungimea arcului de contact:

$$b_x = b_o (h_o / h_x)^a \quad (4.15')$$

$$\Delta b_x = b_o \cdot [(h_o / h_x)^a - 1] \quad (4.15'')$$

Determinată experimental de către E.F.Şarapin [6], variația lățimii și a lățirii pe lungimea arcului de contact corespunde unor expresii exponențiale de forma:

$$B_x = B_1 \cdot e^{c \cdot f(h)} \quad (4.16')$$

$$\Delta b_x = B_1 \cdot [e^{c \cdot f(h)} - 1] \quad (4.16'')$$

în care:

$$c = \ln \beta \frac{\mu}{\mu - 1}, \quad \text{iar} \quad f(h) = \frac{h_o - h_x}{\mu \cdot h_x}$$

În ceea ce privește variația lățirii pe lățimea laminatului s-au efectuat experimentări, care au condus la concluzia că repartiția lățirii pe lățimea zonei de deformare se efectuează neuniform, neuniformitate ce are valori cu atât mai mari cu cât ne apropiem mai mult de centrul lățimii laminatului (secțiunea III) și respectiv de suprafețele de contact cu cilindri laminorului (secțiunile 1 și 5) figura 4.4.

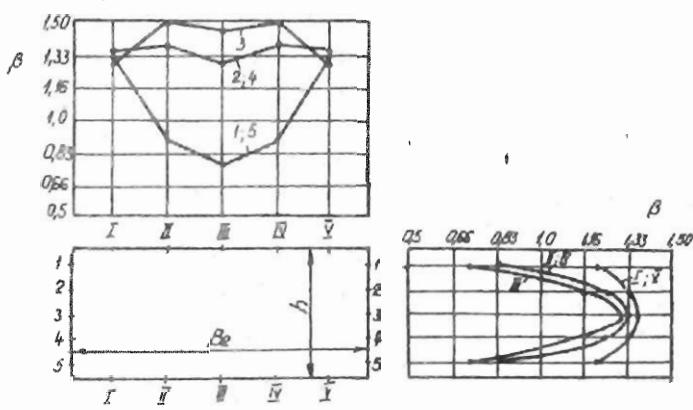


Fig.4.4. Variația lățirii pe lățimea și grosimea laminatului

4.3. Factori care influențează lațirea.

Studiul lațirii din punct de vedere al influenței pe care îl au diferenții factori ai procesului de laminare, este de mare importanță deoarece de valoarea lațirii depinde atât modul în care are loc deformarea laminatului cât și alți parametri ai procesului de laminare cum sunt avansul sau presiunea de laminare.

Principalii factori, care au o influență asupra lațirii ce nu poate fi neglijată, sunt următorii:

a - factori ce țin cont de materialul laminat:

- compoziția chimică a materialului;
- structura materialului;

b - factori ce țin cont de dimensiunile zonei de deformare;

- lățimea și înălțimea inițială a laminatului;
- reducerea aplicată;
- diametrul cilindrilor de lucru;
- raportul dintre lățimea și lungimea zonei de deformare;
- forma calibrului;

c - factori ce țin cont de condițiile în care are loc laminarea:

- condițiile de frecare dintre laminat și cilindri;
- temperatura de laminare;
- viteza de laminare;
- starea de tensiune din zona de deformare;
- tensiunea aplicată în laminat;
- numărul de treceri în care are loc laminarea.

4.3.1. Factorii ce țin cont de materialul laminat

Compoziția chimică a materialului laminat influențează lațirea prin natura și compoziția oxizilor ce se formează pe suprafața laminatului. Astfel, în cazul laminării oțelurilor, elementele de aliere care ridică temperatura de înmuiere și de topire a oxizilor, conduc la creșterea lațirii, în timp ce elementele de aliere care micșorează această temperatură, conduc la reducerea valorii lațirii.

Este cunoscut de exemplu că oțelurile aliate cu crom se lațesc mai mult decât oțelurile carbon (fig.4.5) deoarece prin încălzirea în vederea laminării aceste oțeluri se acoperă cu un strat de oxizi dur și foarte puțin plastic, care conduce la creșterea valorii coeficientului de frecare de pe suprafețele de contact.

S-a constatat de asemenea că influența variației compoziției chimice a oțelurilor asupra valorii lațirii se manifestă numai în cazul când prin variația compoziției se schimbă și grupa structurală a oțelului. În cadrul aceleiași grupe

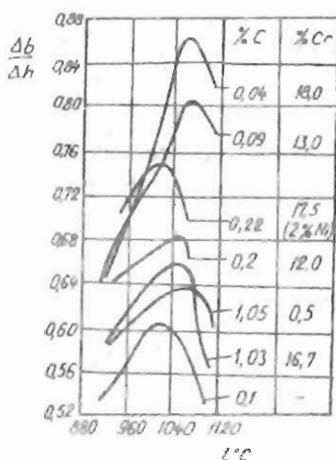


Fig.4.5. Influența conținutului în carbon și crom a unor oțeluri, asupra lățirii la laminare

structurale, variația concentrației elementelor de aliere practic nu influențează lățirea.

În mod practic, pentru a se ține cont de influența compoziției chimice a oțelurilor aliante asupra lățirii la laminare, se efectuează calculul lățirii ca și pentru cazul oțelurilor carbon, iar valoarea obținută se amplifică cu un coeficient m care variază de la 1,10 pentru oțelurile ledeburitice la 1,55 ... 1,60 pentru oțelurile feritice și austenitice cu carburi (tabelul 4.2).

În ceea ce privește oțelurile carbon laminate cu reduceri sub 40%, s-a constatat că variația conținutului de carbon nu influențează practic lățirea, cu atât mai mult cu cât și temperatura de laminare este mai redusă.

Pentru cazul metalelor și aliajelor neferoase cercetările efectuate sunt în număr foarte redus. Totuși se cunoaște că comparativ cu oțelul carbon laminat la cald, plumbul prezintă o lățire mai mare de 1,01...1,05 ori, cuprul de 1,05...1,15 ori, iar aluminiul de 1,25... 1,4 ori (fig. 4.6). La aliajele de aluminiu s-a constatat că adausul de cupru nu influează lățirea spre deosebire de mangan care conduce la creșterea lățirii.

În ceea ce privește influența structurii asupra lățirii oțelurilor laminate la cald, după cum este prezentat atât în cele expuse mai sus, cât și în tabelul 4.2 rezultă că prin modificarea structurii lățirea poate varia în limite foarte largi.

Tabelul 4.2
Valorile coeficientului m (după I.M.Cijicov)

Grupa structurală a oțelului	Mărce de oțeluri conform STAT	m
Oțel carbon	OL 32	1,00
Oțeluri ledeburitice	RW 180	1,10
Oțeluri perlitice, perlito-martensitice, martensitice	OSC 7 RUL 1 E-III-2,5 40 C 130 38 Mo C A 09	1,24 1,29 1,29 1,33 1,35
Oțeluri austenitice	Ni 13-15%, Mo 0,25-0,4%, W 2-2,75 22 MNC 130	1,36 1,42
Oțeluri austenitice cu fază în exces	10 TNC 180 15 NC 230	1,44 1,53
Oțeluri feritice cu Cr și Al		1,55
Oțeluri austenitice cu carburi		1,62

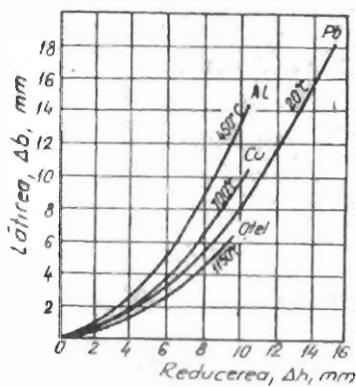


Fig.4.6. Variația lățirii la laminarea cu diferite reduceri a Al, Cu și Pb comparativ cu un oțel carbon

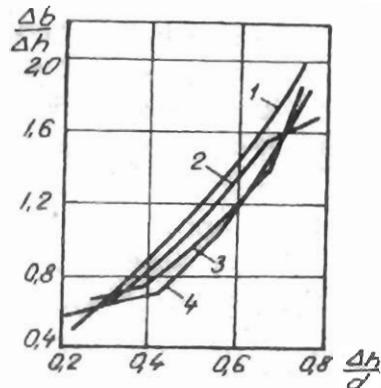


Fig.4.7. Variația coeficientului de lățire la aplatisarea unei sârme de $\phi 1,4$ mm. din oțel de tip OSC 7, în funcție de reducerea aplicată și de structura: 1 - sorbitic ecrusat; 2 - perlitic; 3 - sorbitic după patentare; 4 - sorbito-perlitic

Se constată de asemenea că la unul și același oțel modificându-se structura prin tratamente termice, lățirea poate varia în măsură foarte mare. De exemplu la aplatisarea unei sârme cu diametrul de 1,4 mm. din oțel de tip OSC 7 coeficientul de lățire $\Delta b/\Delta h$ variază în funcție de structura oțelului după cum este prezentat în figura 4.7.

4.3.2. Factori ce țin cont de dimensiunile zonei de deformare

Influența lățimii inițiale a laminatului asupra lățirii se poate exprima prin intermediul legii volumului constant astfel:

$$\frac{B_2}{B_1} = \frac{H}{h} \cdot \frac{L_1}{L_2} \text{ sau } B_2 = B_1 \frac{\mu}{\lambda}$$

de unde:

$$\Delta b = B_2 - B_1 = B_1 \left(\frac{\mu}{\lambda} - 1 \right) \quad (4.17)$$

Din examinarea relației (4.17) rezultă că pentru o valoare constantă a reducerii, lățirea crește direct proporțional cu mărirea lățimii laminatului. În realitate însă dependența lățirii de lățimea laminatului prezintă un caracter mult mai complex. Astfel pentru cazul laminatelor foarte înguste, lățirea crește continuu pe măsură ce lățimea laminatului se mărește, până ce la o anumită valoare critică a lățimii, la care lățirera atinge un maxim, după care creșterea în continuare a lățimii laminatului conduce la scăderea valorii lățirii (fig.4.8).

Acest mod de variație se explică astfel: laminându-se benzi foarte înguste, tensiunea de pe direcția transversală a zonei de deformare σ_2 este mai mică decât tensiunea pe direcția longitudinală σ_3 și în consecință deformarea pe lățime rezultă mai mare decât deformarea pe direcția longitudinală ($\beta > \lambda$).

Crescând lățimea laminatului tensiunea σ_2 crește ca urmare a măririi forțelor de frecare și în momentul când $\sigma_2 = \sigma_3$ curba de variație a lățirii în funcție de lățime atinge un maxim, pentru care corespund deformații egale pe direcție transversală și longitudinală ($\beta = \lambda$). Lațirea în acest caz va fi:

$$\Delta b = B_1(\mu^{0.5} - 1) \quad (4.18)$$

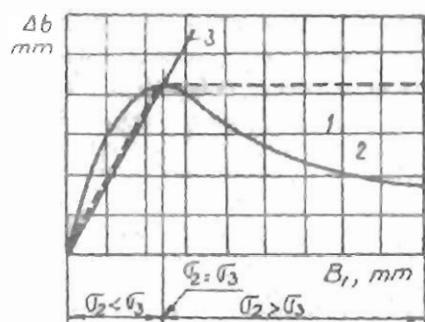


Fig.4.8.Variația lățirii în funcție de lățimea inițială a laminatului, șinând cont de:
1-fără influența extremităților din afara zonei de deformare; 2-cu influența extremităților din afara zonei de deformare; 3-pentru $\beta = \mu / \lambda$

După acest maxim tensiunea σ_2 devenind mai mare decât tensiunea σ_3 deformația pe lățime se micșorează continuu devenind pentru anumite lățimi ale laminatului practic neglijabilă. Valoarea acestei lățimi, pentru care lațirea devine practic egală cu zero, depinde și de grosimea inițială a laminatului în sensul că, cu cât raportul dintre lățimea și înălțimea inițială a laminatului este mai mare, cu atât deformația pe direcție transversală dispare la lățimi din ce în ce mai mari. În general se poate admite că în zona din stânga maximului curbei

Dacă prin creșterea grosimii inițiale a laminatului se ajunge în situația ca $H/B_1 > 1$ se constată că lățirea este diferită pe înălțimea laminatului și anume la nivelul secțiunii de contact cu cilindrii laminorului lățirea crește, după ce atinsese un minim pentru $H/l_e < 2$, în timp ce în zona de mijloc a grosimii laminatului lățirea scade continuu, ajungând chiar la valori negative corespunzătoare apariției lățirii convexe.

Reducerea aplicată în timpul laminării este principalul factor ce influențează valoarea lățirii la laminare.

Prima evidențiere a influenței reducerii asupra lățirii a dat-o Geuze care a considerat că valoarea lățirii absolute variază liniar în funcție de reducerea aplicată:

$$\Delta b = a\Delta h \quad (4.21)$$

în care a este coeficientul de proporționalitate numit și coeficient de lățire.

Cercetările ulterioare au demonstrat că valoarea coeficientului de lățire $a = \Delta b / \Delta h$ nu este o constantă, ci depinde, după cum s-a mai precizat și mai sus, de toți factorii de care depinde și lățirea. În acest sens se poate preciza că cea mai mare influență asupra coeficientului de lățire o are reducerea relativă aplicată la laminare (fig.4.9), care crescând (pentru valori constante ale grosimii inițiale a laminatului sau ale reducerii absolute) conduce la mărirea lățirii. Alura curbei $a = f(\varepsilon)$ se schimbă însă, dacă se admite grosimea finală a laminatului constantă (pentru $\Delta h \neq \text{cst}$ sau $H \neq \text{cst}$), ca rezultat al influenței a doi factori cu acțiune contradictorie, care au o ponderă mai mare sau mai mică în funcție de reducerea relativă aplicată. Primul factor îl reprezintă deplasarea de material de pe verticala secțiunii în direcție transversală (asigurând lățirea), volumul acestuia fiind cu atât mai mare cu cât și reducerea are valori mai ridicate. Acest factor acionează cu precădere la reduceri relative de până la 50%, după care creșterea în continuare a reducerii asigură acțiunea celui de al doilea factor respectiv schimbarea raportului dintre tensiunile principale ce acționează în zona de deformare în direcție longitudinală (σ_3) și în direcție transversală (σ_2) în sensul micșorării tensiunii de comprimare σ_3 , ca urmare a schimbării poziției componentelor normală și tangențială a forței de laminare pe lungimea arcului de contact. În consecință deformarea în direcție longitudinală crește (rezistență

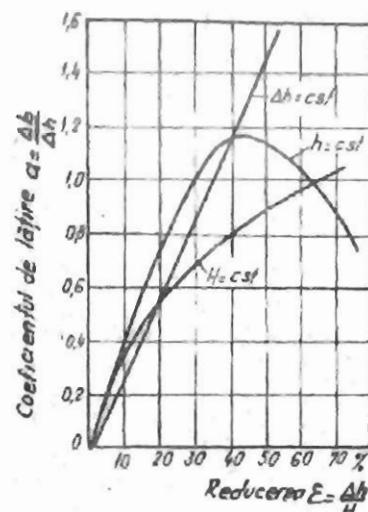


Fig.4.9.Variatia ccoeficientului de lățire în funcție de reducerea relativă aplicată

În figura 4.9 se prezintă variația coeficientului de lățire $a = \frac{\Delta b}{\Delta h}$ în funcție de reducerea relativă aplicată $\varepsilon = \frac{\Delta h}{H}$. Trei curbe sunt prezentate pentru trei situații diferențiale:

- Curba superioară, etichetată $\Delta h = \text{cst}$, reprezintă valoarea lățirii la laminare pentru grosimi de contact constante. Această curbă crește monoton, de la aproximativ 0.4 la 1.7, în funcție de reducerea aplicată.
- Curba mijlocie, etichetată $H = \text{cst}$, reprezintă valoarea lățirii la laminare pentru grosimi de contact constante. Această curbă crește inițial și atinge un maximum la $\varepsilon \approx 0.4$ (cu $a \approx 1.1$), după care se reduce și devine negativă la $\varepsilon \approx 0.7$.
- Curba inferioară, etichetată $H = \Delta h$, reprezintă valoarea lățirii la laminare pentru valori de grosime de contact care cresc proporțional cu reducerea aplicată. Această curbă crește inițial și atinge un maximum la $\varepsilon \approx 0.4$ (cu $a \approx 1.1$), după care devine aproape constantă cu valoarea de aproximativ 1.1.

la deformare scăzând), iar lătirea se micsorează conform legii volumului constant exprimată sub forma: $\beta = \mu / \lambda$.

Diametrul cilindrilor de laminare influențează lătirea tot prin schimbarea raportului dintre tensiunile σ_2 și σ_3 . Astfel prin mărirea diametrului cilindrilor de lucru, crește lungimea zonei de deformare, cresc forțele de frecare în direcția longitudinală și în consecință tensiunea σ_3 se mărește. Ca urmare rezistența la deplasarea particulelor materiale în direcție longitudinală se măreste, alungirea scade iar lătirea se mărește. Deci creșterea diametrului cilindrilor conduce la mărirea continuă a lățirii (fig.4.10), cu o intensitate cu atât mai mare cu cât și reducerea aplicată are o valoare mai ridicată.

Factorii geometrici menționați mai sus (H , B , Δh , D), influențează lătirea în mod diferit în funcție și de raportul ce există între ei. În acest sens o importanță deosebită o are influența asupra lățirii a raportului dintre lățimea și lungimea zonei de deformare $\left(\frac{B_1}{l_c} = \frac{B_1}{\sqrt{R\Delta h}} \right)$. În funcție de acest raport se pot distinge urmatoarele trei situații (fig.4.11): $B_1 / l_c < 1$; $B_1 / l_c = 1$; $B_1 / l_c > 1$

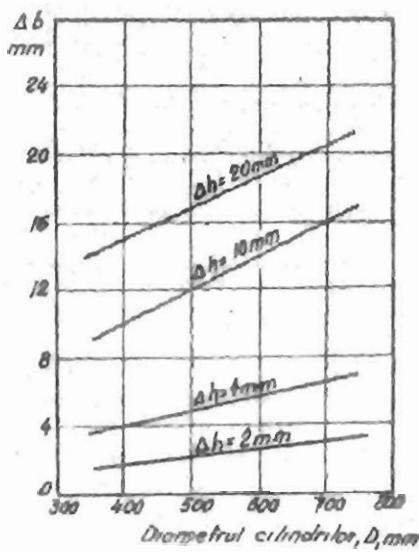


Fig.4.10.Variatia lățirii în funcție de diametrul cilindrilor și reducerea aplicată la laminare

Analizându-se aceste trei situații prin prisma legii minime rezistențe rezultă că lătirea apare prin deplasarea particulelor materiale din zona I a focarului de deformare, ca urmare a reducerii pe verticală a laminatului.

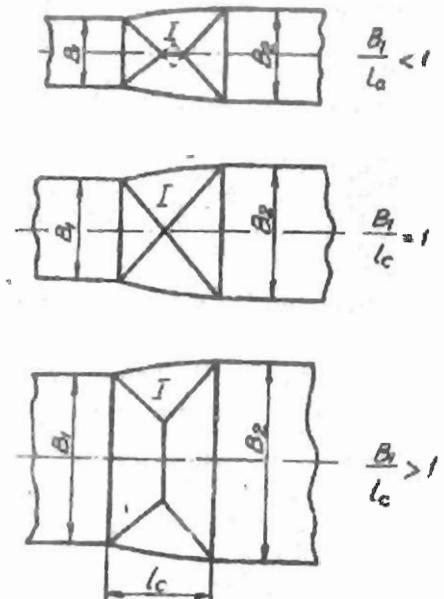


Fig.4.11.Forma zonei de deformare pentru diferite valori ale raportului B_1 / l_c

În această situație lățirea va fi cu atât mai mare cu cât și suprafața acestor zone va avea o ponderă mai ridicată în secțiunea suprafeței de contact. În același timp suprafața zonelor I scade pe măsură ce raportul B_1 / l_c crește, deci lățirea se va micșora (fig.4.12). Dacă se admite ca lungimea zonei de deformare este constantă, rezultă că alura curbei de variație $\Delta b = f(B_1 / l_c)$ este similară cu cea a variației lățirii în funcție de lățime (fig.4.8), cu precizarea că ramura din stânga maximului corespunde raportului $B_1 / l_c < 1$, iar ramura din dreapta corespunde raportului $B_1 / l_c > 1$, ceea ce înseamnă că pentru maximul curbei raportul este $B_1 / l_c = 1$.

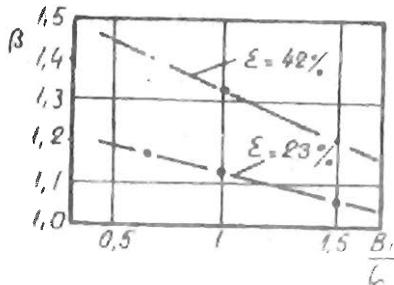


Fig.4.12. Variația coeficientului de lățire β în funcție de raportul B_1 / l_c și reducerea aplicată la laminarea la 1050°C a unor probe din oțel de $15 \times 15 \text{ mm}$.

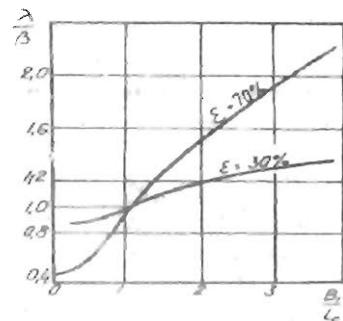


Fig.4.13. Vatiația raportului λ / β în funcție de geometria zonei de deformare și de reducerea aplicată

Examinându-se de asemenea variația raportului λ / β în funcție de același parametru caracteristic al geometriei zonei de deformare B_1 / l_c , rezultă ca pentru $B_1 / l_c = 1$, raportul λ / β nu depinde de valoarea reducerii aplicate în timpul laminării (fig.4.13).

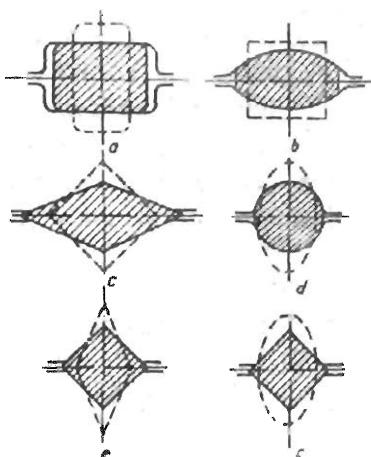


Fig.4.14. Modul de laminare în diferite calibre simple: a-cutie; b-oval; c-rombic; d-rotund; e-f-pătrat

Forma calibrelor influențează lățirea laminatului în special ca urmare a neuniformității deformației ce apare ca rezultat al diferenței dintre forma semi-fabricatului și forma calibrului în care are loc laminarea.

În cazul laminării în calibre cutie (fig.4.14,a) laminatul nu vine, de obicei în contact cu pereții lateralii ai calibrului și astfel lățirea se desfășoară ca, și în cazul laminării pe tăble netedă, pe când laminarea pătratului în romb sau oval, a ovalului în pătrat și a rombului în pătrat (fig.4.14,b...f), pe lângă variația reducerii pe lățimea laminatului, care condiționează

valoarea lățirii, are loc și frânarea lățirii de către pereții înclinați ai calibrelor (fig.4.14). Din această cauză lățirea în astfel de calibre este mai mică decât în cazul laminării pe cilindri cu tăblia netedă. Dacă unghiul peretelui calibrului tinde spre valoarea de 90° , lățirea poate chiar să lipsească.

4.3.3. Factorii ce țin cont de condițiile în care are loc laminarea

Condițiile de frecare din zona de deformare influențează latirea în mod diferențiat în funcție de reducerea aplicată și geometria zonei de deformare. Astfel după cum rezultă din experimentările lui Siebel [27] la reduceri mai mici de 30-35% creșterea coeficientului de frecare conduce la micșorarea lățirii în timp ce la reduceri mai mari, lățirea crește prin mărirea coeficientului de frecare (fig.4.15).

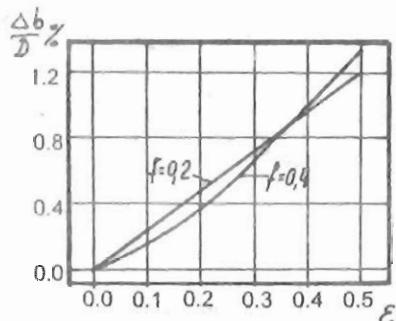


Fig.4.15. Variația lățirii (raportată la diametrul cilindrilor) în funcție de reducere și valoarea coeficientului de frecare:

pentru $h_{med}/D = 0,02$ și $b/h = 3$

B_1/l_c , care devine mai mare ca unitatea, se schimbă și raportul dintre rezistența opusă de forțele de frecare pe direcție longitudinală și transversală și ca urmare prin creșterea coeficientului de frecare lățirea scade. Având în vedere că și condițiile de frecare sunt influențate de anumiți factori, toți aceștia vor influența indirect și valoarea lățirii. Astfel cu cât gradul de prelucrare a suprafeței cilindrilor și duritatea acestora vor fi mai mari, cu cât unsoarea tehnologică are o eficacitate mai ridicată, cu atât coeficientul de frecare va avea valori mai mici, iar lățirea va fi mai mică pentru cazul zonelor de deformare lungi și respectiv va fi mai mare în cazul zonelor de deformare late.

În ceea ce privește influența temperaturii asupra lățirii se constată că alura curbei de variație $\Delta b/\Delta h = f(t)$ corespunde alurii curbei de variație a coeficientului de frecare în funcție de temperatură. Astfel pentru cazul reducerilor mari, de peste 40%, care corespund în general la rapoarte $B_1 / l_c < 1$, variația lățirii în funcție de temperatură prezintă un maxim, în timp ce în cazul reducerilor mici, de sub 30%, care corespund în general la rapoarte $B_1 / l_c > 1$ această variație prezintă un minim (fig.4.16).

Acest mod de variație a lățirii se explică tot pe baza legii minimei rezistențe. Astfel în cazul zonelor de deformare lungi $B_1/l_c < 1$ corespunzătoare unor valori mari ale reducerii, rezistența opusă față de forțele de frecare în direcția laminării, prin mărirea coeficientului de frecare, va crește mai repede decât rezistența opusă de forțele de frecare în direcție transversală și în consecință lățirea va crește.

În cazul reducerilor mai mici ca urmare a schimbării valorii raportului

Maximul sau minimul curbei de variație $\Delta b/\Delta h = f(t)$ corespunde în general intervalului de temperaturi pentru care și dependența coeficientului de frecare în funcție de temperatură prezintă maxim (fig.4.17).

Influența vitezei de laminare asupra lățirii se manifestă tot prin variația pe care o dă coeficientului de frecare. Având în vedere că mărirea vitezei de laminare, în general peste 1...1,5 m/s. conduce la micșorarea coeficientului de frecare și lățirea în mod corespunzător va scădea. Astfel crescând viteza de laminare până la valori de circa 1...1,5 m/s. apare o creștere a lățirii, după care viteza crescând în continuare până la 4...5 m/s, produce micșorarea lățirii pentru cazul zonelor de deformare lungi ($B_1/l_c < 1$) sau mărirea lățirii pentru cazul zonelor de deformare late ($B_1/l_c > 1$), ca urmare deci a micșorării coeficientului de frecare. Creșterea vitezei de laminare peste 4...5 m/s, aceasta practic nu va mai influența valoarea lățirii la laminare, deoarece la viteze mari variație coeficientului de frecare este neglijabilă. (fig.4.18).

Starea de tensiune din zona de deformare își schimbă raportul dintre tensiunile principale pe măsură ce reducerea aplicată variază. Astfel prin creșterea tensiunii principale maxime pe direcția înălțimii laminatului, ca urmare a măririi reducerii, coeficientul de frecare scade (v. cap.2) și în consecință lățirea relativă se va micșora pentru cazul zonelor de deformare lungi sau va crește în cazul zonelor de deformare late.

Tot în legătură cu schimbarea stării de tensiune este și cazul laminării cu tracțiune căreia îi corespunde schema de tensiune S_2 .

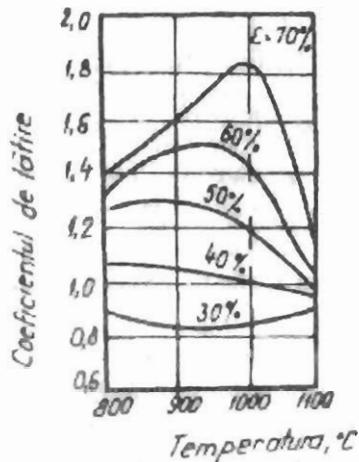


Fig.4.16. Variația coeficientului de lățire în funcție de temperatură și reducere.

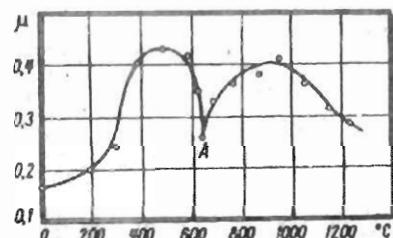


Fig.4.17. Variația coeficientului de lățire în funcție de temperatură

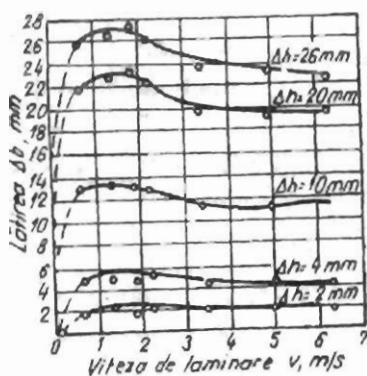


Fig.4.18. Variația lățirii la laminarea otelului în funcție de viteză și reducerea aplicată

Tensiunea în laminat are o influență importantă asupra valorii lățirii în special la laminarea continuă, la care laminatul se găsește simultan în mai multe caje. Astfel, prin aplicarea unei tensiunii la intrarea în zona de deformare (tracțiune posteroară σ_0 exercitată de caja anteroară), lățirea se va obține mai mică decât în cazul laminării fără tracțiune, ca urmare a micsorării raportului dintre tensiunea principală de pe direcția longitudinală (σ_3) și cea de pe direcția transversală (σ_2). Această micsorare a tensiunii de comprimare σ_3 va avea drept consecință creșterea deformației pe această direcție în detrimentul deformației de pe direcția transversală (pentru o valoare constantă a reducerii), deci lățirea se va micsora.

În ceea ce privește tensiunea de tracțiune aplicată la ieșirea din zona de deformare (tracțiune anteroară σ_1 exercitată de caja următoare) și aceasta conduce la micsorarea lățirii, dar în măsură mult mai mică decât tensiunea aplicată în fața zonei de deformare.

Prin acțiunea tracțiunii posteroare, lățirea poate fi complet anulată, iar prin creșterea acestei tensiunii se poate obține chiar „gătu rea“ laminatului, în timp ce tracțiunea anteroară, chiar la valori foarte mari, apropiate de limita de rupere, nu poate anula complet lățirea.

Influența tracțiunii în laminat, se poate exprima printr-un coeficient subunitar calculat cu relația:

$$C_{\sigma} = 1 - \left(\frac{2\sigma}{\sigma_d} \right)^n \quad (4.22)$$

în care: σ este tensiunea medie din laminat: $\sigma = 0,5(\sigma_0 + \sigma_1)$;

σ_d – rezistența la deformarea materialului corespunzătoare temperaturii, vitezii și gradului de deformare aplicat;

n – coeficient ce depinde de lățimea laminatului și de coeficientul de frecare, care pentru laminate late caracterizate de $B_1 / l_c > 3$, are valoarea $n = 1$, iar pentru laminate mai puțin late cu $B_1 / l_c < 3$, coeficientul $n = 1 \dots 2$.

Variația numărului de treceri pentru una și aceeași reducere totală aplicată, produce și o variație corespunzătoare a lățirii, în sensul că, lățirea va fi cu atât mai mică, cu cât numărul de treceri va fi mai mare. Acest fenomen se poate explica astfel: laminându-se într-un număr mai mare de treceri (fractionarea deformației) reducerile pe treceri se vor micsora și în consecință și lungimea corespunzătoare a zonei de deformare la fiecare trecere se va reduce.

În același timp lățimea zonei de deformare menținându-se practic constantă rezultă că se vor obține rapoarte $B_1 / l_c \gg 1$, cărora le vor corespunde valori foarte mici ale lățirii, care însumându-se pe toate trecerile vor da o valoare inferioară celei ce s-ar obține printr-un număr mai mic de treceri.

Influența factorilor menționați mai sus, sunt prezentați sintetic și în tabelul 4.3

Tabelul 4.3

Principalii factorii ce influențează lățirea [factorii crescând conduc la mărirarea (▲) sau micșorarea (▼) valorii lățirii]												
Δh	D	ε	H	B ₁ , mm.		B ₁ /l _c		f, pentru ε		Tensiune	$t^{\circ}\text{C}$	%
				<30	>30	<1	>1	<33%	>35%			
▲	▲	▲	▲	▲	▼	▲	▼	▼	▲	▼	▼	▼

4.4. Relații pentru calculul lățirii.

În literatura de specialitate există un număr foarte mare de relații teoretice și empirice pentru determinarea prin calcul a lățirii la laminare, dar se poate afirma că nici una din relațiile cunoscute nu ține cont de toți factorii ce influențează valoarea lățirii.

Din legea volumului constant aplicată zonei de deformare a laminării exprimată sub forma:

$$\frac{db}{b} + \frac{dh}{h} + \frac{dl}{l} = 0 \quad (4.23)$$

în care b, h, l sunt lățimea, înălțimea și respectiv lungimea zonei de deformare, se poate obține următoarea ecuație diferențială a lățirii:

$$\frac{db}{b} = -k \frac{dh}{h} \quad (4.24)$$

care este foarte greu de rezolvat deoarece coeficientul k este variabil, respectiv o funcție ce depinde practic de toți factorii de care depinde și lățirea:

$$k = \varphi \left(\ln \frac{h_o}{h_l}, \frac{l_c}{h_{med}}, \frac{b_o}{l_c}, f, \frac{\sigma_o + \sigma_1}{2k} \right) \quad (4.25)$$

Integrând relația (4.24) pentru k = a = const. se obține următoarea relație pentru calculul lățirii:

$$\Delta b = B_l [(h_o / h_l)^a - 1] \quad (4.26)$$

Această relație poate fi folosită în calcule practice, admitând pentru coeficientul de lățire valori sub 0,5, având în vedere că pentru a = 0,5 se obține $\beta = \lambda$.

Dintre formulele care dau rezultate apropiate de realitate și au o aplicabilitate mai mare în calculele practice de determinare a lățirii se pot menționa următoarele:

- *formula lui Geuze* care admite că lățirea este direct proporțională cu reducerea absolută:

$$\Delta b = a \cdot \Delta h \quad (4.27)$$

în care: a este coeficientul de lățire, care după cum s-a mai precizat depinde practic de toți factorii ce influențează lățirea. Valori informative pentru coeficientul de lățire se dau în diagramele din figurile 4.19 și 4.20.

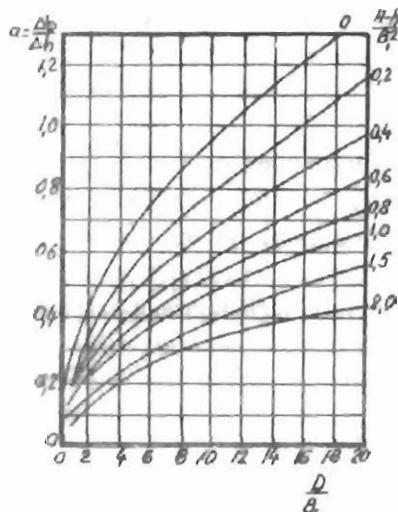


Fig.4.19. Variația coeficientului de lățire în funcție de parametrii geometrici ai zonei de deformare

- *formula lui Siebel* care admite că lățirea este direct proporțională cu reducerea și lungimea arcului de contact:

$$\Delta b = C \cdot \varepsilon \cdot l_c = C \frac{\Delta h}{H} \sqrt{R \Delta h} \quad (4.28)$$

Pentru coeficientul C , Metz și Ekelund recomandă următoarele valori [6]:

Material	Otel	Pb	Cu	Al
C	0,313	0,333	0,362	0,450

Formula lui Siebel a fost completată de W.Trinks prin amplificarea și cu un alt coeficient C_I ce ține cont de geometria zonei de deformare, cu valorile date în tabelul următor:

B/l_c	7	8	10	12	14	16	18	20
C_I	1,0	0,92	0,75	0,60	0,45	0,30	0,10	0

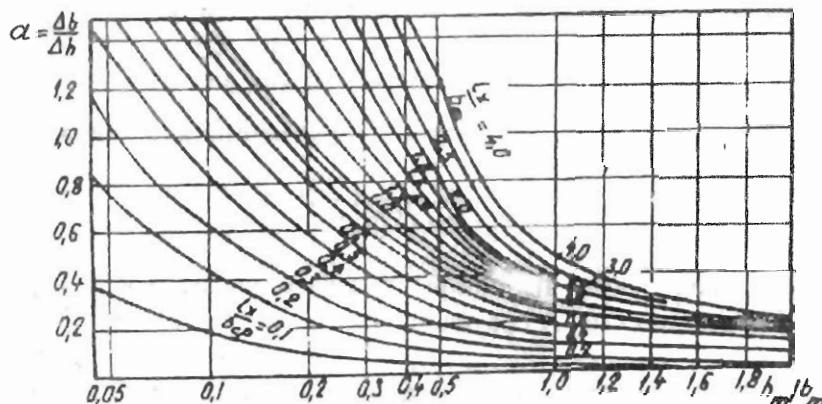


Fig.4.20. Variația coeficientului de lățire în funcție de parametrii geometrici ai zonei de deformare

- **formula lui Bahtinov** care admite că lățirea este direct proporțională cu reducerea și cu lungimea zonei de avans a focalului de deformare l_s , care la rândul ei depinde de coeficientul de frecare:

$$\Delta b = 0,575 \cdot \varepsilon \cdot l_s = 1,15 \frac{\Delta h}{2H} \left(\sqrt{R\Delta h} - \frac{\Delta h}{2f} \right) \quad (4.29)$$

- **formula lui Gubkin** care admite că lățirea este direct proporțională cu reducerea, întreaga lungime a arcului de contact și coeficientul de frecare:

$$\Delta b = \varepsilon \left(1 + \varepsilon \left(f \cdot l_c - \frac{\Delta h}{2} \right) \right) = \frac{\Delta h}{H} \left(1 + \frac{\Delta h}{H} \right) \cdot \left(f \sqrt{R\Delta h} - \frac{\Delta h}{2} \right) \quad (4.30)$$

- **formula lui Ekelund** la care lățirea este determinată în funcție de reducere, lungimea arcului de contact, lățimea inițială, coeficientul de frecare și geometria suprafeței de contact:

$$\Delta b = \sqrt{A^2 + B_1^2 + 4ml_c(3H - h)} - A - B_1 \quad (4.31)$$

în care l_c și parametrii A și m se calculează cu relațiile:

$$l_c = \sqrt{R \cdot \Delta h} \quad A = 2 \cdot m \cdot (H + h) \frac{l_c}{B_1}; \quad m = \frac{1,6 \cdot f \cdot l_c - 1,2 \cdot \Delta h}{H + h};$$

- **formula lui Telicov** la care lățirea este determinată în funcție de reducere, lungimea zonei de avans, lățimea inițială și tensiunea de tracțiune din laminat:

$$\Delta b = a C_b C_\sigma \cdot l_s \cdot \ln \frac{H}{h} = a C_b C_\sigma \cdot \left(\sqrt{R\Delta h} - \frac{\Delta h}{2f} \right) \ln \frac{H}{h} \quad (4.32)$$

în care parametrul a crește pe măsură ce reducerea relativă se micșorează și poate fi calculat cu relația:

$$a = 0,5 + 0,48 \cdot \varepsilon \cdot (1 - \varepsilon) = 0,5 \dots 0,58 \quad (4.33)$$

C_b - coeficientul ce ține cont de influența lățimii asupra lățirii la laminare, calculat cu relația:

$$C_b = 1,2 \left(1 - \varepsilon \left(\frac{B_1}{l_c} - 0,15 \right) \right) e^{\left(1 - \frac{B_1}{l_c} \right)} + \varepsilon \quad (4.34)$$

C_σ - coeficientul ce ține cont de influența tracțiunii din laminat, determinat cu relația (4.22);

- **formula lui Wusatowschi** la care lățirea este determinată în funcție de factorii geometrici ai zonei de deformare:

$$\Delta b = (\beta - 1) \quad (4.35)$$

în care: $\beta = \left(\frac{h}{H}\right)^{-W} = \lambda^k ; \quad k = \frac{W}{1-W} ; \quad W = 1,269 \cdot \left(\frac{H}{D}\right)^{0,56} \cdot \left(\frac{B_1}{H}\right)$ (4.36)

Valoarea coeficientului de lățire calculat cu relația (4.35) poate fi corectată și cu alți coeficienți ce țin cont de temperatura de laminare (C_1), viteza cilindrilor de lucru (C_2), calitatea oțelului laminat (C_3) și calitatea suprafeței cilindrilor laminorului (C_4). Valorile acestor coeficienți de corecție sunt următoarele:

Temperatura. °C	750 ... 900	= 950
C_1	1,005	1,0

$$C_2 = \left(0,002958 + 0,00341 \frac{h}{H} \right) v + \left(1,07168 - 0,10431 \frac{h}{H} \right) \quad (4.37)$$

în care v este viteza de laminare, în m/s.

C_3 – se determină din tabelul 4.4 în funcție de calitatea oțelului

Tabelul 4.4

Valorile coeficientului C_3						
C	Si	Mn	Ni	Cr	W	C_3
0,06	urmă	0,20	-	-	-	1,00000
0,20	0,20	0,50	-	-	-	1,02026
0,30	0,25	0,50	-	-	-	1,02338
0,35	0,50	0,60	-	-	-	1,01636
0,50	1,70	0,70	-	-	-	1,01410
0,50	0,40	24,0	-	-	-	0,99741
1,00	0,30	1,50	-	-	-	1,01066
1,04	0,30	0,45	-	-	-	1,00734
1,20	0,35	13,0	-	-	-	1,00887
1,25	0,20	0,25	-	-	-	1,01454
0,06	0,20	0,25	3,50	0,40	-	1,01034
0,40	1,90	0,60	2,0	0,30	-	1,02719
1,30	0,25	0,30		0,50	1,80	1,00902

$C_4 = 1,020$ pentru cilindri din fontă sau oțel cu un grad de prelucrare redus;

$C_4 = 1,000$ pentru cilindri din fontă sau oțel cu un grad mediu de prelucrare

$C_4 = 0,980$ pentru cilindri din oțel cu tăblia polizată.

Pentru calculul lățirii în cazul oțelurilor aliante, valoarea lățirii calculată cu una din formulele prezentate mai sus (cu excepția formulei lui Wusatowschi) se va amplifica cu un coeficient m ce ține cont de calitatea oțelului laminat.

Valori ale coeficientului m sunt date în tabelul 4.2

Capitolul 5.

AVANSUL ȘI ÎNTÂRZIEREA LA LAMINARE

Avansul la laminare caracterizează microalunecările ce se produc între laminat și cilindri în zona de deformare, ca urmare a excesului de forțe de frecare ce apar după stabilizarea procesului de laminare.

Cunoașterea valorilor avansului și întârzierii la laminare este necesară deoarece acești parametri condiționează repartiția și mărimea tensiunilor în zona de deformare, valoarea deformării pe direcție transversală (lățirea) și condițiile laminării continue (apariția tracțiunii în laminat sau a buclelor între caje).

5.1.Variația vitezelor în zona de deformare la laminare.

Repartiția vitezelor particulelor de material în zona de deformare se va studia pentru cazul laminării pe tăblie netedă a unor benzi caracterizate de $B_1 \gg H$ și respectiv $B_1 > l_c$, ceea ce corespunde schemei de deformare plană (D_{II}).

Conform ipotezei lui V.E. Grum-Grijmailo [14] particolele de material de pe suprafața de contact dintre laminat și cilindri, fiind antranate de cilindri de laminare, se deplasează în direcția de laminare, în timp ce particulele din interiorul laminatului se deplasează în direcție inversă sensului de laminare atât ca urmare a reducerii aplicate, cât și a influenței pe care o are extremitatea laminatului de la intrarea în zona de deformare. Din însumarea algebrică a vitezelor particulelor în zona de intrare a focarului de deformare rezultă că viteză medie a laminatului este mai mică decât viteză cilindrilor ($v_i < v_c$).

În zona de ieșire a focarului de deformare, atât ca urmare a apariției excesului de forțe de frecare, după stabilizarea procesului de laminare, cât și a reducerii aplicate, viteză medie a laminatului depășește viteză periferică a cilindrilor de laminare ($v_e > v_c$).

În funcție de variația vitezei laminatului pe lungimea zonei de deformare aceasta se împarte într-o zonă de întârziere caracterizată de inegalitatea $v_i < v_c$ și o zonă de avans pentru care $v_e > v_c$. Aceste două zone (fig.5.1) sunt delimitate de o aşa numita secțiune critică, de aderență între cilindri și laminat, caracterizată de egalitate între viteză laminatului și viteză cilindrilor. Secțiunea de aderență (sau după părerea unora dintre cercetători, zona de aderență) este caracterizată de unghiul critic γ ale căruia valori variază între $\frac{1}{4}\alpha > \gamma > 0$.

Cele două zone în care a fost împărțit focarul de deformare sunt caracterizate și de o orientare diferită a forțelor de frecare, respectiv în zona de

întârziere fortele de frecare sunt orientate în sensul laminării, iar zona de avans în sens contrar laminării.

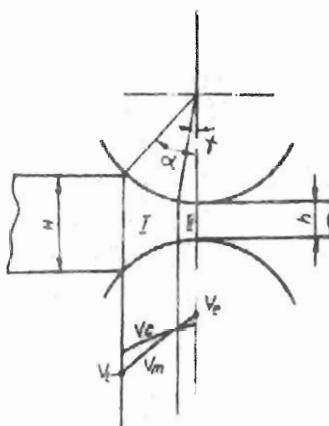


Fig.5.1. Variația vitezelor laminatului (v_m) și cilindrilor (v_c) pe lungimea areului de contact:

I – zona de întârziere; II – zona de avans

Ca urmare a prezenței forțelor de frecare pe suprafețele de contact și a influenței extremităților rigide ale laminatului din afara zonei de deformare, viteza particulelor materiale ale laminatului este variabilă și pe înălțimea acestuia.

Astfel pentru un raport, $l_c/h_{med} > 0,5...1$, în zona de întârziere viteza particulelor scade de la nivelul suprafeței de contact spre centrul laminatului în timp ce în zona de avans viteza maximă este în centrul secțiunii laminatului și scade spre suprafața de contact (fig.5.2). Același mod de variație se întâlnește și în extremitățile din afara zonei de deformare, în imediata apropiere a secțiunilor de intrare și respectiv de ieșire ale zonei de deformare.

În aceste secțiuni însă diferența între valorile maxime și minime ale vitezelor de pe înălțimea laminatului este mult mai mică.

În secțiunea neutră (critică) viteza particulelor pe înălțimea laminatului se egalizează și atinge valoarea corespunzătoare proiecției orizontale a vitezei periferice a cilindrilor în această secțiune.

Pentru cazul când zona de deformare este caracterizată de un raport

$l_c/h_{med} > 0,5...1$, efectul forțelor de frecare de pe suprafața de contact asupra variației vitezei particulelor de material pe înălțimea laminatului scade foarte mult, în timp ce influența extremităților din afara zonei de deformare este mai intensă. Ca urmare a acestor fenomene în zona centrală a laminatului particulele materiale au o viteză constantă, iar variația

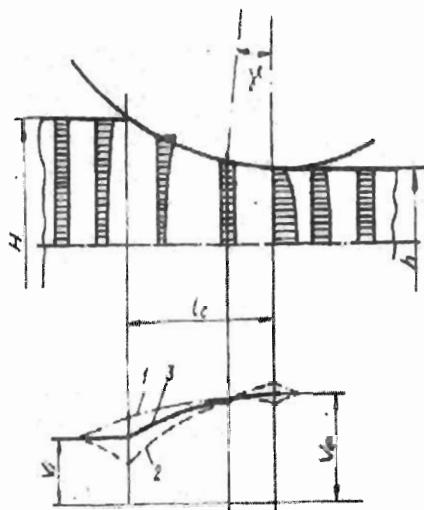


Fig.5.2. Variația vitezelor particulelor de material pe înălțimea laminatului în diferite secțiuni ale zonei de deformare pentru $l_c/h_{med} > 0,5...1$: viteza stratului de la suprafața laminatului (1), din zona centrală (2) și viteza medie de deplasare a laminatului (3)

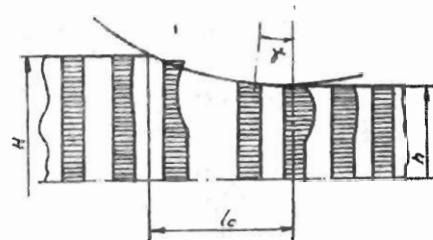


Fig.5.3. Variația vitezelor particulelor de material pe înălțimea laminatului în diferite secțiuni ale zonei de deformare pentru $l_c/h_{med} < 0,5...1$

vitezelor din straturile apropiate de suprafață de contact este mai puțin intensă.(fig.5.3).

Variatia vitezei particulelor de material pe înălțimea laminatului se poate exprima prin următoarea relație:

$$v_x = v_{x,m} + (v_{x,m} - v_{x,k}) \frac{1}{2n} \cdot \left[1 - (2n+1) \left(\frac{2y}{h_x} \right)^{2n} \right] \quad (5.1)$$

în care: $v_{x,m}$ este viteza medie pe secțiunea laminatului:

$$v_{x,m} = v_e \cdot h / h_x$$

$v_{x,k}$ – componenta orizontală a vitezei pe suprafață de contact:

$$v_{x,k} \approx v_{c,x} = v_c \cdot \cos \theta$$

n – coeficient ce depinde de raportul l_c/h_{med} , având următoarele valori:

- pentru $l_c/h_{med} < 0,5 \dots 1$; $n = 1,5 h_{med} / l_c$
- pentru $l_c/h_{med} > 1,0$; $n = 1$

θ – unghiul ce caracterizează o anumită secțiune pe lungimea arcului de contact;

y – ordonata secțiunii:

$$y = 0 \text{ în axul laminatului;}$$

$$y = 0,5 \cdot h_x \text{ pe suprafață de contact.}$$

5.2. Expresia matematică a avansului și întârzierii.

Avansul (S_h) se definește ca diferență relativă dintre viteza de ieșire a laminatului din zona de deformare (v_e) și viteza periferică a cilindrilor (v_c), iar întârzierea (S_H) reprezintă diferența relativă dintre componenta orizontală a vitezei periferice a cilindrilor ($v_{c,x}$) și viteza laminatului în secțiunea de intrare (v_i) a zonei de deformare:

$$S_h = \frac{v_e - v_c}{v_c} = \frac{v_e}{v_c} - 1 \quad (5.2)$$

$$S_H = \frac{v_{c,x} - v_i}{v_{c,x}} = 1 - \frac{v_i}{v_{c,x}} = 1 - \frac{v_i}{v_c \cdot \cos \alpha} \quad (5.3)$$

Pentru determinarea relației de calcul a avansului se pornește de la ecuația volumului constant aplicată între secțiunea neutră (caracterizată de unghiul γ) și secțiunea de ieșire a laminatului din zona de contact:

$$h_y \cdot B_y \cdot L_y = h \cdot B_2 \cdot L_2$$

din care prin împărțirea ambilor termeni cu timpul (t) rezultă:

$$h_y \cdot B_y \cdot v_y = h \cdot B_2 \cdot v_e, \quad (5.4)$$

în care: $v_y = v_c \cos \gamma$.

Din relația (5.4) se poate obține raportul:

$$\frac{v_e}{v_c} = \frac{h_y B_y \cos \gamma}{h \cdot B_2} \quad (5.5)$$

Din expresia valorii reducerii absolute între secțiunea neutră și secțiunea de ieșire din zona de deformare, se obține grosimea laminatului în dreptul secțiunii neutre (h_y):

$$\Delta h_y = h_y - h = D(1 - \cos \gamma)$$

de unde

$$h_y = D(1 - \cos \gamma) + h \quad (5.6)$$

În funcție de relațiile (5.2), (5.5) și (5.6) rezultă expresie matematică a avansului dată de Fink [28]:

$$S_h = \frac{v_e}{v_c} - 1 = \frac{[D(1 - \cos \gamma) + h]B_y \cos \gamma}{h \cdot B_2} - 1 \quad (5.7)$$

Având în vedere că lățirea laminatului se dezvoltă în special în zona de întârziere a focarului de deformare, se poate admite că $B_y \approx B_2$, iar relația (5.7) devine:

$$S_h = \left[\frac{D}{h} (1 - \cos \gamma) + 1 \right] \cos \gamma - 1 \quad (5.8)$$

Având în vedere și valoarea relativ mică a unghiului γ se pot admite următoarele simplificări (în special când $\frac{R}{h} \gg 0,5$):

$$1 - \cos \gamma = 2 \sin^2 \frac{\gamma}{2} \approx \frac{\gamma^2}{2} \quad \text{și} \quad \text{respectiv} \quad \cos \gamma \approx 1,$$

în funcție de care relația (5.8) capătă forma dată de D.Dresden și Golvin A.F. [29]:

$$S_h = \frac{D \cdot \gamma^2}{2 \cdot h} = \frac{R \cdot \gamma^2}{h} \quad (5.9)$$

Dacă în relația (5.8) se consideră că $\cos\gamma = 1 - \frac{\gamma^2}{2}$ se obține relația de calcul a avansului dată de Ekelund [30]:

$$S_h = \left(\frac{D}{2h} \gamma^2 + 1 \right) \left(1 - \frac{\gamma^2}{2} \right) - 1 = \frac{\gamma^2}{2} \left[\frac{D}{h} \left(1 - \frac{\gamma^2}{2} \right) - 1 \right] \approx \gamma \left(\frac{R}{h} - 0,5 \right) \quad (5.10)$$

Pentru determinarea relației de calcul a întârzierii se pornește de la ecuația volumului constant aplicată între secțiunea de intrare a laminatului între cilindri și secțiunea neutră:

$$H \cdot B_1 \cdot L_1 = h_\gamma \cdot B_\gamma \cdot L_\gamma \quad (5.11)$$

care din împărțirea cu timpul (t) devine:

$$H \cdot B_1 \cdot v_i = h_\gamma \cdot B_\gamma \cdot v_\gamma = h \cdot B_\gamma \cdot v_c \cos\gamma = h_\gamma \cdot B_\gamma \cdot v_{c,x} \frac{\cos\gamma}{\cos\alpha} \quad (5.12)$$

din care se poate obține raportul :

$$\frac{v_i}{v_{c,x}} = \frac{h_\gamma \cdot B_\gamma \cdot \cos\gamma}{H \cdot B_1 \cdot \cos\alpha},$$

în funcție de care rezultă o prima formă a relației întârzierii:

$$S_H = 1 - \frac{v_i}{v_{c,x}} = 1 - \frac{h_\gamma \cdot B_\gamma \cdot \cos\gamma}{H \cdot B_1 \cdot \cos\alpha} \quad (5.13)$$

Grosimea laminatului în secțiunea critică (h_γ) se determină din relația de calcul a reducerii absolute între secțiunea de intrare în zona de deformare și secțiunea neutră:

$$\Delta h = H - h_\gamma = \Delta h_{tot} - \Delta h_\gamma = D(1 - \cos\alpha) - D(1 - \cos\gamma) = D(\cos\gamma - \cos\alpha)$$

din care se obține:

$$h_\gamma = H - D(\cos\gamma - \cos\alpha) \quad (5.14)$$

Tinând cont de relațiile (5.13) și (5.14) expresia întârzierii devine:

$$S_H = 1 - \frac{[H - D(\cos\gamma - \cos\alpha)]B_\gamma \cos\gamma}{H \cdot B_1 \cdot \cos\alpha} \quad (5.15)$$

În relația (5.15) dacă se admite că $B_\gamma \approx B_1$ și următoarele înlocuiri ale funcțiilor trigonometrice:

$$\cos \gamma - \cos \alpha = 2 \sin \frac{\alpha - \gamma}{2}$$

$$\sin \frac{\alpha + \gamma}{2} \approx \frac{\alpha^2 - \gamma^2}{2}$$

$$\cos \gamma \approx \cos \alpha \approx 1$$

rezultă relația simplificată pentru calculul a întârzierii:

$$S_H = \frac{R}{H} (\alpha^2 - \gamma^2) \quad (5.16)$$

Pentru stabilirea unei relații de legătură între avans și întârziere se ține cont de expresia coeficientului de alungire sub forma:

$$\lambda = \frac{L_2}{L_1} = \frac{v_e}{v_i}$$

în care se vor introduce valorile vitezelor v_e și v_i obținute din relațiile (5.2) și (5.3), sub următoarea formă:

$$v_e = (S_h + 1)v_c \quad \text{respectiv} \quad v_i = (1 - S_h)v_c \cdot \cos \alpha$$

Deci:

$$\lambda = \frac{(S_h + 1)v_c}{(1 - S_h)v_c \cos \alpha} = \frac{S_h + 1}{(1 - S_h)\cos \alpha}$$

sau

$$S_H = 1 - \frac{S_h + 1}{\lambda \cos \alpha} \quad (5.17)$$

Examinându-se relația (5.17) rezultă că între întârziere și avans există o dependență liniară (fig. 5.4), de forma: $y = a - bx$
în care: $y = S_H$; $x = S_h$; iar

$$a = 1 - \frac{1}{\lambda \cos \alpha} \quad \text{și} \quad b = \frac{1}{\lambda \cos \alpha}.$$

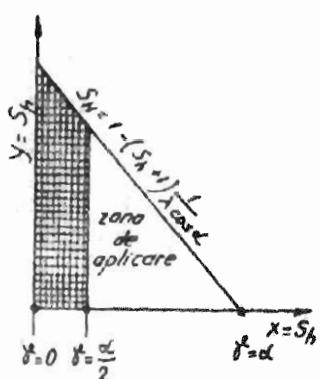


Fig.5.4. Dependență grafică dintre avans și întârziere

Unghiul critic γ de care depinde atât valoarea avansului cât și a întârzierii se determină din echilibrul proiecțiilor pe axa orizontală a forțelor ce acționează în zona de desfomare:

$$T_{i,x} = N_x + T_{a,x} \quad (5.18)$$

- Aceste proiecții pe axa de laminare a forțelor din zona de deformare au următoarele expresii:

- $T_{i,x}$ – componenta orizontală a forței de frecare din zona de întârziere:

$$T_{i,x} = p_m \cdot f \cdot R(\alpha - \gamma) \cdot B_1$$

- $T_{a,x}$ – componenta orizontală a forței de frecare din zona de avans:

$$T_{a,x} = p_m \cdot f \cdot R \cdot \gamma \cdot B_2$$

- N_x – componenta orizontală a forței normale de laminare:

$$N_x = p_m \cdot R \cdot \alpha \cdot B_{med} \cdot \sin\varphi$$

în care: p_m – presiunea medie de laminare;

f – coeficientul de frecare: $f = \tan \beta \approx \beta$

φ – unghiul punctului de aplicare al forței normale N :

$$\varphi = (0,3 \dots 0,7)\alpha$$

Pentru o repartiție uniformă a presiunii pe lungimea arcului de contact se poate admite că $\varphi \approx \alpha/2$.

În funcție de expresiile componentelor orizontale prezentate mai sus, relația de echilibru (5.18) devine:

$$p_m \cdot \beta \cdot R(\alpha - \gamma) \cdot B_1 = p_m \cdot R \cdot \alpha \cdot B_{med} \cdot \sin(\alpha/2) + p_m \cdot \beta \cdot R \cdot \gamma \cdot B_2 \quad (5.19)$$

Admisând ca: $B_1 \approx B_{med} \approx B_2$ și că $\sin(\alpha/2) \approx \alpha/2$ și reducând termenii $p_m \cdot R \cdot B_1$ rezultă:

$$\beta(\alpha - \gamma) = \frac{\alpha^2}{2} + \beta\gamma$$

sau, explicitând valoarea unghiului critic, rezultă că acesta depinde atât de unghiul de prindere (α) cât și de unghiul de frecare (β):

$$\gamma = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2\beta} \right) \quad (5.20)$$

Din examinarea acestei relații rezultă, în primul rând că unghiul critic γ crește pe măsură ce valoarea coeficientului de frecare este mai mare (fig.5.5) și de asemenea valoarea maximă a unghiului critic este $\gamma = \alpha/4$ și corespunde situației pentru care $\beta = \alpha$.

Pentru cazul când $\alpha = 2\beta$, avansul este nul, $\gamma = 0$, iar pe toată lungimea zonei de deformare are loc alunecarea cilindrilor pe laminat, respectiv laminatul

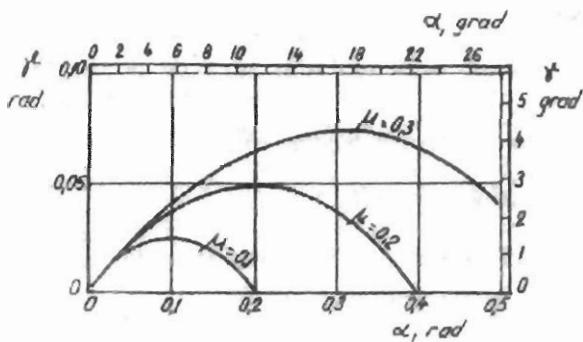


Fig.5.5. Variația unghiului critic în funcție de unghiul de prindere și diferite valori ale coeficientului de frecare

patinarea cilindrilor pe laminat.

nu avansează între cilindri cu toate că aceștia se rotesc.

De asemenea prin creșterea unghiului de prindere în domeniul $0 < \alpha < \beta$, unghiul critic γ și avansul cresc, laminarea având loc fără patinarea cilindrilor pe laminat. Creșterea în continuare a unghiului de prindere în domeniul $\beta < \alpha < 2\beta$ conduce la micșorarea valorilor unghiului critic și a avansului, iar în timpul laminării apare și

5.3. Factorii care influențează avansul la laminare.

Avansul la laminare este influențat de următoarele grupe de factori:

- **factorii geometrici** caracteristici zonei de deformare, cum sunt: diametrul cilindrilor de lucru, reducerea aplicată, grosimea și lățimea laminatului;
- **condițiile de frecare** din zona de deformare și factorii ce conduc la variația acestora (temperatura și viteza de deformare, gradul de prelucrare și duritatea suprafeței cilindrilor, eficacitatea unsorilor tehnologice folosite etc.);
- **tensiunea din laminat.**

Dintre factorii geometrici, o influență importantă o are în primul rând diametrul cilindrilor de lucru ai laminorului, care crescând conduce la mărirea avansului (fig.5.6) ca urmare a creșterii volumului de material din zona de avans a focalului de deformare ce se deplasează pe direcția laminării ($V_{\gamma,l}$), calculat cu relația:

$$dV_{\gamma,l} = V_{\gamma} \cdot \frac{dl}{l} \quad (5.21)$$

în care V_{γ} este volumul de material din zona de avans.

Din legea volumului constant, dată sub forma:

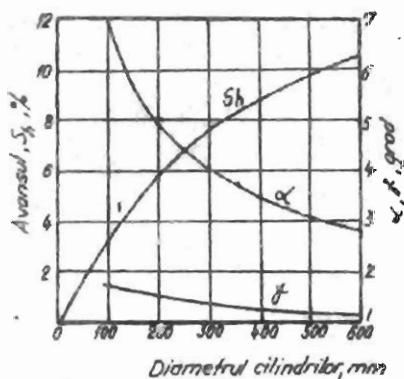


Fig.5.6. Variația avansului, a unghiului de prindere și a unghiului critic în funcție de diametrul cilindrilor

$$\frac{dh}{h} + \frac{db}{b} + \frac{dl}{l} = 0$$

și admisând că laminarea are loc fără lățire $\left(\frac{db}{b} = 0\right)$

rezultă:

$$\frac{dl}{l} = -\frac{dh}{h} \quad (5.22)$$

În funcție de această legatură dintre deformarea pe direcția lungimii și deformarea pe înălțimea laminatului, relația (5.21) devine:

$$d \cdot V_{r,l} = -V_r \cdot \frac{dh}{h} \quad (5.23)$$

Integrând expresia (5.23) se obține relația de calcul a volumului de material ce se deplasează din zona de avans în direcția lungimii laminatului:

$$V_{r,l} = -V_r \int_{h_r}^h \frac{dh}{h} = V_r \ln \frac{h}{h_r} = V_r \ln \frac{h + \Delta h_r}{h} = V_r \ln \left(1 + \frac{\Delta h_r}{h} \right) \approx V_r \frac{\Delta h_r}{h}$$

Cunoscându-se din cele prezentate mai sus că:

$$\Delta h_r = D(1 - \cos \gamma) = D \cdot 2 \sin^2 \frac{\gamma}{2} \approx \frac{D \cdot \gamma^2}{2}$$

și înlocuind această expresie a lui Δh_r în relația obținută mai sus pentru $V_{r,l}$ rezultă o directă proporționalitate între avans și volumul de material $V_{r,l}$ pe de o parte, cât și proporționalitatea dintre diametrul cilindrilor și volumul de material din zona de avans deplasat în direcția laminării:

$$V_{r,l} = V_r \cdot \frac{D \gamma^2}{2h} = V_r \cdot S_h \quad 5.24$$

În privința influenței grosimii laminatului după laminare (h), asupra valorii avansului s-a constatat că pe măsură ce aceasta crește, avansul se micșorează (fig.5.7), ca urmare a faptului că volumul de material ce se deplasează pe direcția laminării ($V_{r,l}$) din volumul total de material din zona de avans, se micșorează.

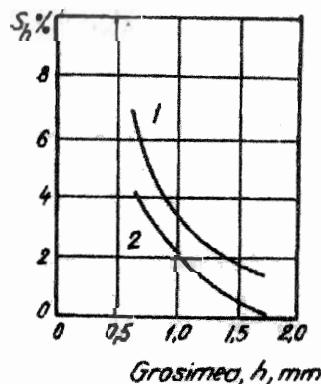


Fig.5.7. Variația avansului în funcție de grosimea finală a laminatului pentru:
1 - cilindrii ușoari; 2 - cilindrii unși cu glicerină

Dacă se efectuează comparația între:

$$(V_{r,l})_1 = V_r \frac{D\gamma^2}{2h_1} = \frac{K}{h_1}, \quad \text{și} \quad (V_{r,l})_2 = V_r \frac{D\gamma^2}{2h_2} = \frac{K}{h_2},$$

iar grosimea finală se admite ca va crește ($h_2 > h_1$) rezultă: $(V_{r,l})_2 < (V_{r,l})_1$, deci tocmai cauza care conduce la micșorarea avansului.

Influența reducerii asupra avansului se explică tot prin variația volumului de material din zona de avans deplasat în direcția laminării. Astfel în relația (5.24) înlocuindu-se grosimea finală cu $h = H - \Delta h$ și apoi dând factor comun pe H la numitorul relației, rezultă:

$$V_{r,l} = V_r \frac{R\gamma^2}{h} = V_r \frac{R\gamma^2}{H - \Delta h} = V_r \frac{R\gamma^2}{H \left(1 - \frac{\Delta h}{H}\right)} = V_r \frac{R\gamma^2}{H(1 - \varepsilon)}$$

sau simplificând se obține:

$$V_{r,l} = \frac{K_1}{H - \Delta h} = \frac{K_2}{(1 - \varepsilon)}$$

Admitând pe K_1 și K_2 ca valori constante, rezultă că volumul de material din zona de avans deplasat în direcția laminării crește, deci și avansul se mărește, pe măsură ce reducerea absolută (Δh) sau reducerea relativă (ε) aplicate în timpul laminării sunt mai mari (pentru $H = \text{const.}$)

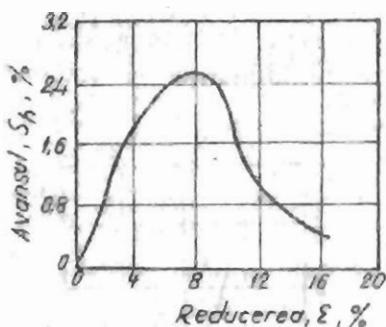


Fig.5.8. Variația avansului în funcție de reducerea aplicată la laminarea cu emulsie a unei benzi cu: $H = 4 \text{ mm.}$, $D = 127 \text{ mm.}$

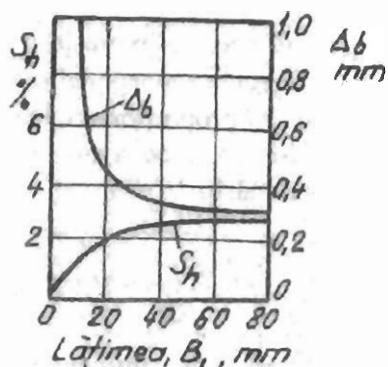


Fig.5.9. Variația avansului și lățirii în funcție de lățimea inițială a laminatului pentru: $D = 158 \text{ mm.}$, $H = 4,5 \text{ mm.}$, $\Delta h = 1,2 \text{ mm.}$

Această dependență este valabilă atât timp cât $0 < \alpha < \beta$. În situații în care $\beta < \alpha < 2\beta$ creșterea reducerii produce apariția patinării cilindrilor pe laminat și în consecință unghiul critic se micșorează reducând și valoarea avansului (fig.5.8)

Creșterea lățimii initiale a laminatului conduceând în general la micșorarea lățirii, volumul de material deplasat din zona de avans în direcția laminării crește și ca urmare avansul se mărește. Creșterea lățimii peste valoarea de la care lățirea practic nu mai este influențată, nu va produce nici variația avansului (fig.5.9).

Inversa proporționalitate dintre avans și lățirea la laminare rezultă și din relația (5.17) prezentată însă sub forma:

$$\frac{S_h + 1}{(1 - S_H) \cos \alpha} = \lambda = \frac{\mu}{\beta}$$

sau

$$S_h = \frac{\mu}{\beta} (1 - S_H) \cos \alpha - 1 \quad (5.25)$$

respectiv

$$S_H = 1 - \frac{\beta}{\mu} \cdot \frac{S_h + 1}{\cos \alpha} \quad (5.26)$$

Din aceste ultime două relații rezultă că pe măsură ce lățirea crește, pentru o valoare constantă a reducerii, atât avansul cât și întârzierea se vor micșora. În același timp prin creșterea lățirii (exprimă prin coeficientul de lățire β) se va micșora și unghiul critic conform expresiei:

$$\gamma = \frac{\beta + 1}{3\beta + 1} \alpha \left(1 - \frac{\alpha}{2 \cdot \operatorname{arctg} f} \right) \quad (5.27)$$

Dacă se negligează lățirea la laminare ($\beta = 1$) formula (5.27) capătă forma dată prin relația (5.20).

Condițiile de frecare din zona de deformare, exprimate prin valoarea coeficientului de frecare, influențează în măsură foarte mare avansul la laminare, având în vedere că principala cauză a apariției acestuia o reprezintă prezența, în stadiul stabilizat a procesului de laminare, a unui exces de forțe de frecare în zona de deformare. Astfel cu cât valoarea coeficientului de frecare este mai mare, cu atât avansul va avea o valoare mai ridicată.

Tinând cont și de factorii ce influențează condițiile de frecare la laminare, rezultă că pe măsură ce temperatura și viteza de laminare sunt mai mari, iar gradul de prelucrare și duritatea suprafeței cilindrilor sunt mai înalte, cu atât avansul va avea valori mai mici.

În ceea ce privește influența temperaturii asupra valorii avansului la laminare s-a constatat o similitudine foarte mare între altura curbei $f = \phi(t^\circ)$ și cea a curbei $S_h = \psi(t^\circ)$ prezentate în figura 5.10.

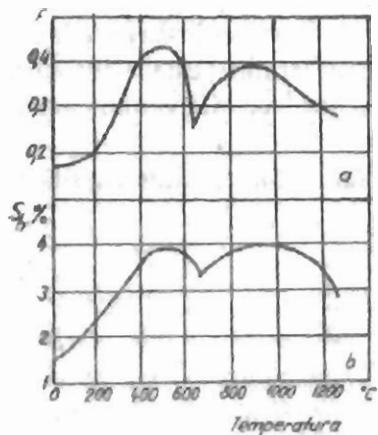


Fig.5.10. Variația coeficientului de frcare (a) și a avansului (b) în funcție de temperatura de laminare a oftelului cu %C scăzut

În cazul laminării la rece, avansul va fi cu atât mai redus cu cât gradul de ecruisare inițial al benzii și efectivitatea unsorii tehnologice folosite, vor fi mai mari, respectiv cu cât coeficientul de frcare pe care acestea îl asigura va fi mai mic.

Tensiunea în laminat aplicată atât la intrarea (σ_0) cât și la ieșirea (σ_1) din zona de deformare în scopul micșorării rezistenței la deformare prin schimbarea stării de tensiune din S_1 în S_2 și asigurarea unei planeități corespunzătoare benzilor (având în vedere ca laminarea cu tracțiune se practică în special la laminarea benzilor și în deosebi la rece), are o influență însemnată și aupra vitezei de deplasare a particulelor din zona de deformare. Astfel prin aplicarea tensiunii posterioare σ_0 avansul scade, iar prin aplicarea tensiunii anterioare σ_1 , avansul crește, ca urmare a micșorării și respectiv a creșterii volumului de material din zona de avans ce se deplasează în direcția laminării.

În cazul aplicării atât a unei tensiuni anterioare cât și a unei tensiuni posterioare zonei de deformare, avansul va depinde de diferența dintre valorile acestora (fig.5.11), și anume cu cât diferența $\sigma_1 - \sigma_0$ este mai mare cu atât valoarea avansului va fi mai ridicată.

Prin aplicarea tensiunilor în laminat lungimea zonei de avans se modifică, respectiv secțiunea critică se deplasează cu atât mai mult spre intrarea în zona de deformare cu cât tensiunea σ_1 este mai mare, sau tensiunea σ_0 mai mică, ori diferența $\sigma_1 - \sigma_0 > 0$ are valori mai mari. Deci valoarea unghiului critic în situația laminării cu tracțiune va varia în conformitate cu următoarea relație:

$$\gamma = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2 \cdot \beta} \right) + \frac{\sigma_1 \cdot h - \sigma_0 \cdot H}{2 \cdot \beta \cdot D \cdot p_{med}} \quad (5.28)$$

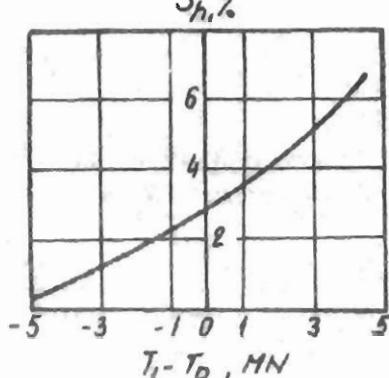


Fig.5.11. Variația avansului în funcție de diferența dintre forțele de tracțiune anterioară și posterioară

Pentru cazul laminării în calibre, caracterizată de valori variabile ale diametrului cilindrilor, înălțimii calibrului și reducerii aplicate pe lățimea acestuia, calculul avansului se poate efectua tot pe baza relațiilor folosite și pentru cazul laminării pe tăble netedă, însă cu folosirea unor valori medii ale diametrului cilindrilor și grosimii laminatului.

În general, valoarea medie a avansului la laminarea în calibre este mai mare, pentru condiții similare de deformare, decât cea obținută pe cilindri cu tăble netedă. De exemplu dacă avansul obținut la laminarea unui semifabricat cu secțiune patrată într-un calibr oval este 7,54 % la laminarea în condiții similare a acelaiași semifabricat însă pe tăble netedă avansul obținut este de 5,51%.

În general alura diagramei de variație a avansului pe lățimea calibrului este asemănătoare cu forma semicalibrului, respectiv urmărește conturul acestuia.

Influența factorilor menționați mai sus, sunt prezentate sintetic în tabelul 5.1

Tabelul 5.1

Principali factorii ce influențează avansul la laminare [factorii crescând conduc la mărirea (\blacktriangle) sau micșorarea (\blacktriangledown) valorii avansului]												
Δh	D	ε	H	h	B	Δb	Tensiune		$t^{\circ}C$		%C	v
							σ_0	σ_1	<700	>700		
\blacktriangle	\blacktriangle	\blacktriangle	\blacktriangledown	\blacktriangledown	\blacktriangle	\blacktriangledown	\blacktriangledown	\blacktriangle	\blacktriangle	\blacktriangledown	\blacktriangledown	\blacktriangledown

5.4.Determinarea experimentală a avansului la laminare.

Metodă cea mai des folosită, în special datorită simplității sale este cunoscută sub numele de metoda amprentelor (chernărelor). Pentru aceasta, pe tăblia cilindrului superior a laminorului, se execută două amprente la o distanță cunoscută (l), care în timpul laminării vor fi imprimate pe laminat la o distanță l_h (fig.5.12). În funcție de aceste două distanțe avansul se determină cu ajutorul relaiei:

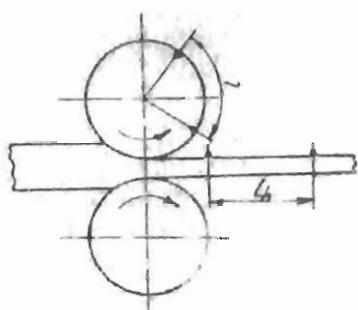


Fig.5.12.Principiul metodei amprentelor pentru determinarea experimentală a avansului

În cazul în care laminarea se execută la cald, pentru determinarea avansului, distanța dintre amprentele de pe laminat (l_h) se va măsura după răcirea

$$S_h = \frac{l_h - l}{l} \cdot 100\% \quad (5.29)$$

acestuia, iar în relația (5.29) se va introduce o corecție de temperatură prin înmulțirea mărimii I_h cu binomul de dilatare termică a materialului metalic laminat $(1+\alpha \cdot \Delta t)$, în care: Δt este diferența dintre temperatura la care s-a efectuat laminarea și temperatura mediului ambiant, iar α este coeficientul de dilatare liniară a materialului metalic laminat ($\alpha \approx 11 \dots 13 \cdot 10^{-6}$ pentru cazul oțelului). Această metodă se poate folosi în foarte bune condiții, în special în cazul laminării la rece și cu viteze de laminare reduse, deoarece în cazul laminării la cald sau cu viteze ridicate, amprentele de pe laminat se observă mai greu, fiind acoperite cu oxizii materialului laminat, sau teșite la viteze mari de laminare, ceea ce face ca precizia determinării să se micșoreze.

O altă metodă este așa numita metodă a tahogeneratorelor, care poate fi folosită practic în orișice condiții de laminare, atât la cald cât și la rece, atât la viteze reduse cât și la viteze ridicate de laminare, dând continuu prin înregistrare oscilografică și eventualele variații în timp ale avansului. La această metodă se folosește un tahogenerator montat pe axul cilindrului de lucru, iar un al doilea tahogenerator este montat pe o rolă (1) ce se presează pe laminat la ieșirea sa din zona de deformare (fig.5.13). Cele două tahogeneratoare vor furniza forțe electromotoare proportionale cu turăția lor, respectiv cu viteza cilindrilor și cu viteza laminatului la ieșirea dintre cilindri.

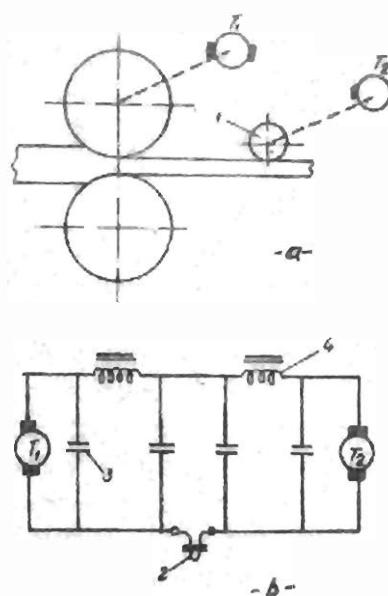


Fig.5.13. Principiul metodei de determinare a avansului cu tahogeneratorare (a) și schema de conectare diferențială a acestora (b):
1-rolă presoare; 2-bucla oscilografului;
3 - 4 - celule de filtraj LC;
T₁ și T₂ - tahogeneratoare

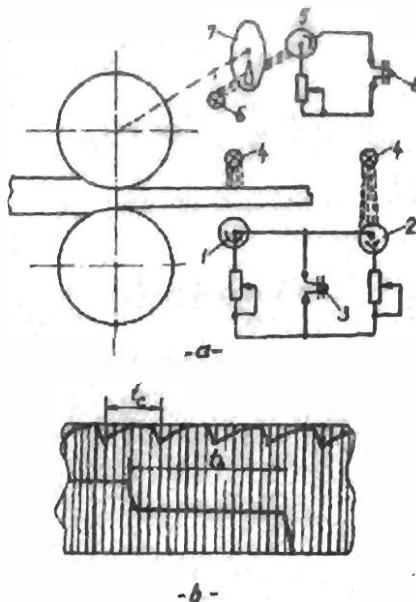


Fig.5.14. Principiul metodei de determinare a avansului cu fotocelule (a) și aspectul general al oscilogramei obținută în timpul experimentării (b)

Prin montarea tahogeneratoarelor într-un circuit diferențial se va obține un semnal direct proporțional cu diferența dintre viteza de ieșire a laminatului și viteza cilindrilor, respectiv un semnal direct proporțional cu avansul, care poate fi înregistrat la oscilograful (2).

Pentru folosirea acestei metode este necesară însă, etalonarea în prealabil a semnalului înregistrat pe oscilograf.

O metodă care înălțăriu necesitatea etalonării prealabile, care reprezintă de altfel dezavantajul metodei prezentate mai sus, este metoda fotocelulelor sau fotorezistențelor pusă la punct de autor [21], care poate fi folosită pentru determinarea avansului atât la laminarea la cald cât și la rece și într-un domeniu foarte larg de viteze de laminare (testarea metodei s-a făcut într-un interval de viteze de 0 ... 50 m/s).

Această metodă se bazează pe plasarea la ieșirea laminatului dintre cilindri (fig.5.14) a două fotocelule (sau fotorezistențe) (1) și (2) la o distanță una față de celală direcție proporțională cu lungimea circumferinței cilindrilor de lucru. Cele două fotocelule sunt conectate în paralel pe buclă unui oscilograf (3). Elementele fotoelectrice sunt luminate de către o sursă de lumină (4) și când timp fascicolul de lumină nu este obturat, pe oscilograf se înregistrează un semnal continuu proporțional cu suma curentilor generați de fotocelule (sau fotorezistențe). Când laminatul ieșe din între cilindri întrerupe pe rând fascicolele de lumina ce cad pe fotoelemente, anulându-le curentul. Pe oscilogramă se vor obține astfel două „praguri“ corespunzătoare momentelor în care laminatul a „stins“ primul și respectiv al doilea fotoelement (Fig.5.14 b). Măsurându-se distanța dintre cele două praguri de pe oscilogramă (t_h), aceasta va fi proporțională (la scara de timp a oscilogrammei) cu timpul necesar laminatului de a parcurge distanța $k\pi D$ dintre cele două fotoelemente (k – coeficient subunitar sau supraunitar ce depinde de spațiul existent la dispoziție pentru amplasarea fotoelementelor).

Cu un alt dispozitiv format tot dintr-o fotocelulă (sau fotorezistență) (5) și sursa de lumină (6), dispuse în dreptul unui disc cu fantă (7), montat pe axul unuia dintre cilindri de lucru ai laminorului, se vor înregistra pe o altă buclă a oscilografului (8) câte un impuls pentru fiecare rotație a cilindrului. Distanța dintre două astfel de impulsuri consecutive reprezintă timpul t_c necesar pentru efectuarea unei rotații de către cilindrul de lucru al laminorului.

În funcție de acești doi tempi măsuări pe oscilogramă se calculează avansul cu următoarea relație:

$$S_k = \frac{v_e - v_c}{v_c} = \frac{\frac{k\pi D}{t_h} - \frac{\pi D}{t_c}}{\frac{\pi D}{t_h}} = \frac{\frac{k t_c - t_h}{t_h}}{t_c} \quad (5.30)$$

Dezavantajul acestei metode este că nu poate sesiza eventualele variații în timp ale avansului, valoarea determinată fiind doar cea corespunzătoare începerii procesului de laminare stabilizată.

O altă metodă pusă la punct tot de autor [31], care urmărește să asigure și determinarea variației avansului în orice moment al procesului de laminare constă în înlocuirea tahogeneratoarelor de la metoda prezentată mai sus, de pe axul cilindrului de laminare și de pe axul rolei presoare, cu discuri din material diamagnetic, în care pe o circumferință periferică s-au fixat un număr n de magneți permanenți de formă cilindrică cu diametrul de 5 mm (fig.5.15).

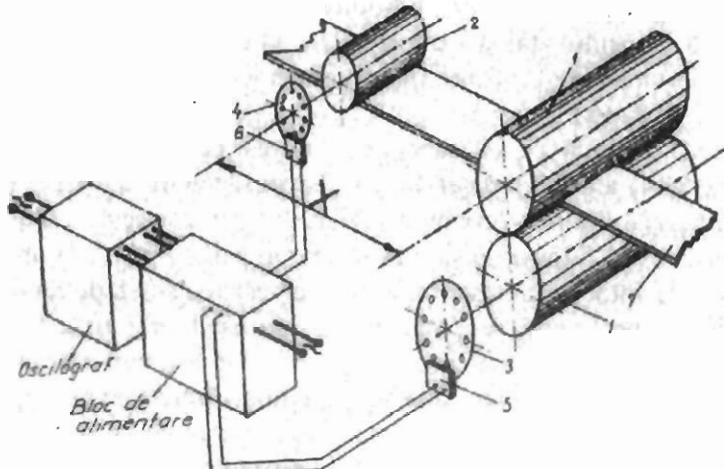


Fig.5.15. Schema de principiu pentru determinarea și înregistrarea avansului la laminare cu ajutorul traductorilor de câmp magnetic:
1 - cilindrii de laminare; 2 - rolă presoare pe laminat; 3 - 4 - discuri cu magneți permanenti; 5 - 6 - traductori de câmp magnetic; 7 - banda laminată

In timpul rotirii cilindrilor laminorului și a rolei presoare magneții de pe discuri trec prin dreptul unor traductoare de câmp magnetic, care vor da pentru prezența fiecărui magnet câte un impuls ce se înregistrează pe oscilogramă. În funcție de numărul impulsurilor înregistrate în unitatea de timp de fiecare din cele două traductoare de câmp magnetic se poate calcula viteza periferică a cilindrilor și viteza periferică a rolei presoare, egală cu viteza laminatului la ieșirea dintre cilindrii, în ori și ce moment al procesului de laminare, iar pe baza acestor valori, se calculează avansul cu ajutorul relației:

$$S_h = k \frac{x_r}{x_c} - 1 \quad (5.31)$$

în care: x_r și x_c sunt numărul de impulsuri înregistrate, pentru unul și același interval de timp de la traductorii pentru rolă presoare și respectiv pentru cilindrul de laminare;

k - constanta instalației calculată în funcție de diametrele cilindrilor laminorului (D) și rolei presoare (d) și numărul de magneți amplasați pe discuri (n_c și n_r) cu ajutorul relației: $k = d \cdot n_c / D \cdot n_r$.

Capitolul 6.

PRESIUNEA SI FORȚA DE LAMINARE

Presiunea de laminare este necesară a fi cunoscută deoarece în funcție de valoarea ei se pot determina următoarele parametri indispensabili cercetării proiectării sau conducerii proceselor de deformare prin laminare:

- rezistența la deformare a materialelor metalice (egală și de sens contrar cu presiunea medie de laminare) prin care se poate caracteriza comportarea la deformarea prin laminare a acestora;
- forțele de laminare, cu ajutorul cărora se poate estimă încărcarea subansamblurilor cajelor de laminare și valorile deformațiilor elastice ale acestora, care condiționează în ultimă instanță precizia dimensională a produselor laminate;
- momentele de laminare, în funcție de care se aleg motoarele de acționare a cajelor de laminare sau se estimează încărcarea acestora;
- energia necesară laminării, în funcție de care se pot stabili consumurile energetice unitare.

Presiunea de laminare reprezintă efortul unitar rezultat pe suprafața de contact dintre laminat și cilindri, prin aplicarea forței de laminare de către cilindrii de lăsuță ai laminorului, ca reacție față de rezultanta rezistenței la deformare a materialului metallic laminat.

Presiunea ce se ia în calculul forței, momentului sau energiei de laminare reprezintă o valoare medie, a valorilor presiunii ce acționează în fiecare punct al suprafeței de contact dintre laminat și cilindri, care va depinde de modul în care are loc repartitia presiunii pe lungimea arcului de contact dintre laminat și cilindri.

6.1. Repartizarea presiunii pe suprafața de contact.

Această problemă, de o importanță deosebită în teoria laminării, a fost studiată pentru prima dată în 1850 de către *Grashoff*, care a formulat și prima teorie privind repartitia presiunii pe lungimea arcului de contact. Conform acestei teorii, presiunea pe lungimea arcului de contact variază direct proporțional cu viteza de măștorare a grosimii laminatului (dy/dx), respectiv variază direct proporțional cu unghiul $\varphi_x = \arctg(dy/dx)$ ce caracterizează fiecare punct de pe lungimea arcului de contact. După această teorie presiunea

de laminare scade liniar de la intrarea spre ieșirea zonei de deformare, iar rezultanta presiunii, respectiv forța de laminare este plasată la o distanță față de secțiunea de ieșire a laminatului dintre cilindri egală cu $2 \cdot l_c / 3$ (fig. 6.1 a).

O altă teorie privind repartiția presiunii pe lungimea arcului de contact a fost dată de **Blass**, care a admis că presiunea variază direct proporțional cu deformarea ce are loc pe lungimea zonei de contact, respectiv, presiunea crește de la intrarea la ieșirea laminatului dintre cilindri (fig. 6.1. b). În acest caz forța de laminare este plasată într-o secțiune corespunzătoare unui unghi egal cu:

$$\varphi = 2\alpha/8.$$

După teoria lui **Fink** presiunea de laminare este direct proporțională cu valoarea limitei de curgere a materialului metalic, care admitându-se că nu variază pe lungimea arcului de contact, rezultă că și presiunea trebuie să fie constantă în lungul zonei de deformare (fig. 6.1 c), iar forța de laminare se va găsi plasată la o distanță egală cu $l_c / 2$.

Ultima teorie privind repartizarea presiunii pe lungimea arcului de contact, a fost dată de **Rodzevici și Belevici**, care admit că presiunea depinde în același timp atât de gradul cât și de viteza de deformare, variind trapezoidal de la intrarea la ieșirea laminatului dintre cilindri (fig. 6.1 d), fără a se preciza însă secțiunea în care presiunea are valoarea mai mare sau punctul de aplicare al forței de laminare.

Aceste patru ipoteze nu se bazează pe studii teoretice sau pe cercetări experimentale și de asemenea nici nu au fost luați în considerație principaliii factorii de influență asupra presiunii cum sunt: coeficientul de frecare dintre laminat și cilindri, factorii geometrici ai zonei de deformare (dimensiunile laminatului și diametrul cilindrilor) sau starea de tensiune din zone de deformare.

Determinarea modului real în care presiunea variază pe lungimea arcului de contact s-a efectuat în jurul anului 1940, odată cu apariția captorului de forțe punctiform (aria suprafeței de contact cu laminatul de 1 mm^2), care montat în tăblia unuia din cilindrii de lucru ai laminorului, baleiază pe o traectorie longitudinală suprafața de contact, dând un impuls electric, care prin

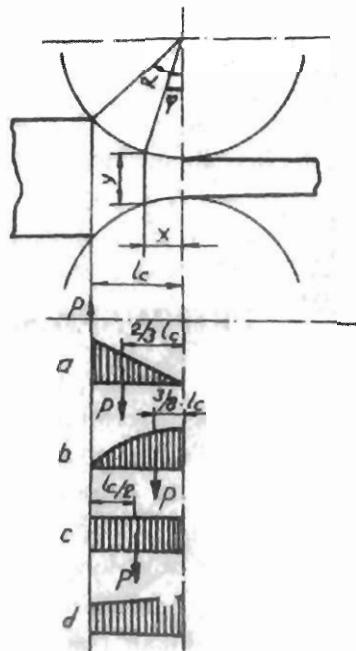


Fig. 6.1. Repartiția presiunii pe lungimea arcului de contact după diferite ipoteze

oscilografiere ilustrează variației valorii presiunii de laminare pe lungimea zonei de deformare (fig.6.1, e).

Dintr-o astfel de înregistrare se constată că presiunea este minimă la intrarea și la ieșirea laminatului dintre cilindri și prezintă un maxim în secțiunea corespunzătoare unghiului critic γ .

Acest mod de variație a presiunii pe lungimea arcului de contact a fost demonstrat ulterior și analitic pe baza ecuației diferențiale a presiunii din zona de deformare.

Pentru deducerea ecuației diferențiale a presiunii din zona de deformare a procesului de laminare se ia un element de suprafață infinit mic, de lungime dx și lățime egală cu unitatea și se analizează echilibrul forțelor ce acționează asupra acestuia (fig.6.2), ca sumă a proiecțiilor pe direcția laminării ($o-x$):

$$\sum x = (\sigma_x + d\sigma_x) \cdot 2(y + dy) - 2\sigma_x y - 2p_x \sin \varphi_x \cdot \frac{dx}{\cos \varphi_x} + 2\tau_x \cos \varphi_x \cdot \frac{dx}{\cos \varphi_x} = 0$$

sau:

$$2\sigma_x y + 2\sigma_x dy + 2d\sigma_x y + 2d\sigma_x dy - 2\sigma_x y - 2p_x \cdot dx \cdot \tan \varphi_x + 2\tau_x \cdot dx = 0$$

Având în vedere că $\tan \varphi_x = dy/dx$ și neglijând termenii infinit mici de gradul doi se obține:

$$\sigma_x dy + d\sigma_x \cdot y - p_x dx \frac{dy}{dx} + \tau_x dx = 0$$

sau împărțind cu $y \cdot dx$ rezultă:

$$\frac{d\sigma_x}{dx} - \frac{p_x - \sigma_x}{y} \frac{dy}{dx} + \frac{\tau_x}{y} = 0 \quad (6.1)$$

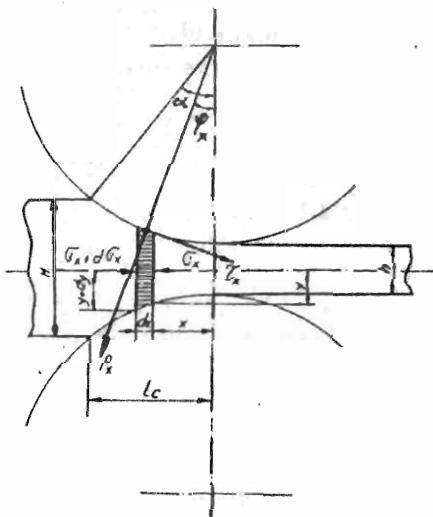


fig.6.2.Tensiunile ce acționează pe un element de suprafață infinit mic din zona de deformare

Dacă φ_x se micșorează până ce secțiunea analizată se află în zona de avans ecuația de echilibru va fi similară cu cea prezentată prin relația (6.1), cu deosebirea că forța specifică de frecare τ_x va fi îndreptată în sens contrar celei din zona de întârziere, respectiv în sens invers laminării. Deci pentru zona de avans ecuația de echilibru va fi:

$$\frac{d\sigma_x}{dx} - \frac{p_x - \sigma_x}{y} \frac{dy}{dx} - \frac{\tau_x}{y} = 0 \quad (6.2)$$

Tinând cont de starea de tensiune ce apare în zona de deformare la laminare, caracterizată prin tensiuni principale: σ_z - tensiune maximă pe direcția înălțimii laminatului, σ_y - tensiune medie pe direcție transversală și σ_x - tensiune minimă pe direcția longitudinală și de expresia simplificată a ecuației plasticității ($\sigma_1 - \sigma_3 = k$) rezultă urmatoarele:

$$p_x = \sigma_1 ; \quad \sigma_x = \sigma_3 ; \quad \sigma_1 - \sigma_3 = p_x - \sigma_x = k$$

Înlocuindu-se aceste egalități în relațiile (6.1) și (6.2) se va obține:

$$\frac{d(p_x - k)}{dx} - \frac{k}{y} \frac{dy}{dx} \pm \frac{\tau_x}{y} = 0 \quad (6.3)$$

Dacă rezistența la deformare k se admite constantă pe lungimea arcului de contact, iar înălțimea laminatului în secțiunea caracterizată de unghiul φ_x se consideră h_x rezultă:

$$d(p_x - k) = dp_x$$

sau

$$\frac{dp_x}{dx} - \frac{k}{h_x} \frac{dh_x}{dx} \pm \frac{\tau_x}{h_x} = 0 \quad (6.4)$$

Pentru determinarea relației de calcul a variației presiunii pe lungimea arcului de contact se va integra relația (6.4) în următoarele condiții de dependență dintre presiune și tensiunea de frecare (fig.6.3):

- pentru cazul când între laminat și cilindri există frecare uscată:

$$\tau_x = f \cdot p_x$$

- pentru cazul când între laminat și cilindri există frecare lichidă:

$$\tau_x = \eta \frac{dv}{dh}$$

- pentru cazul când între laminat și cilindri există condiții de frecare intermediare între frecarea uscată și cea lichidă:

$$\tau_x = f \cdot k = \text{const.}$$

Pentru primul caz privind condițiile de frecare ecuația diferențială a presiunii din zona de deformare a laminării va fi :

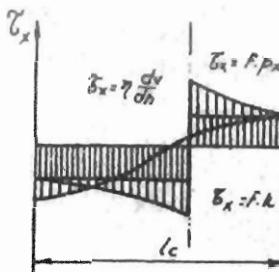


Fig.6.3.Variația tensiunii de frecare pe lungimea arcului de contact după diferite ipoteze

$$\frac{dp_x}{dx} - \frac{k}{h_x} \frac{dh_x}{dx} \pm \frac{f \cdot p_x}{h_x} = 0$$

sau

$$dp_x = \left(k \pm f \cdot p_x \frac{dx}{dh_x} \right) \frac{dh_x}{h_x}$$

din care înlocuind raportul $dy/dx = \tan \varphi_x$ se obține expresia ecuației diferențiale data de **Carman**:

$$dp_x = \left(k \pm \frac{f \cdot p_x}{\tan \varphi_x} \right) \frac{dh_x}{h_x} \quad (6.5)$$

Pentru rezolvarea acestei ecuații diferențiale (6.5), **Telicov** [1] admite arcul de cerc drept o coardă și ca urmare raportul $f/\tan \varphi$ devine:

$$\frac{f}{\tan \varphi_x} = \frac{2f \cdot l_c}{\Delta h} = \delta = \text{const.}$$

Introducând această expresie în relația 6.5 și admitând cazul zonei de întârziere (deci semnul minus), rezultă:

$$\frac{dp_x}{\delta \cdot p_x - k} = - \frac{dh_x}{h_x} \quad (6.6)$$

După integrarea relației (6.6) se obține:

$$\frac{1}{\delta} \ln(\delta \cdot p_x - k) = \ln \frac{1}{h_x} + C \quad (6.7)$$

Pentru determinarea constantei de integrare se admite: $h_x = H$, și respectiv $p_x \approx k$, iar în funcție de acestea se obține:

$$C = \frac{1}{\delta} \ln(\delta - 1)k + \ln H$$

Înlocuind valoarea constantei C în ecuația (6.7) rezultă:

$$\frac{1}{\delta} \ln(\delta \cdot p_x - k) = \ln \frac{1}{h_x} + \frac{1}{\delta} \ln[(\delta - 1)k] + \ln H$$

sau

$$\frac{1}{\delta} \ln \frac{\delta \cdot p_x - k}{k(\delta - 1)} = \ln \frac{H}{h_x}$$

de unde

$$\ln \left[\frac{\delta \cdot p_x - k}{k(\delta - 1)} \right]^{\frac{1}{\delta}} = \ln \frac{H}{h_x}$$

sau antilogaritmând:

$$\frac{\delta \cdot p_x - k}{k(\delta - 1)} = \left(\frac{H}{h_x} \right)^{\delta} \quad (6.8)$$

Din relația (6.8) explicitându-se valoarea presiunii de laminare, pentru cazul zonei de întârziere se va obține:

$$p_x = \frac{1}{\delta} \left[k(\delta - 1) \left(\frac{H}{h_x} \right)^{\delta} + k \right] = \frac{k}{\delta} \left[(\delta - 1) \left(\frac{H}{h_x} \right)^{\delta} + 1 \right] \quad (6.9, a)$$

În mod similar se poate obține și expresia presiunii pentru zona de avans:

$$p_x = \frac{k}{\delta} \left[(\delta + 1) \left(\frac{h_x}{h} \right)^{\delta} - 1 \right] \quad (6.9 b)$$

Admitându-se a doua ipoteza privind condițiile de frecare (*dată de Siebel*) în care $\tau_x = f \cdot k = const.$, ecuația diferențială a presiunii din zona de deformare se obține tot din ecuația generală (6.4).

Considerându-se arcul de contact drept o parabolă cu ecuația:

$$h_x = y = ax^2 + b,$$

rezultă prin diferențiere:

$$dh_x = dy = 2a \cdot x \cdot dx ,$$

în care: $a = \Delta h / 2 \cdot l_c^2$, iar $b = h/2$

Introducându-se valorile lui y și dy în expresia (6.4) rezultă:

$$\frac{dp_x}{dx} - \frac{k}{a \cdot x^2 + b} \frac{2 \cdot a \cdot x \cdot dx}{dx} \pm \frac{\tau}{a \cdot x^2 + b} = 0$$

sau

$$dp_x = \frac{2 \cdot k \cdot a \cdot x}{a \cdot x^2 + b} dx \pm \frac{\tau}{a \cdot x^2 + b} dx \quad (6.10)$$

Făcându-se înlocuirea $x = z\sqrt{\frac{b}{a}}$ și integrând relația (6.10) se vor obține urmatoarele expresii ale presiunii pe lungimea arcului de contact:

- pentru zona de întârziere:

$$p_x = 2k \cdot \ln(z^2 + 1) - \frac{\tau}{\sqrt{a \cdot b}} \operatorname{arctg} z + C_0 \quad (6.11 \text{ a})$$

- pentru zona de avans:

$$p_x = 2k \cdot \ln(z^2 + 1) + \frac{\tau}{\sqrt{a \cdot b}} \operatorname{arctg} z + C_1 \quad (6.11 \text{ b})$$

Pentru determinarea constantelor de integrare se introduc în relațiile (6.11) următoarele condiții inițiale:

$$z = z_0 = \sqrt{\frac{\Delta h}{h}}, \quad z = 0 \quad \text{și} \quad p_x \approx 2k$$

și se obține :

$$C_0 = 2k \left[1 - \ln(z_0^2 - 1) \right] + \frac{\tau}{\sqrt{a \cdot b}} \operatorname{arctg} z_0$$

$$C_1 = 2k$$

În funcție de aceste valori ale constantelor de integrare, relațiile (6.11) devin:

- pentru zona de întârziere:

$$p_x = 2k \left(1 - \ln \frac{z_0^2 + 1}{z^2 + 1} \right) + 2\tau \sqrt{\frac{R}{h_1}} \operatorname{arctg} \frac{z_0 - z}{1 + z_0 z} \quad (6.12 \text{ a})$$

- pentru zona de avans:

$$p_x = 2k \left[1 + \ln(z^2 + 1) \right] + 2\tau \sqrt{\frac{R}{h_1}} \operatorname{arctg} z \quad (6.12 \text{ b})$$

În cazul când pe suprafața de contact are loc frecarea lichida (cazul laminării la rece cu viteze de de laminare ridicate și cu unghera tehnologică pe cilindri bine șlefuiți), pentru care tensiunea de frecare este $\tau = \eta \frac{dv}{dy}$, ecuația diferențială a presiunii de laminare pe baza relației (6.4) a fost dedusă de Nadai.

Pentru aceasta în ecuația tensiunii de frecare s-a notat:

Δ - grosimea peliculei de lubrifiant;

v_1, v_x - viteza laminatului la intrarea în zone de deformare și respectiv în secțiunea analizată;
 v_c - viteza cilindrilor.

Cu aceste notații se va obține:

$$\tau = \eta \frac{dv}{dy} = \eta \frac{v_x - v_c}{\Delta} = \eta \frac{\frac{v_1}{h_x} - v_1 \frac{h_t}{h_r}}{\Delta} = \eta \frac{v_1 h_t}{\Delta} \left(\frac{1}{h_x} - \frac{1}{h_r} \right)$$

sau

$$\tau = \tau_0 h_t \left(\frac{1}{h_x} - \frac{1}{h_r} \right) \quad (6.13)$$

În acest caz ecuația diferențială a presiunii, prin introducerea expresiei (6.13) în relația (6.4) va fi:

$$\frac{dp_x}{dx} - \frac{k}{h_x} \cdot \frac{dh_x}{dx} \pm \tau_0 \left(\frac{1}{h_x} - \frac{1}{h_r} \right) \frac{h_t}{h_x} = 0$$

Admitându-se și în acest caz, că arcul de contact, ca și în cazul expresiei dată de Siebel, este o parabolă cu ecuația: $h_x = y = ax^2 + b$, care prin diferențiere devine:

$$dh_x = dy = 2a \cdot x \cdot dx$$

și în care: $a = \Delta h / 2 \cdot l_c^2$, $b = h/2$ iar $x = z \sqrt{\frac{b}{a}}$

De asemenea notându-se: $A = \frac{l_c}{\sqrt{a \cdot b}} = \frac{2l_c}{\sqrt{h_t \cdot \Delta h}}$, rezultă urmatoarea

formă a ecuației diferențiale:

$$\frac{dp_x}{dx} - \frac{2 \cdot k \cdot z}{1 + z^2} - \frac{A \cdot \tau_0}{1 + z^2} \left(\frac{1}{1 + z^2} - \frac{1}{1 + z_n^2} \right) = 0$$

în care z_n este o mărime ce depinde de poziția secțiunii neutre.

După integrarea acestei ecuații diferențiale se obține:

$$p_x = k \cdot \ln(1 + z^2) + \frac{A \cdot \tau_0}{2} \left(\frac{z}{1 + z^2} - \frac{1 - z_n^2}{1 + z_n^2} \operatorname{arctg} z \right) + C$$

Constanta de integrare C se determină pentru $z = 0$, iar expresia presiunii se va prezenta astfel:

$$P_x = k \left[1 + \ln(1 + z^2) \right] + \frac{A \cdot \tau_0}{2} \left(\frac{z}{1 + z^2} - B \cdot \arctg z \right) \quad (6.14)$$

în care cu B s-a notat raportul:

$$B = \frac{1 - z_n^2}{1 + z_n^2}$$

Din examinarea expresiei (6.14), rezultă că pentru condițiile frecării lichide variația presiunii pe lungimea arcului de contact se exprimă printr-o singură relație, valabilă atât pentru zona de întârziere cât și pentru zona de avans.

Reprezentându-se grafic relațiile variației presiunii pe lungimea arcului de contact pentru cele trei condiții de frecare (fig.6.4), se constată că în toate aceste variante, presiunea prezintă un maxim în dreptul secțiunii neutre, care are valoarea cea mai mare în cazul frecării uscate, pentru care și forța specifică de frecare este maximă și deasemenea valoarea maximului este cea mai mică în cazul frecării lichide unde forța specifică de frecare are valoarea minimă.

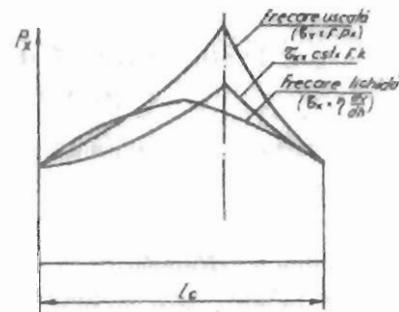


Fig.6.4. Variația presiunii pe lungimea arcului de contact în funcție de ipotezele admise pentru expresia tensiunii de frecare

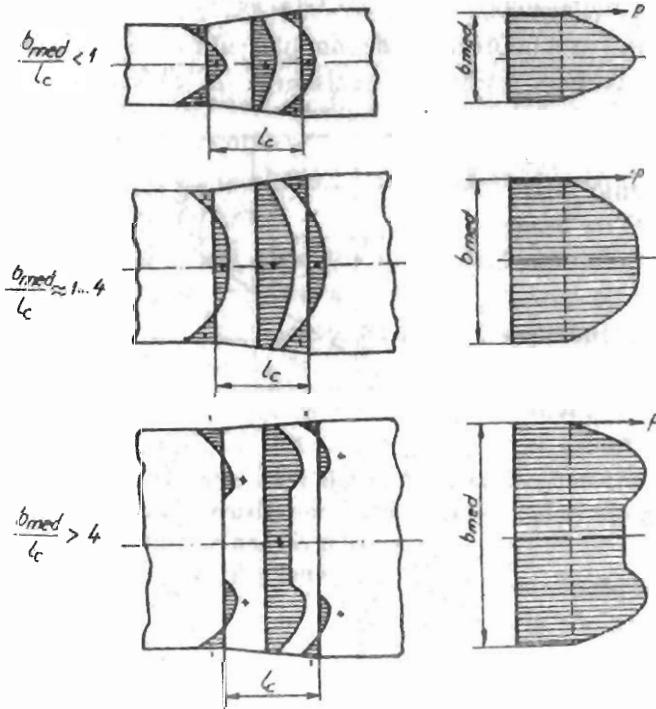


Fig.6.5. Variația presiunii pe lungimea și lățimea zonei de deformare pentru diferite rapoarte b_{med}/l_c

În ceea ce privește repartizarea presiunii pe lățimea zonei de deformare aceasta va depinde de repartizarea tensiunilor pe lungimea și pe lățimea zonei de deformare și de geometria acesteia, exprimată prin raportul b_{med} / l_c .

Pe baza cercetărilor efectuate în acest sens s-a constatat că presiunea de laminare variază nu numai pe lungimea zonei de deformare, prezentată și în figura 6.5 pentru câte trei secțiuni din zona de deformare, ci și pe lățimea acesteia. Astfel în cazul laminării în condițiile unor zone de deformare înguste și medii ($B_l / l_c < 4$), variația presiunii pe lățimea laminatului prezintă un maxim la mijlocul lățimii laminatului (fig.6.5 a, b), în timp ce la zone de deformare late ($B_l / l_c > 4$), variația presiunii pe lățimea laminatului prezintă două maxime dispuse simetric față de mijlocul lățimii laminatului (fig.6.5 c). De asemenea se constată că la marginile laterale ale laminatului presiunea este întotdeauna mai mică decât în zona sa centrală.

6.2. Factorii care influențează valoarea și repartiția presiunii pe lungimea arcului de contact.

Presiunea de laminare este influențată de mai mulți factori care se pot împărții în două grupe:

- factori care conduc la variația proprietăților mecanice ale materialului metalic supus laminării;
- factori care conduc la modificarea stării de tensiune din zona de deformare.

Din prima grupă fac parte următoarele factorii: compoziția chimică a materialului metalic, gradul de ecrisare al materialului laminat, temperatura și viteza de deformare.

Influența compozitiei chimice asupra presiunii de laminare se manifestă prin variația ce o dă limitei de curgere, respectiv rezistenței la deformare a materialului metalic laminat.

Astfel în cazul deformării la rece, creșterea procentului de elemente însotitoare sau de aliere, în metalul de bază produce mărire rezistenței la deformare (fig.6.6) și implicit a presiunii de laminare. Excepție de la aceasta dependență apare la materialele metalice, la care prin creșterea conținutului de elemente de aliere, se produc transformări de faze, cu apariția unei faze noi, caracterizată de o plasticitate mai mare decât a celei din care a luat naștere.

În cazul laminării la cald se păstrează în general dependența dintre presiune și

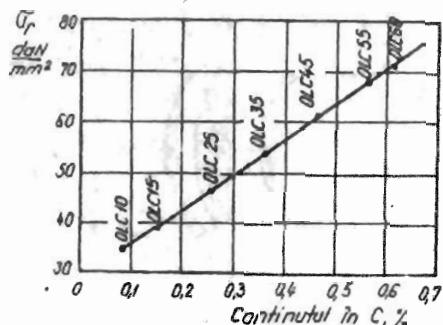


Fig.6.6.Variația rezistenței la deformare exprimată prin rezistență la rupere a oțelurilor carbon de calitate în funcție de % C

compoziția chimică a materialului metalic laminat existentă la laminarea la rece, însă intensitatea creșterii presiunii cu urmare a măririi conținutului de elemente de aliere este mai mică și scade continuu pe măsură ce temperatura de laminare este mai mare (fig.6.7).

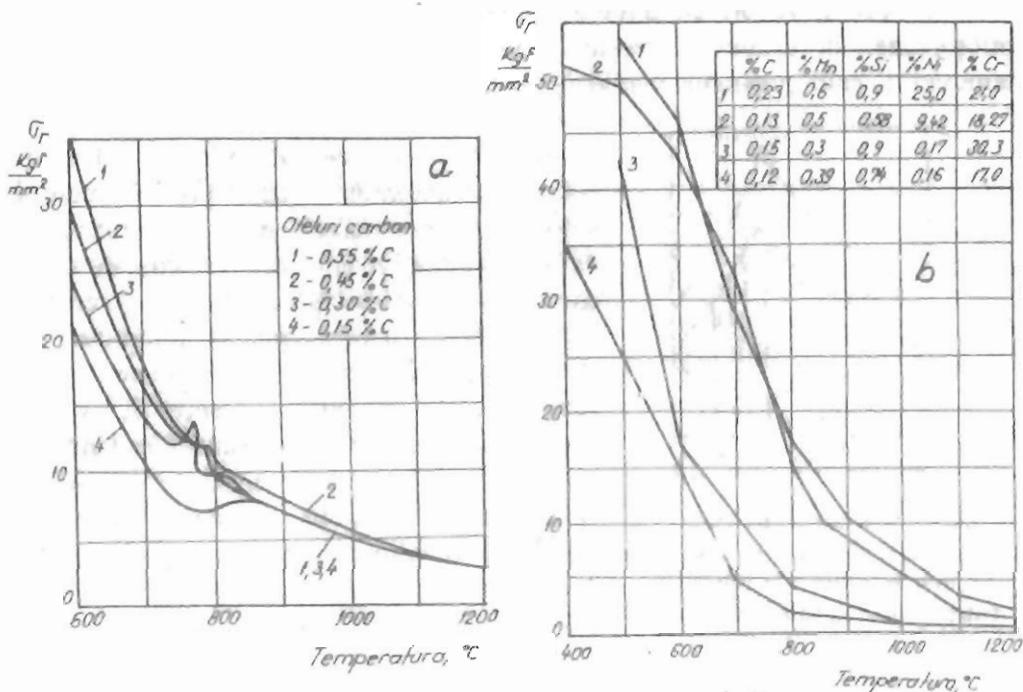


Fig.6.7. Variația rezistenței la deformare exprimată prin rezistență la rupere a oțelurilor carbon (a) și a oțelurilor aliate (b) în funcție de temperatura de laminare

În ceea ce privește influența compoziției chimice asupra repartiției pre-
siunii pe lungimea arcului de contact, aceasta se manifestă prin influența pe care
o asigură modificarea compoziției chimice
asupra valorii coeficientului de frecare dintre
laminat și cilindri.

Astfel de exemplu în cazul oțelurilor carbon, prin creșterea % C, crește și
coeficientul de frecare, ceea ce atrage după
sine mărirea avansului și ca urmare maximul
curbei de variație a presiunii pe lungimea
arcului de contact se deplasează spre
secțiunea de intrare a laminatului între
cilindri (fig.6.8).

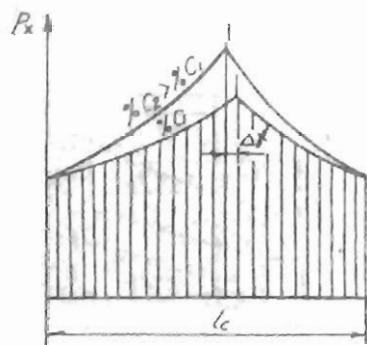


Fig.6.8. Așa se prezintă curbele de variație a presiunii de laminare pe lungimea arcului de contact în funcție de %C din oțel

Influența temperaturii asupra valorii presiunii medii de laminare se manifestă atât prin variația ce o dă rezistenței naturale la deformare a materialului laminat (k) cât și componentei rezistenței la deformare datorită frecării de pe suprafața de contact (q).

Având în vedere că ambele componente ale rezistenței la deformare se micșorează, ca urmare a creșterii temperaturii în domeniul corespunzător laminării la cald, presiunea medie de laminare se va reduce.

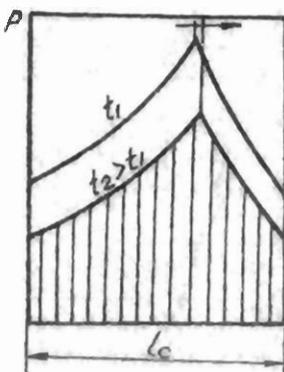
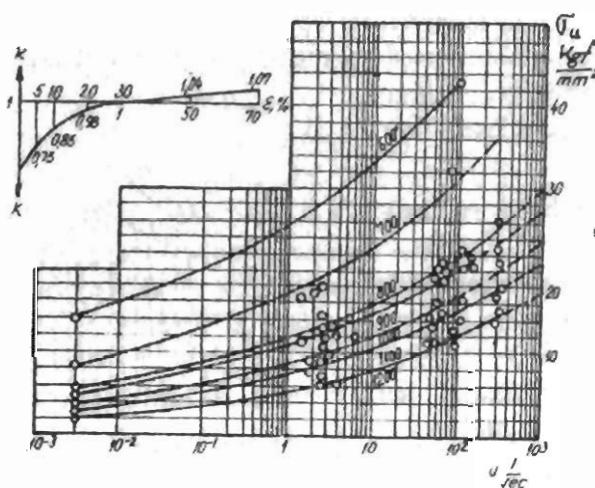


Fig.6.9. Alura curbei de variație a presiunii de laminare pe lungimea arcului de contact în funcție de temperatura de laminare la cald

În condițiile laminării la rece, creșterea temperaturii, în special datorită efectului termic al deformării, cu toate că mărește valoarea componentei q a rezistenței la deformare, presiunea medie de laminare scade ca urmare a micșorării mult mai intense a componentei k a rezistenței la deformare. De asemenea, prin creșterea temperaturii de laminare și implicit a reducerii valorii coeficientului de frecare, avansul la laminare se reduce și ca urmare, maximul curbei de variație a presiunii pe lungimea arcului de contact se deplasează spre secțiunea de ieșire a laminatului dintre cilindri (fig.6.9).

Influența vitezei de deformare asupra presiunii de laminare se manifestă în special la cald, unde creșterea vitezei de deformare, producând mărirea rezistenței la deformare (fig.6.10) conduce și la mărirea presiunii medii de laminare.



cajele continue de benzi subțiri și sărmă.

Dacă creșterea vitezei de deformare este asigurată de mărirea vitezei de laminare, s-a constatat că presiunea de laminare este influențată în măsură mai mare în intervalul vitezelor de laminare de până la 3m/s. Creșterea în continuare a vitezei de laminare, conduce la o influență mai slabă asupra presiunii ca urmare a creșterii efectului termic al deformării.

În cazul laminării la rece creșterea presiunii medii ca urmare a măririi vitezei de deformare se datorează în special măririi reducerii (fig.6.11) și în foarte mică măsură creșterii vitezei de laminare.

Prin mărirea reducerii, gradul de ecruișare al materialului se mărește și respectiv componenta k a rezistenței la deformare va crește.

În ceea ce privește variația presiunii pe lungimea arecului de contact în funcție de viteza de deformare se constată următoarele:

- creșterea vitezei de deformare prin mărirea reducerii la laminarea la cald ($v = \text{const.}$) asigură creșterea zonei de avans, iar maximul curbei de variație a presiunii se deplasează spre secțiunea de intrare a laminatului între cilindri (fig.6.12 a);

- creșterea vitezei de deformare prin mărirea vitezei de laminare la cald ($\varepsilon = \text{const.}$), asigură micșorarea coeficientului de frecare și a zonei de avans, iar maximul curbei de variație a presiunii se deplasează spre secțiunea de ieșire a laminatului dintre cilindri (fig.6.12 b);

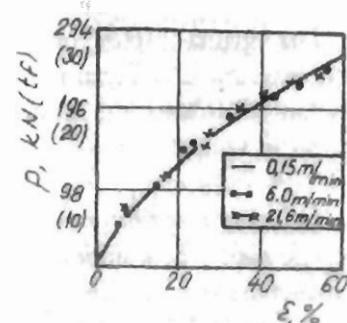


Fig. 6.11. Variația presiunii în funcție de gradul de reducere aplicat la laminarea la rece cu unui țel cu 0,17 % C

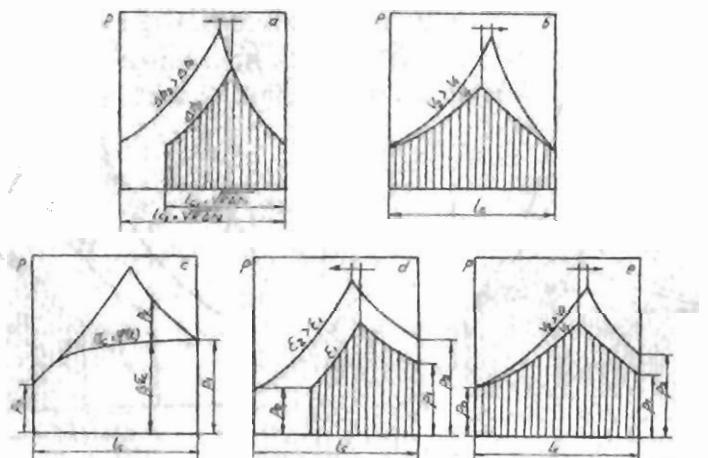


Fig. 6.12. Alura curbei de variație a presiunii de laminare pe lungimea arecului de contact în funcție de reducerea aplicată (a) și viteză (b) la laminarea la cald și în funcție de reducerea aplicată (d) și viteză (e) la laminarea la rece; c-variația presiunii și limitei de curgere a materialului laminat la rece pe lungimea arecului de contact

• creșterea vitezei de deformare prin mărire a presiunii la laminarea la rece pe lângă obținerea unei presiuni în secțiunea de ieșire a laminatului dintre cilindri mai mare decât cea din secțiunea de intrare a laminatului în zona de deformare, ca urmare a creșterii limitei de curgere a materialului pe lungimea arcului de contact (fig.6.12 c), maximul curbei de variație a presiunii se deplasează spre secțiunea de intrare a laminatului între cilindri datorită creșterii avansului (fig.6.12 d);

creșterea vitezei de deformare prin mărarea vitezei de laminare conduce la deplasarea maximului curbei de variație a presiunii spre secțiunea de ieșire a zonei de deformare ca urmare a micșorării valorii avansului (fig.6.12 e).

Din grupa factorilor care produc variația presiunii de laminare prin modificarea stării de tensiune din zona de deformare se pot menționa: condițiile de frecare din zona de laminare; geometria zonei de deformare și aplicarea tracțiunii în laminat.

Influența condițiilor de frecare asupra presiunii de laminare se manifestă prin variația pe care o dă componentei q a rezistenței la deformare. Astfel prin creșterea valorii coeficientului de frecare, presiunea de laminare se mărește, iar maximul curbei de variație se deplasează spre secțiunea de intrare a zonei de deformare, ca urmare a creșterii avansului (fig.6.13).

Pe măsură însă ce laminatul are o grosime mai mare, influența condițiilor de frecare asupra presiunii este din ce în ce mai puțin intensă.

Geometria zonei de deformare influențează presiunea de laminare prin variația diametrului cilindrilor laminorului și a grosimii și lățimii inițiale a laminatului. Astfel cu cât diametrul cilindrilor este mai mare, cu atât suprafața de

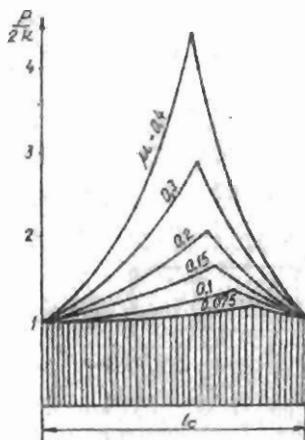


Fig.6.13.Alura curbei de variație a raportului dintre presiunea de laminare și rezistența la deformare pe lungimea arcului de contact în funcție de valoarea coeficientului de frecare

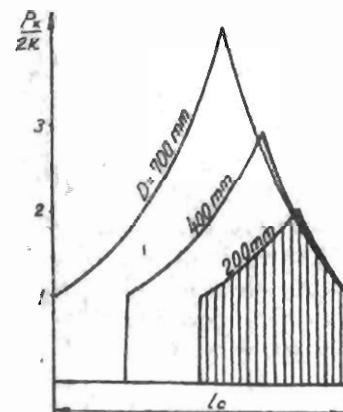


Fig.6.14.Alura curbei de variație a raportului dintre presiunea de laminare și rezistența la deformare pe lungimea arcului de contact în funcție de diametrul cilindrilor de laminare

contact și tensiunile principale σ_2 și σ_3 cresc și ca urmare presiunea de laminare se mărește. Tot ca urmare a creșterii diametrului cilindrilor se mărește și avansul, iar maximul curbei de variație a presiunii de laminare pe lungimea arcului de contact se deplasează spre secțiunea de intrare a laminatului între cilindri (fig.6.14)

Grosimea inițială a laminatului are o influență importantă asupra presiunii de laminare pe măsură ce valoarea sa este mai mică. Astfel presiunea de laminare variază relativ puțin când raportul $H/D = 0,1 \dots 0,3$, iar când raportul $H/D < 0,1$ presiunea crește intens ca urmare a acțiunii frecării de pe suprafața de contact.

În ceea ce privește influența lățimii inițiale asupra presiunii de laminare s-a constatat că pe măsură ce lățimea este mai mare, presiunea crește (fig.6.15), cu atât mai intensă cu cât și reducerea aplicată sau rapoartele B_1/H și B_1/l_c sunt mai mari.

Influența lățimii asupra presiunii de laminare se explică prin schimbarea raportului dintre tensiunile principale σ_2 și σ_3 de pe suprafața de contact.

Tracțiunea în laminat atrăgând după sine micșorarea valorii tensiunii principale longitudinale σ_3 , produce și micșorarea presiunii de laminare, cu atât mai intens cu cât și valoarea tracțiunii este mai mare.

Dacă asupra laminatului se aplică o tracțiune posterioară, presiunea scade în zona de întârziere, iar dacă se aplică tracțiune anterioară presiunea scade în zona de avans (fig.6.16).

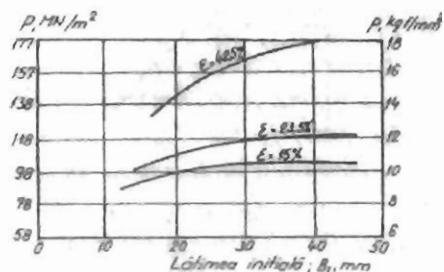


Fig.6.15.Variația presiunii în funcție de lățimea laminatului pentru diferite grade de reducere aplicată la laminarea

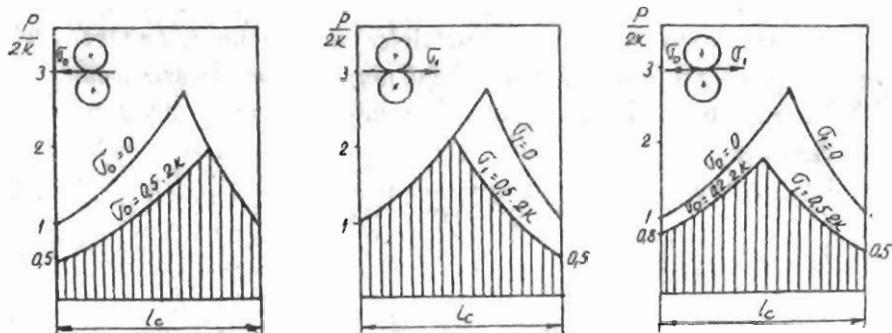


Fig.6.16.Alura curbei de variație a raportului dintre presiunea de laminare și rezistență la deformare pe lungimea arcului de contact în cazul laminării cu tracțiune anterioară (a), cu tracțiune posterioară (b) și cu tracțiune și anterioară și posterioară (c)

În consecință maximul curbei presiunii de laminare se deplasează înspre secțiunea de ieșire, în primul caz, sau de intrare a zonei de deformare în al doilea caz. Când asupra laminatului se aplică tracțiune și anteroară și posterioară, intensitatea micșorării presiunii în zonele de avans și întârziere, cât și poziția maximului curbei de variație a presiunii pe lungimea arcului de contact depind de raportul dintre valorile tracțiunilor aplicate.

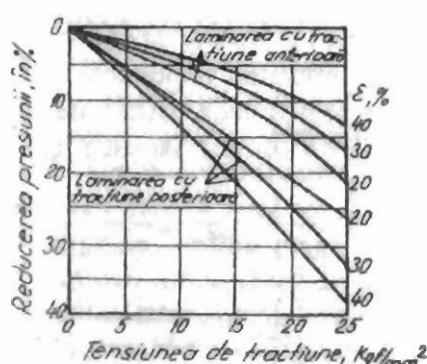


Fig.6.17. Reducerea presiunii în funcție de tensiunea aplicată laminatului pentru diferite grade de reducere la laminarea

Din experimentările efectuate, s-a constatat că aplicarea tracțiunii posterioare produce o micșorare a presiunii de laminare mai intensă decât aplicarea unei tracțiuni anterioare de aceeași valoare, intensitatea micșorării presiunii fiind cu atât mai mare cu cât și reducerea aplicată este mai ridicată (fig.6.17).

6.3. Relații de calcul ale presiunii medii de laminare.

Pentru determinarea prin calcul a presiunii medii de laminare au fost deduse foarte multe relații, prin care s-a căutat să se țină cont de câți mai mulți factori, care influențează valoarea presiunii.

Dintre relațiile cunoscute se vor prezenta în cele ce urmează doar trei care au o aplicabilitate mai mare în calculele practice.

Relația lui Telcov

Această relație, care se poate aplica atât la laminarea la cald cât și la laminarea la rece a oțelurilor și metalelor și aliajelor neferoase, are la bază expresia analitică a presiunii determinată pentru cazul frecării uscate.

Neglijându-se variația presiunii pe lățimea laminatului, forța de laminare va fi egală cu:

$$P = B_{med} \int_0^{l_c} p_x dx \quad (6.15)$$

Având în vedere că $dx / dy = l_c / \Delta h$ rezultă: $dx = dy \cdot l_c / \Delta h = dh_x \cdot l_c / \Delta h$

În funcție de expresia lui dx și de relația presiunii data prin formulele (6.9 a) și (6.9 b) rezultă:

$$P = B_{med} \frac{l_c}{\Delta h} \frac{k}{\delta} \left\{ \int_{h_r}^H \left[(\delta - 1) \left(\frac{H}{h_x} \right)^\delta + 1 \right] dh_x + \int_h^{h_r} \left[(\delta + 1) \left(\frac{h_x}{h} \right)^\delta - 1 \right] dh_x \right\} \quad (6.16)$$

Rezolvându-se integralele din relația (6.16) și efectuându-se anumite simplificări se obține:

$$P = B_{med} \frac{l_c}{\Delta h} \frac{k \cdot h_r}{\delta} \left[\left(\frac{H}{h_r} \right)^\delta + \left(\frac{h_r}{h} \right)^\delta - 2 \right] \quad (6.17)$$

Din egalitatea relațiilor presiunii din zona de întârziere și din zona de avans (6.9 a) și (6.9 b) corespunzătoare secțiunii critice se, obțin expresiile rapoartelor H / h și h_r / h , care sunt tocmai coeficienții de reducere ai zonelor de întârziere și respectiv de avans :

$$\frac{H}{h_r} = \left[\frac{(\delta + 1) \left(\frac{h_r}{h} \right)^\delta - 2}{\delta - 1} \right]^{\frac{1}{\delta}} \quad (6.18)$$

$$\frac{h_r}{h} = \left[\frac{1 + \sqrt{1 + (\delta^2 - 1) \left(\frac{H}{h} \right)^\delta}}{\delta + 1} \right]^{\frac{1}{\delta}} = \mu_r \quad (6.19)$$

Introducând valoarea rapoartelor H / h_r și h_r / h în relația (6.17) și împărțind cu suprafața secțiunii de contact ($S_c = B_{med} \cdot l_c$) rezultă valoarea presiunii medii de laminare:

$$p_{med} = k \frac{2h}{\Delta h(\delta - 1)} \left(\frac{h_r}{h} \right) \left[\left(\frac{h_r}{h} \right)^\delta - 1 \right] \quad (6.20)$$

sau

$$p_{med} = k \frac{2(1 - \varepsilon)}{\varepsilon(\delta - 1)} \cdot \mu_r \left(\mu_r^\delta - 1 \right) \quad (6.21)$$

în care: μ_r este coeficientul de reducere în zona de avans, care se poate determina cu relația (6.19) sau cu diagrama din figura 6.18;

Relația (6.21) se poate prezenta și sub următoarea formă:

$$p_{med} = \beta \cdot k_f \cdot n_\sigma \cdot n_\sigma'' \cdot n_\sigma''' \quad (6.22)$$

β – coeficientul lui Loode cu valoarea de $\beta = 1,0 \dots 1,155$, care se poate calcula în funcție de parametrii geometrici ai laminării cu următoarea relație prelucrată de autor:

$$\beta = 0,1908(\varepsilon_2/\varepsilon_1)^2 + 0,3422(\varepsilon_2/\varepsilon_1) + 1,0016$$

unde; $\varepsilon_1 = \ln(h_l/h_0)$; $\varepsilon_2 = \ln(l_l/l_0)$

k_f - rezistența la deformare exprimată prin relația:

$$k_f = n_v \cdot n_t \cdot n_e \cdot \sigma_c \quad (6.23)$$

n_v – coeficient care ține cont de mărirea limitei de curgere datorită creșterii vitezei de deformare;

n_t – coeficient care ține cont de micșorarea limitei de curgere datorită creșterii temperaturii de laminare;

n_e – coeficient care ține cont de mărirea limitei de curgere datorită ecrusării materialului laminat, calculat cu relația:

$$n_e = 1 + \frac{a(\varepsilon_{i-1}^b + \varepsilon_i^b)}{2\sigma_{c_0}} \quad (6.24)$$

a și b – coeficienți care depind de intensitatea ecrusării materialului metalic laminat;

ε_{i-1} , ε_i – gradul total de reducere aplicat înaintea și după trecerea considerată, i;

σ_c – limita de curgere a materialului laminatului determinată prin probă de tracțiune sau obținută din diagrame în funcție de gradul de reducere, temperatură și viteză de deformare, de tipul celei prezentate în figura 6.10.

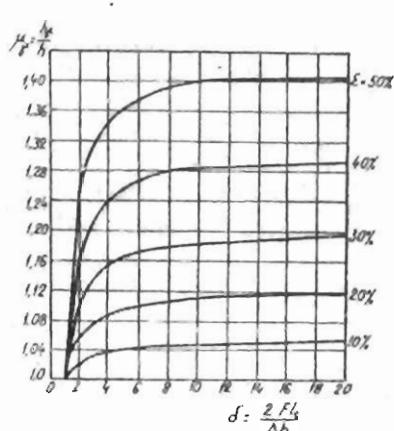


Fig.6.18.Nomogramă pentru determinarea coeficientului de reducere din zona de avans (μ_γ)

Pentru lamele din Al, Cu și aliajele lor, tensiunile pentru comprimare și tracțiune plastică sunt practic egale între ele, în timp ce la oțel, tensiunea de comprimare este cu circa 10% mai mare. De aceea în cazul laminării oțelurilor valoarea lui σ_c determinată prin tracțiune, se va amplifica cu coeficientul 1,1[1].

Pentru laminarea la rece $n_t = n_v = 1$, iar pentru laminarea la cald $n_e = 1$.

n_σ reprezintă coeficientul de amplificare a rezistenței la deformare datorită influenței factorilor geometrici ai zonei de deformare (ε , D, H, h) și a condițiilor de frecare și care se poate

determină cu relația:

$$n_{\sigma} = \frac{2(1-\varepsilon)}{\varepsilon(\delta-1)} \cdot \mu_r (\mu_r^{\delta} - 1) \quad (6.25)$$

sau din nomograma din figura 6.19 în funcție de următorii parametrii:

$$\delta = f \sqrt{\frac{2D}{\Delta h}} \quad \text{și} \quad \varepsilon = \frac{\Delta h}{H}$$

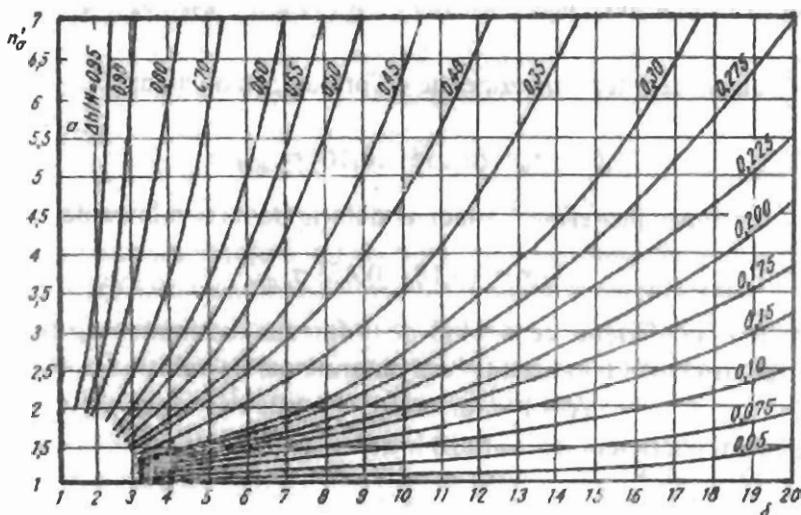


Fig.6.19. Nomogramă pentru determinarea coeficientului n_{σ}'
în funcție de parametrii δ și ε

Pentru calcule aproximative se poate folosi și o relație mai simplă cu următoarea expresie:

$$n_{\sigma}' = 1 + (0,5 \cdot f \cdot l_c / h_{med}) \quad (6.26)$$

Pentru raportul $l_c / h_{med} < 1,5$ se poate adopta $n_{\sigma}' = 1$

n_{σ}' – coeficient ce ține cont de influența extremităților laminatului din afara zonei de deformare și care se poate determina din diagrama din figura 6.20 sau cu relația:

$$n_{\sigma}' = 1 + 2,6e^m \quad (6.27)$$

m – coeficient ce ține cont de geometria zonei de deformare, calculat cu relația:

$$m = -3 \left(0,4 + \frac{l_c}{h_{med}} \right)^2 \quad (6.28)$$

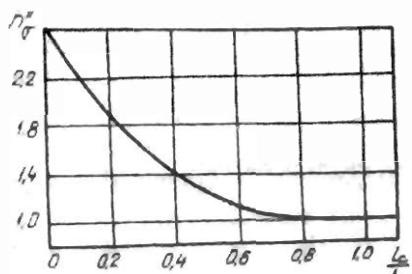


Fig.6.20. Variația coeficientului n_{σ}''' în funcție de raportul l_c/h_{med}

Pentru rapoarte $\frac{l_c}{h_m} > 1$; se poate adopta $n_{\sigma}''' = 1$

n_{σ}''' – coeficient care ține cont de micșorarea presiunii datorită aplicării tracțiunii în laminat și care se poate determina cu relația:

$$n_{\sigma}''' = 1 - \frac{A\sigma_1 + B\sigma_0}{2,3 \cdot n_{\sigma} \cdot k_t} \quad (6.29)$$

σ_0 – tensiunea anterioară zonei de deformare, cu o valoare de:

$$\sigma_0 = (0,035 \dots 0,10) \sigma_{c,med} \quad (6.30)$$

σ_1 – tensiunea posteroară zonei de deformare cu o valoare de:

$$\sigma_1 = (0,18 \dots 0,45) \sigma_{c,med} \quad (6.31)$$

A și B – coeficienți ce depind de influența tensiunilor σ_0 și σ_1 , care pentru cazul laminării la rece au următoarele valori:

$$A = 1 \quad \text{iar} \quad B = 1 + 1,25\epsilon^2$$

În general coeficient n_{σ}''' variază între 0,7 ... 0,8;

Relația lui Ekelund

Dedusă în 1927 [32], reprezintă una din primele încercări de a da o relație de calcul a presiunii de laminare. Această relație are aplicabilitate în special pentru cazul laminării la cald ($t > 800^{\circ}\text{C}$) a produselor plate din oțelurile carbon și din oțelurile slab aliate cu crom, mangan și molibden ($\text{Cr} \leq 3\%$; $\text{Mn} \leq 1,0\%$).

Presiunea medie de laminare în acest caz are următoarea expresie:

$$p_{med} = (1 + m)(k + \eta \cdot u) \quad (6.32)$$

în care: m este un coeficient ce ține cont de condițiile de frecare și de factorii geometrici ai zonei de deformare, calculat cu relația:

$$m = \frac{1,6f \cdot \sqrt{R \cdot \Delta h - 1,2\Delta h}}{H + h} \quad (6.33)$$

k – rezistența le deformație prin comprimare statică (limita de curgere a oțelului la temperatura de laminare), în daN/mm^2 , calculată cu relația:

– pentru oțeluri carbon:

$$k = 0,98(14 - 0,1t)(1,4 + C + Mn) \quad (6.34a)$$

- pentru oțeluri aliate cu crom

$$k = 0,98(14 - 0,01t)(1,4 + C + Mn + 0,3 Cr) \quad (6.34 \text{ b})$$

- pentru oțeluși slab aliate cu crom și molibden

$$k = 0,98(14 - 0,01t)(1,4 + C + Mn + 0,3Cr + 0,4Mo) \quad (6.34 \text{ c})$$

η – factor de tenacitate a oțelului laminat, în $\text{daN}\cdot\text{s}/\text{mm}^2$, calculat cu relația:

$$\eta = 0,0098(14 - 0,01 \cdot t) \cdot C_v \quad (6.35)$$

u – viteza de deformare, în s^{-1} , calculată cu relația:

$$u = \frac{2v}{H + h} \sqrt{\frac{\Delta h}{R}} \quad (6.36)$$

În acești parametri s-au folosit următoarele notații:

f – coeficientul de frecare calculat cu relația (2.26);

Δh – reducerea absolută aplicată în timpul laminării, în mm;

H, h – grosimea laminatului înainte și după trecere, în mm;

t – temperatura de laminare, în $^{\circ}\text{C}$;

C, Mn, Cr, Mo – conținutul în aceste elemente ale oțelului laminat, în %;

C_v – coeficient ce ține cont de mărimea vitezei de laminare (v , tabelul 6.1);

v – viteza de laminare, în m/s.

Tabelul 6.1

Valorile coeficientului C_v

$v, \text{m/s}$	< 6	6...10	10...15	15...20
C_v	1	0,8	0,65	0,6

Relația lui Ekelund are și o serie de dezavantaje, care îi dă o precizie de calcul ceva mai redusă. Dintre aceste se pot menționa:

- relația nu ține cont de influența tensiunilor aplicate laminatului;
- influența vitezei de laminare se estimează numai prin valoarea factorului de tenacitate a oțelului laminat, ceea ce nu este suficient;
- influența elementelor conținute în oțel dă valori ale rezistenței la deformare pentru temperaturi mai mari de 900°C ce nu corespund datelor experimentale.

Neînând cont de aceste dezavantaje, relația lui Ekelund dă totuși rezultate suficiente în special pentru cazul laminării la cald a profilelor din oțel cu conținut scăzut de carbon.

Relația lui Stone

Este folosită în special pentru calculul presiunii medii în cazul laminării la rece a oțelurilor [33] și are următoarea expresie:

$$p_{med} = (K - \sigma) \frac{e^m - 1}{m} \quad (6.37)$$

în care: K este rezistența la deformare a materialului laminat în daN/mm^2 , calculată cu relația: $K = 1,15\sigma_{c,\text{med}}$

$\sigma_{c,\text{med}}$ - limita de curgere medie a materialului laminat, corespunzătoare gradului de ecrusare la trecerea considerată, în daN/mm^2 ;

σ - tensiunea medie în laminat, în daN/mm^2 , calculată în funcție de tracțiune în laminat la intrarea σ_0 și respectiv la ieșirea σ_1 din zona de deformare, cu relația:

$$\sigma = 0,5(\sigma_0 + \sigma_1)$$

m – parametru ce ține cont de geometria zonei de deformare și valoarea coeficientului de frecare, calculat cu relația: $m = f \cdot l_c / h_{\text{med}}$

f – coeficientul de frecare corespunzător unsorii tehnologice și vitezei de laminare folosite;

l_c – lungimea arcului de contact dintre cilindrii deformați elastic și laminat, calculată cu relația (1.19), în mm;

h_{med} – grosimea medie a benzii la trecerea analizată în mm.

Pentru calculul presiunii medii de laminare pe baza formulei lui Stone se poate folosi și nomograma propusă de autor [34] și prezentată în fig.6.21

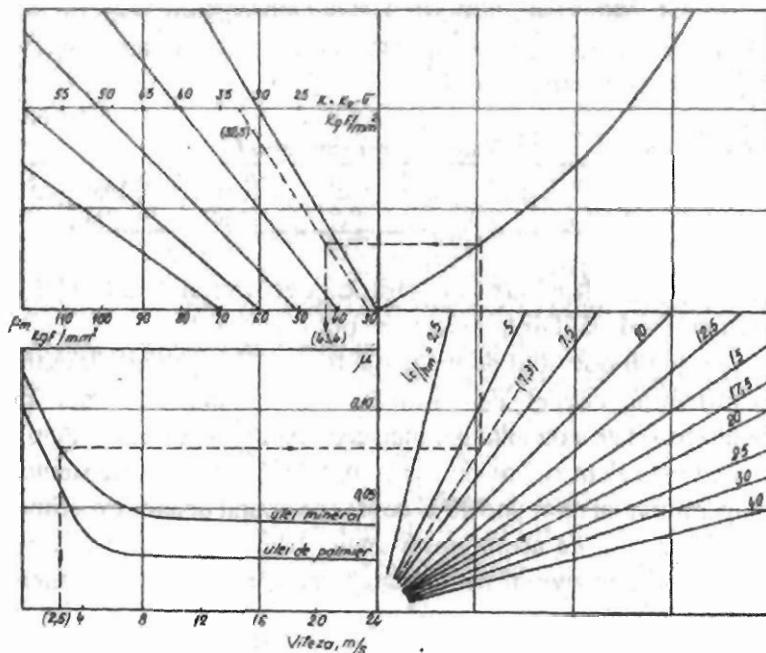


Fig.6.21.Nomogramă pentru calculul presiunii la laminarea la rece a oțelului pe baza relației lui Stone

Cunoscându-se valoarea medie a presiunii de laminare, pentru calcului forței de laminare se folosește relația:

$$P = p_{\text{med}} \cdot S_c = p_{\text{med}} \cdot B_{\text{med}} \cdot l_c \quad (6.38)$$

în care: S_c este secțiunea suprafeței de contact dintre laminat și cilindru;

B_{med} – lățimea medie a laminatului, calculată cu una din relațiile:

- pentru variație liniară a lățirii: $B_{med} = 0,5(B_0 + B_1)$;
- pentru variație parabolică a lățirii:

$$B_{med} = B_0 + 2 \cdot \Delta b / 3 = B_0 + 2(B_1 - B_0) / 3 = (B_0 + 2B_1) / 3$$

l_c – lungimea arcului de contact, calculată cu relația (1.3) pentru laminarea la cald și cu relația (1.19) pentru laminarea la rece.

Valori orientative ale forței de laminare pentru diferite tipuri de laminoare sunt date în tabelul 6.2.

Tabelul 6.2

**Valori orientative ale forței de laminare la
diferite tipuri de laminoare**

Tipul laminorului	Forța de laminare, în	
	tone	MN
bluming	500 ... 1500	5 ... 15
slebing	600 ... 1800	6 ... 18
laminor continuu de benzi	500 ... 2000	5 ... 20
laminoare de profile grele și săne	150 ... 700	1,5 ... 7
laminoare de profile mijlocii	50 ... 200	0,5 ... 2
laminoare de profile ușoare	15 ... 60	15 ... 0,6

6.4.Determinarea experimentală a forțelor de laminare.

Cunoașterea valorilor reale ale forțelor de laminare este necesară deoarece pe baza lor se poate calcula sau verifica utilajul de laminare, deformațiile elastice ale acestuia, puterea necesară de acționare etc. De asemenea, în funcție de presiunea de laminare calculată din valoarea forței determinate experimental se poate calcula coeficientul de frecare din zona de deformare, cu care de exemplu se poate testa efectivitatea unor lubrifianti tehnologici.

Pentru determinarea forțelor de laminare se folosesc anumite dispozitive numite captori de forță (mesdoze), care sunt plasate astfel:

- între șuruburile de presiune și portlagările cilindrului superior al cajei de laminare;
- pe traversa superioară a cadrului sub piulița șurubului de presiune;
- între portlagărul cilindrului inferior și traversa inferioară a cadrului;
- pe unul din stâlpii cadrului (solidar cu acesta)

Principalele tipuri de captori de forță, în funcție de principiul pe baza căruia asigură măsurarea forței de laminare sunt următoarele:

- = captori de forță dinamometrici;
- = captori de forță hidraulici;
- = captori de forță cu traductori electrici.

Captorii de forță dinamometrici (fig.6.22) sunt formați dintr-un element elastic solicitat la compresiune 1 și un dispozitiv de măsurare 2 a deformării elastice Δl apărută în timpul aplicării forței de măsurat P. Cele mai folosite dispozitive de măsurare a deformării elastice absolute a elementului elastic sunt comparatoarele cu sensibilitate de 1 μm .

Valoarea forței măsurate în funcție de indicația comparatorului rezultă din formula lui *Hooke*:

$$P = \sigma \cdot S = \varepsilon \cdot E \cdot S = \frac{\Delta l}{l} E \cdot S \quad (6.39)$$

în care: σ este tensiunea apărută în elementul elastic cu lungimea activă l, secțiunea transversală S și modul de elasticitate al materialului E, atunci când asupra acestuia aplicându-se forța de măsurare P, s-a obținut o deformare elastică relativă ε .

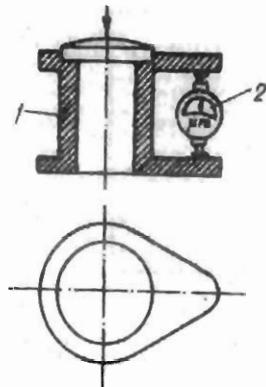


Fig.6.22.Captor de forță dinamometric

Captorii de forță hidraulici funcționează pe principiul lui *Pascal* și sunt formați (fig.6.23) dintr-un cilindru hidraulic (1) cu suprafață transversală de o valoare (S) cunoscută, membrana elastică (2) asupra căreia acționează forța de măsurat (P) și manometrul (3) pentru măsurarea presiunii (p) în momentul aplicării forței de măsurat. Surubul (4) are rol de a asigura o mică presiune asupra uleiului din cilindrul hidraulic al captorului, cu scopul evacuării prin orificiul (5) a eventualelor bule de aer existente în sistem, care fiind compresibile, dacă nu sunt evacuate pot erona măsurările.

Foța măsurată cu captorii hidraulici se determină cu relația:

$$P = p \cdot S \quad (6.40)$$

Atât captorii de forță dinamometrici cât și cei hidraulici dau rezultate satisfăcătoare în special în cazul măsurării forțelor

de laminare constantă, deoarece variațiile relativ mici ale forței de măsurat nu pot fi sesizate cu precizie.

Captorii de forță cu traductori electrici asigură măsurarea forței de laminare prin transformă acestei mărimi mecanice într-o mărimă electrică înregistrabilă

În funcție de tipul traductorului folosit, se întâlnesc captori de forță cu traductori rezistivi, capacitivi, inductivi și piezoelectrici (fig.6.24).

- Captori de forță cu traductori electriți rezistivi (fig.6.24 a...c) sunt printre cei mai folosiți captori, datorită atât preciziei mari de măsurare pe care o asigură cât și a fiabilității ridicate pe care o au. Acești captori sunt formați dintr-un element elastic (1) care poate fi cilindric tubular sau sub forma de membrană pe suprafața căruia se lipesc traductorii rezistivi (2).

Traductorii rezistivi (mărci tesometrice) sunt formați din două folii de material electroizolant (hârtie sau material plastic) (3) între care se află o rețea (4) formată dintr-un fir sau o bandă cu diametrul respectiv grosimea de ordinul 5...20 μm , dintr-un material cu rezistivitate electrică (ρ) ridicată (fig.6.25).

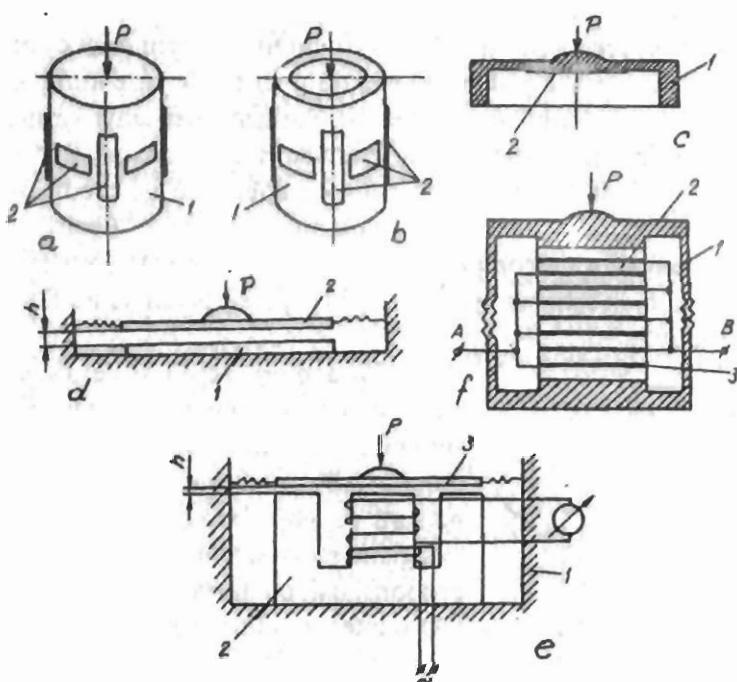


Fig.6.22.Captori de forță cu traductori electrici:

- a - tensorezistivi cu element elastic cilindric;
- b - tensorezistivi cu element elastic tubular;
- c - tensorezistivi cu element elastic membrană;
- d - capacitive;
- e - inductiv;
- f - piezoelectric.

Acești traductori lucrează pe principiul variației rezistenței lor ca urmare a modificării lungimii prin deformația elastică a elementului pe care au fost lipiți [35]:

$$\Delta R = \rho \cdot \frac{\Delta l}{S} \quad \text{sau} \quad \frac{\Delta R}{R} = K\varepsilon \quad (6.41)$$

în care: ΔR este variația rezistenței traductorului cu rezistență internă R când variația lungimii sale active este Δl ;

S – secțiunea transversală a firului sau benzii rețelei traductorului;

K – coeficient ce caracterizează sensibilitatea traductorului rezistiv, care depinde de materialul firului electrorezistiv.

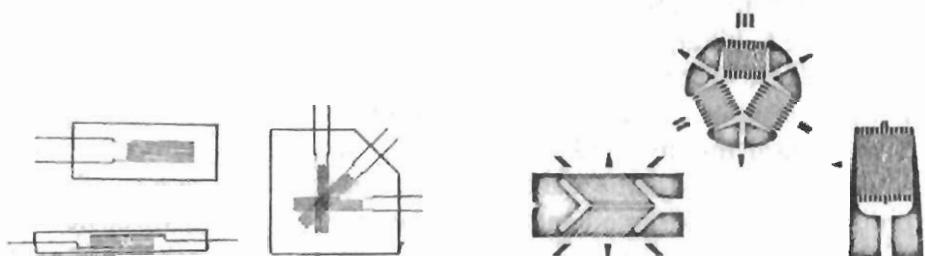


Fig.6.25. Tipuri constructive de traductori tensorezistivi

Având în vedere că în timpul trecerii curentului prin traductor, rezistența electrică a acestora variază și datorită efectului termic al curentului electric, este necesar ca pe lângă traductorii, care își variază rezistența proporțional cu deformația elementului elastic, numiți traductorii activi, să se folosească și un număr egal de traductori, numiți de compensație, care își modifică rezistența numai datorita efectului termic al curentului electric. Pentru ca variația rezistenței traductorilor de compensație să nu fie influențată de către deformația elementului elastic, aceștia se lipesc pe o direcție perpendiculară față de direcția traductorilor activi.

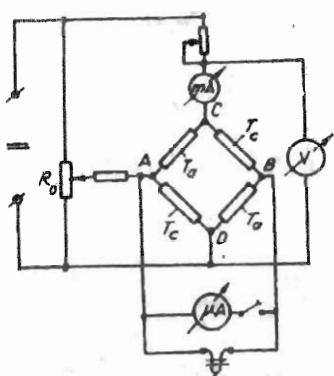


Fig.6.26. Schema electrică de conectare a traductorilor rezistivi:

T_a - traductori activi;
T_c - traductori de compensație.

Traductorii activi și cei de compensație sunt conectați într-un montaj puncte (sau semipunte) de nul (fig.6.26), de la care pe diagonala AB se obține un curent ce se poate măsura cu un microampermetru sau se poate înregistra pe un oscilograf, curent ce este direct proporțional cu forța masurată. Pe diagonala CD puntea se alimentează cu curent continuu, iar cu ajutorul unei rezistențe variabile se asigură reglarea curentului de alimentare a punții.

Fiecare braț al punții poate fi alcătuit din mai mulți traductori, conectați în serie, paralel sau mixt.

Reglarea în vederea echilibrării punții înainte de determinare, se efectuează cu rezistența variabilă R₀.

- Captorii de forță cu traductori capacitivi (fig.6.24,d) sunt formați în principiu dintr-o armatură fixă (1) și o armatură mobilă (2) asupra căreia acționează forța de măsurat. Aceste două armături formează un condensator plan având ca dielectric aerul.

La aplicarea forței de măsurat distanța (h) dintre armături variază și implicit capacitatea (C) a condensatorului se va modifica invers proporțional conform relației:

$$C = \epsilon \cdot S / h \quad (6.42)$$

în care ϵ este constanta dielectricului, iar S – suprafața armăturilor.

Deci forța ce urmează a fi măsurată P va fi direct proporțională cu variația curentului ce trece prin traductorul capacativ, conectat la o sursă de curent electric.

- Captori de forță cu traductori iductivi (fig.6.24, e) sunt formați dintr-o carcăsă elastică din oțel (1) în care este dispus un electromagnet (2) cu armătura mobilă (3). Prin aplicarea forței de măsurat asupra armăturii mobile, grosimea interfeierului (h) dintre armătura fixă și cea mobilă se modifică producând astfel variația reluctanței circuitului magnetic creat de bobină, care va produce în circuitul secundar al electromagnetului o forță electromotoare ce se înregistrează, f.e.m. direct proporțională cu forța de măsurat.

- Captori de forță cu traductori piezoelectrici (fig.6.24, f) sunt formați dintr-o carcăsă elastică din oțel (1), în care sunt dispuse mai multe plăcuțe dintr-un material piezoelectric (2), separate între ele cu folii metalice (3), care preiau sarcinile electrice apărute pe suprafețele plăcuțelor piezoelectrice, la aplicarea forței de masurat. Foliile metalice sunt conectate, în funcție de sarcina electrică pe care o au, la bornele A și B ale captorului, între care va apărea o diferență de potențial direct proporțională cu forța aplicată.

Captori de forță cu traductori electrici înainte de a fi folosiți trebuie etalonati fie direct pe cajă, cu ajutorul unei instalații hidraulice montată între cilindrii cajei la care s-au plasat captori de forță, fie în afara cajei, cu ajutorul unei prese hidraulice cu sensibilitate ridicată. În cazul folosirii instalației hidraulice plasată între cilindrii laminorului, prin strângerea șuruburilor de presiune, în cilindrul acesta se crează o presiune ce se măsoară la un manometru, presiune care generează forță la care se face etalonarea captorilor.

Pentru măsurarea forței de laminare se folosește și o altă metodă bazată pe deformarea elastică a stâlpilor cadrului cajei de laminare. În acest scop pe o zonă a stâlpului se lipesc traductorii rezistivi activi și perpendicular pe aceștia, traductorii rezistivi de compensație. Traductorii rezistivi activi preiau deformarea elastică a stâlpului cadrului și vor genera un impuls înregistrabil proporțional cu forța ce a produs deformarea elastică a acestuia. În acest caz măsurarea forței se face în mod similar celui prezentat mai sus privind captorii de forță cu traductori rezistivi.

Deformarea elastică stâlpului cadrului (Δl) se poate măsura și direct cu ajutorul unui microcomparator, montat pe stâlp și în contact cu extremitatea liberă a unei tije, practic de aceeași lungime (l) ca și a stâlpului a cărei deformare dorim să o măsurăm. Cealaltă extremitate a tijei va fi solidară cu stâlpul.

În acest caz forța de laminare se va calcula cu ajutorul relației:

$$P = \frac{2 \cdot \Delta l \cdot S \cdot E \cdot (L + l_f)}{i(L + l_f - x)} \quad (6.43)$$

în care: S este secțiunea stâlpului a cărei deformăție se măsoară;

E – modulul de elasticitate al materialului metalic al cadrului cajei de laminare;

L – lungimea tăbliei cilindrilor laminorului;

l – lungimea fusurilor cilindrilor laminorului;

x – distanța dintre axa verticală a cadrului căruia î se măsoară deformăția elastică a stâlpilor și axa longitudinală a laminatului.

Presiunea medie de laminare se determină din valoarea forței măsurate experimental (P_{exp}) prin împărțirea acesteia la aria secțiunii de contact calculată analitic [$S_c = B_{med} \cdot l_c = B_{med} \cdot (R \cdot \Delta h)$]:

$$p_{med} = P_{exp} / B_{med} \cdot (R \cdot \Delta h) \quad (6.44)$$

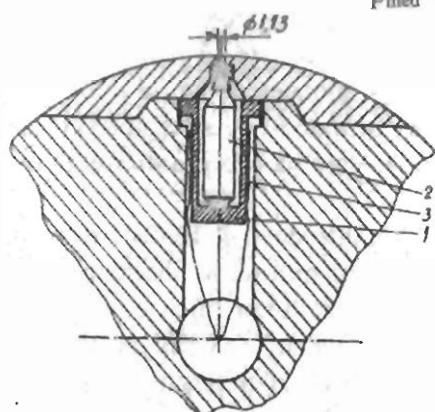


Fig.6.27.Captor de forță punctiform, montat în tăblia cilindrului pentru măsurarea presiunii de laminare.

Captorul folosit este în general cu traductori rezistivi (3), care permit miniaturizarea cerută în acest caz.

Pentru alimentarea punții cât și pentru obținerea semnalului de la captor, legăturile electrice se fac prin intermediul unor conductori ce trec printr-un orificiu practicat în axul cilindrului, iar de la aceștia prin colectoarele cu mercur montate la extremitatea liberă a cilindrului, se face legătura cu sursa de alimentare și respectiv cu instalația tensometrică de înregistrare.

Pentru determinarea experimentală a mărimii și repartiției presiunii pe lungime sau pe lățimea zonei de contact s-au realizat captori de forță punctiformi care se montează în tăblia cilindrilor de lucru ai laminorului (fig.6.27).

Presiunea exercitată de laminat asupra cilindrilor se transmite elementului elastic (1) al captorului prin intermediul unui știpt (2) cu secțiunea transversală la vârful ce vine în contact cu laminatul de 1 mm^2 , respectiv cu un diametru egal cu $d = 1,13 \text{ mm}$ și astfel forța măsurată fiind raportată la o secțiune de 1 mm^2 va reprezintă chiar presiunea de laminare.

Capitolul 7.

MOMENTELE ȘI PUTEREA DE LAMINARE

7.1.Calculul momentelor de laminare

Indiferent de tipul laminoarelor, momentul motor redus la arborele motorului de acționare, cu ajutorul căruia se dimensionează sau se verifică puterea acestor motoare, are următoarele două componente:

$$M_{\text{mot}} = M_{\text{st}} \pm M_{\text{din}} \quad (7.1)$$

în care: M_{st} este momentul static necesar asigurării forței de laminare și învingerii forțelor de frecare din fusurile suansamblelor în mișcare din lanțul cinematic al acționării;

M_{din} – momentul dinamic necesar învingerii forțelor de inerție aparute în subansamblele lanțului cinematic al acționării, aflate în mișcare de rotație variabilă.

La rândul său momentul static are următoarele componente:

$$M_{\text{st}} = M_{\text{lam}} + M_{\text{ff}} + M_{\text{o}} = M_{\text{def}} + M_{\text{ff}} + M_{\text{fl}} + M_{\text{o}} \quad (7.2)$$

M_{def} – momentul de deformare, care reprezintă momentul necesar învingerii rezistenței la deformare a materialului laminat, respectiv momentul ce asigură forța de laminare necesară. Valoarea momentului de deformare la axul cilindrilor de lucru ai laminorului depinde de poziția forței de laminare pe lungimea arcului de contact și se determină cu relația:

$$M_{\text{def}} = 2 \cdot P \cdot a = 2 \cdot P \cdot R \cdot \sin \varphi \quad (7.3)$$

sau

$$M_{\text{def}} = 2 \cdot P \cdot \psi \cdot l_c = 2 \cdot p_{\text{med}} \cdot B_{\text{med}} \cdot \psi \cdot l_c^2 = 2 \cdot p_{\text{med}} \cdot B_{\text{med}} \cdot \psi \cdot R \cdot \Delta h \quad (7.3')$$

a – brațul forței P față de axa verticală a cilindrilor:

$$a = \psi \cdot l_c = R \cdot \sin \varphi \quad (7.4)$$

Pentru cazul când forța de laminare este verticală rezultă:

$$\psi = \frac{\alpha}{l_c} \approx \frac{\beta}{\alpha} = f(\delta, \varepsilon) \quad (7.5)$$

l_c – lungimea arcului de contact, pentru calculul căreia se vor folosi relațiile prezentate în capitolul 2;

φ – unghiul ce caracterizează poziția forței de laminare pe lungimea arcului de contact;

α și β – unghiiurile de prindere și respectiv de frecare.

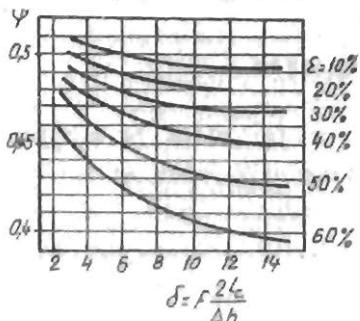


Fig.7.1. Variatia coeficientului ψ in functie de reducere si parametrul δ

Coefficientul de poziționare a forței de laminare pe lungimea arcului de contact (ψ), se calculează, în funcție de raportul $m = f \cdot l_c / h_m$ cu relația:

$$\psi = \frac{0,5}{1 - 0,5\varepsilon} \left(1 - \varepsilon \frac{1+m}{2+m} \right) \quad (7.6)$$

O altă relație recomandată pentru calculul coeficientului ψ este următoarea:

$$\psi = 0,5 \cdot a_s \cdot \ln \lambda \cdot h_l / \Delta h \quad (7.7)$$

Valori informative, pentru coeficientul ψ se pot obține din figura 7.1, iar pentru calcule practice se poate admite și valorile date în tabelul 7.1.

Tabelul 7.1

Condițiile de laminare	ψ	
laminarea la cald	- în general	0,45...0,50
	- oțeluri cu %C scăzut	0,34...0,47
	- oțeluri cu %C ridicat	0,30...0,49
	- oțeluri rapide	0,28...0,56
	- în calibre pătrate	0,50
	- în calibre rotunde	0,60
	- în calibre închise	0,70
	- a benzilor pe trenul finisor	0,48...0,39
laminarea la rece - oțeluri cu %C scăzut	0,20...0,35	

În cazul laminării cu tracțiune în laminat, momentul de deformare se calculează folosindu-se relația:

$$M_{def} = 0,5(p_{med} \cdot \ln \lambda + \sigma_0 - \sigma_1) \cdot D \cdot S_l (1 + S_h) \quad (7.8)$$

în care: p_{med} este presiunea medie de laminare, calculată fără a se ține cont de influența tracțiunii în laminat, în daN/mm^2 ;

λ – coeficientul de alungire;

- σ_0, σ_1 – tensiunile de tracțiune posteroară și respectiv anterioară zonei de deformare, în daN/mm^2 ;
 S_1 – secțiunea laminatului după trecere, în mm^2 ;
 D – diametrul cilindrilor de lucru, în m ;
 S_h – avansul la laminare.

Momentul de deformare se poate calcula și pe baza consumului specific de energie, determinat experimental și prezentat sub formă de diagrame în funcție de coeficientul total de alungire (fig. 7.2). În acest caz momentul obținut înglobează momentul de deformare și momentele de frecare, respectiv se obține momentul de laminare necesar pentru rotirea cilindrilor în timpul deformării:

$$(M_{def} + M_{ff}).i = 1,32(e_1 - e_0) \cdot \gamma \cdot D \cdot S_1 (1 + S_h) \quad \text{în [MNm]} \quad (7.9)$$

În care: e_0 și e_1 sunt consumurile specifice de energie înainte și după trecerea considerată, în CP h/t , obținute din diagramele de consum de energie;

γ – greutatea specifică a materialului laminat, în t/m^3 .

În funcție de consumul specific de energie se poate calcula, și presiunea medie de laminare cu ajutorul relației:

$$P_{med} = 0,264 \gamma \frac{e_1 - e_0}{\ln \lambda} \cdot [daN/mm^2] \quad (7.10)$$

Pentru cazul laminării în calibre, la care apar frecări suplimentare între laminat și pereții laterali ai calibrului, momentul de deformare calculat cu relația (7.3) se va amplifica și cu un coeficient de formă a calibrului (n_f) calculat cu relația:

$$n_f = 0,5 \Pi_c / B_m \quad (7.11)$$

în care: Π_c este perimetrul calibrului cu lățimea medie B_m

M_{ff} – momentul de frecare necesar învingerii forțelor de frecare din fusurile cilindrilor de lucru sub acțiunea forței de laminare.

Forța de laminare dă naștere în fusurile cilindrilor, la două reacții R_A și R_B care la rândul lor generează forțele de frecare T_A și T_B , care față de axa cilindrilor dau naștere la momentele rezistive M_A și M_B . În această situație momentul de frecare în fusurile cilindrilor de lucru va fi:

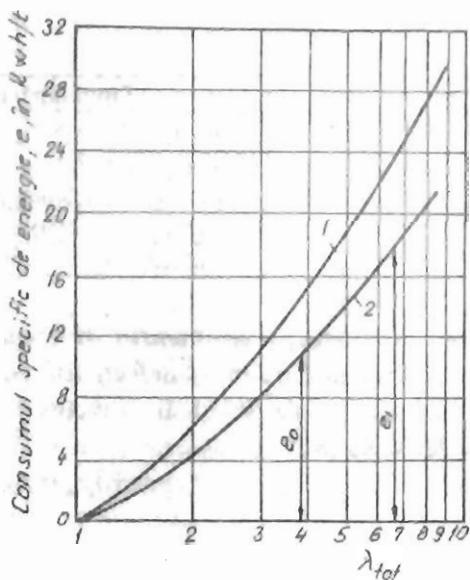


Fig.7.2.Variația consumului specific de energie electrică în funcție de coeficientul total de alungire (λ_{tot}):
1-pentru oțel tip OL37; 2-pentru oțel tip OLC 08

- pentru caje duo:

$$M_{ff} = 2(M_A + M_B) = 2(0,5 \cdot d \cdot T_A + 0,5 \cdot d \cdot T_B) = (R_A + R_B) \cdot f_f d = P \cdot f_f d \quad (7.12)$$

în care: f_f este coeficientul de frecare dintre fusul cilindrului de lucru cu diametrul d și cuzineții lagărului.

Pentru coeficientul de frecare din fusurile cilindrilor de lucru se recomandă valorile date în tabelul 7.2.

- pentru cajele cuarto sau cu mai mulți cilindrii, momentul de frecare redus la axul cilindrilor de lucru (cu diametrul D_L), se calculează pentru cilindrii de sprijin (cu diametrul nominal D_S și cu diametrul fusurilor d_{fs}), care preiau solicitările deformării, folosind relația:

$$M_{ff} = P \cdot d_{fs} \cdot f_{fs} \cdot D_L / D_S \quad (7.13)$$

Tabelul 7.2

Tipul lagărului	f_f
cu cuzineții din bronz neunși	0,1
idem cu ungere bună	0,05...0,07
cu cuzineții cu compozitie unși	0,02
cu cuzineții din material plastic	0,005...0,01
cu rulmenți sau cu frecare lichidă	0,003

M_{lam} – **momentul de laminare**, necesar rotirii cilindrilor de lucru ai laminorului în timpul deformării, pentru cazul laminării fără tracțiune în laminat se poate calcula și în funcție de lucrul mecanic consumat (A_{lam}) pentru deformare:

$$M_{lam} = A_{lam} / \tau \cdot \omega = p_{med} \cdot V \cdot \ln \lambda / \tau \cdot \omega \quad (7.14)$$

în care: τ este timpul de laminare,

ω – viteza unghiulară a cilindrilor de lucru cu raza R , calculată în funcție de viteza de laminare v , cu relația: $\omega = v/R$

M_f – **momentul de frecare în elementele transmisiei**, necesar învingerii forțelor de frecare din fusurile subansamblelor în mișcare din lanțul cinematic al acționării, apărute în timpul laminării, datorită acțiunii indirekte a forței de laminare:

$$M_f = (k-1)(M_{def} + M_{ff}) \quad (7.15)$$

în care k este un coeficient (inversul valorii randamentului transmisiei) ce ține cont de tipul subansamblelor existente în lanțul cinematic al acționării și pentru care se dau valori în tabelul 7.3.

Tabelul 7.3

Subansamblele transmisiei	k_i
Cu cajă de angrenaj	1,04...1,06
Cu reductor - cu o treaptă	1,02...1,05
- cu două trepte	1,04...1,10
- cu trei treapte	1,06...1,15
Cu bare de cuplare cu rozete	1,04...1,06
Cu bare de cuplare universale - $\alpha < 3^0$	1,02...1,04
- $\alpha > 3^0$	1,04...1,06

În funcție de valorile coeficienților parțiali k_i , coeficientul k din relația (7.15) se obține din produsul coeficienților parțiali corespunzători elementelor componente ale liniei de laminare. De exemplu pentru o linie de laminare formată dintr-un reductor cu o singură treaptă, o cajă de angrenaj și o pereche de bare de cuplare cu rozete coeficientul k va fi:

$$k = k_r k_a k_b = (1,02 \dots 1,05)(1,04 \dots 1,06)(1,04 \dots 1,06) = 1,10 \dots 1,18$$

M_o – momentul de mers în gol, reprezintă suma momentelor necesare învingerii forțelor de frecare din fusurile subansamblelor în mișcare din lanțul cinematic al acționării, sub acțiunea greutății proprii a acestora:

$$M_o = 0,5 \sum G_i \cdot d_i \cdot f_i \quad (7.16)$$

în care: G_i , d_i , f_i sunt greutatea, diametrul fusurilor și coeficientul de frecare pe fusurile fiecărui subansambluri în mișcare, din lanțul cinematic al acționării.

Dacă laminorul este înzestrat și cu volanți, la calculul momentului de mers în gol trebuie adăugat și momentul necesar învingerii frecării dintre suprafața volantului și aerul mediului ambiant. Acest moment se dă prin următoarea relație empirică:

$$M_{ov} = 37,5 \cdot v^{1,5} \cdot D^3 (1 + 5 \cdot b) \cdot 10^{-8}, \text{ în tmf} \quad (7.17)$$

în care: v este viteza periferică a volantului, în m/s;

D – diametrul volantului, în m;

b – lățimea obezii volantului, în m.

M_{din} – momentul dinamic necesar învingerii forțelor de inerție aparute în subansamblele lanțului cinematic al acționării, aflate în mișcare de rotație variabilă. Acest moment se calculează cu ajutorul relației:

$$M_{din} = \sum (I_i \cdot \frac{\pi}{30} \frac{dn}{dt}) = \sum \{ [(G_i \cdot D_i^2)/4g] \cdot \frac{\pi}{30} \frac{dn}{dt} \} \quad (7.18)$$

sau

$$M_{din} = 2,67 \cdot 10^{-3} \sum (G_i \cdot D_i^2 \cdot \frac{dn}{dt}) = 1,33 \cdot 10^{-3} \sum (G_i \cdot D_i^2 \cdot \frac{dn}{dt}) \quad (7.18')$$

în care : I_i , D_i și D_i sunt momentul și diametrul de inerție, respectiv diametrul nominal al subansamblelor liniei de laminare puse în mișcare de motorul principal al laminorului.

Pentru subansamblele de forma cilindrică cu diametrul nominal D_i , diametrul de inerție se calculează cu relația:

$$D_n = \frac{D_i}{\sqrt{2}} \quad (7.19)$$

$\frac{dn}{dt}$ – variația în timp a turației motorului, respectiv accelerația sau decelerația turației motorului de acționare a laminorului, pentru care valorile practice variază la motoarele de ultimă generație între:

- pentru accelerare $\frac{dn}{dt} = 2,8 \dots 8,0 [1/s^2] \cong 165 \dots 480 \text{ rot/min.s}$;
- pentru decelerare (frânare) $\frac{dn}{dt} = 4 \dots 10 [1/s^2] \cong 240 \dots 600 \text{ rot/min.s}$.

Momentul dinamic se introduce în relația (7.1) de calcul a momentului motor cu semnul plus pentru perioada de accelerare a turației motorului și cu semnul minus pentru perioada de decelerație a turației motorului.

Pentru calcule practice, admîșând acționarea cajei de lucru prin cuplaj, cajă de angrenaj și bare de cuplare universale, se poate adopta: $k = 1,09$, $f_f = 0,01$ (lagăre de alunecare) și $\psi = 0,5$, în funcție de care se obține:

$$M_{st} = (2P \cdot \psi \cdot l_c + P \cdot f \cdot d_f) \cdot k + 3,5 \cdot G_{cil} \cdot d_f \cdot f_f \quad (7.20)$$

sau

$$M_{st} = 1,09P(\sqrt{R_k \cdot \Delta h} + 0,01 d_f) + 0,035 \cdot G_{cil} \cdot d_f \quad (7.20')$$

În situația în care linia de laminare are în componență și reductor, valorile calculate ale momentelor componente ale momentului static se vor reduce la axul motorului prin împărțire cu valoarea raportului de transmisie al reductorului.

Valori informative pentru momentul motor maxim al unor tipuri de laminoare se dau în tabelul 7.4

Tabelul 7.4

Momentul motor maxim al unor tipuri de laminoare

Tipul laminorului	D, mm	M _{max} , tm
Bluming	1350	500 - 550
	1000 - 1150	300 - 380
	850 - 900	150 - 200
Slebing	1100	400 - 450
De tablă groasă	L = 3300-3500	250 - 550
	L = 2200-2500	120 - 150
De sinc și grinzi	750 - 800	~ 150
De profile grele	650 - 700	80 - 100
	500 - 600	40 - 65
De profile mijlocii	450	25 - 30
	350	12 - 15
De profile ușoare	300	8 - 10
De profile ușoare și sărmă	250	4 - 6

7.2.Calecul puterii motorului de acționare al laminoarelor

Pentru calculul puterii, în vederea dimensionării sau verificării motorului de acționare a laminorului, trebuie avută în vedere și diagrama de încărcare statică a motorului, respectiv diagrama variației în timp a momentului motor redus la arborele motorului de acționare, pe parcursul unui întreg ciclu de laminare (fig.7.3).

Astfel dacă momentul motor (exprimat în MN) nu variază în timpul laminării unui semifabricat (cazul de exemplu al cajelor laminoarelor continue cu acționare individuală și cu viteză constantă - fig.7.3.a), puterea motorului de acționare va fi (pentru raza cilindrului R dată în metri):

$$N = K \cdot M_{st} \cdot \omega \cdot 10^3 / \eta = K \cdot M_{st} \cdot v \cdot 10^3 / R \cdot \eta = 1,0452 \cdot 10^2 \cdot K \cdot M_{st} \cdot n / \eta, \text{ în kw} \quad (7.21)$$

$$N = 1,36 \cdot K \cdot M_{st} \cdot v \cdot 10^3 / R \cdot \eta = 1,421 \cdot 10^2 \cdot K \cdot M_{st} \cdot n / \eta, \text{ în C.P.} \quad (7.21')$$

în care: η este randamentul electric al motorului de acționare, iar viteză unghiulară ω se calculează cu relația: $\omega = 2v/D$;

K este coeficientul de suprasarcină, pentru care se recomandă următoarele valori:

- pentru laminoare reversibile: K = 2,5...3 ;
- pentru laminoare ireversibile: K = 1,5...2 ;
- pentru laminoare dotate cu volanți: K = 4...6.

Pentru momentul exprimat în tf.m., puterea de acționare va fi:

$$N = 1,396 \cdot K \cdot M_{st} \cdot n / \eta, \text{ în C.P.} \quad (7.22)$$

$$N = 1,025 \cdot K \cdot M_{st} \cdot n / \eta, \text{ în kw} \quad (7.22')$$

În funcție de valoarea presiunii de laminare, puterea de acționare se calculează cu relația:

$$N = p_{med} \cdot S_1 \cdot v_1 \cdot \ln \lambda / 102 \cdot \eta \quad (7.23)$$

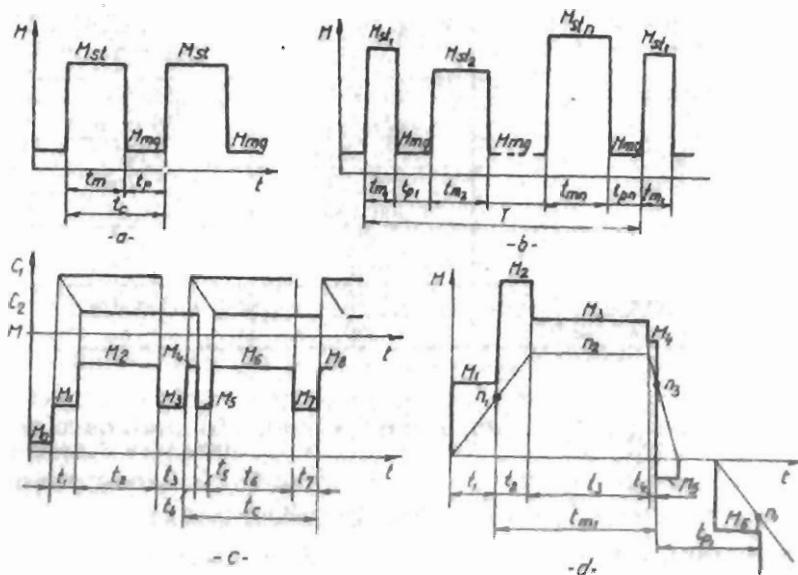


Fig.7.3. Tipuri caracteristice de diagrame de încărcare statică a motoarelor

lăminoarelor: a-laminor cu o caja ireversibilă; b-laminor cu o caja trio pe care se lamează mai multe treceri; c-laminor cu două caje acționate în grup (laminare continuă); d-laminor reversibil

În situația în care momentul motor variază în timp, pe parcursul aceleiași treceri sau de la o treccere la alta, cum este cazul lăminoarelor reversibile, a lăminoarelor cu mai multe caje acționate în grup, sau a lăminoarelor de benzi la rece, momentul pe baza căruia se va calcula puterea motorului, este un moment echivalent, care are o valoare medie ponderată, calculată cu relația:

$$M_{eq} = \sqrt{\frac{\sum M_i^2 \cdot t_i}{\sum t_i}} \quad (7.24)$$

în care: M_i sunt momentele necesare acționării în timpii corespunzători t_i , ai ciclului de laminare t_c , conform diagramei de încărcare a motorului (fig.7.3).

Astfel de exemplu pentru cazul laminorului cu două caje ireversibile acționate în grup, valorile momentelor trasate pe diagrama din figura 7.3 c., au următoarele valori:

$$M_1 = M_{st_{11}}$$

$$M_5 = M_{st_{12}}$$

$$M_2 = M_{st_{11}} + M_{st_{21}}$$

$$M_6 = M_{st_{12}} + M_{st_{22}}$$

$$M_3 = M_{st_{21}}$$

$$M_7 = M_{st_{22}}$$

$$M_4 = M_{st_{21}} + M_{st_{12}}$$

$$M_8 = M_{st_{22}} + M_{st_{13}}$$

Indicii acestor momente statice reprezintă: prima cifră numărul cajei, iar a doua numărul barei laminate pe caja respectivă.

Pentru cazul primei treceri executată pe o caje reversibilă, momentele trasate pe diagrama din figura 7.3 d, au următoarele valori:

$$M_1 = M_0 + M_{din};$$

$$M_4 = M_{st} - M_{din}$$

$$M_2 = M_{st} + M_{din};$$

$$M_5 = M_0 - M_{din}$$

$$M_3 = M_{st};$$

$$M_6 = M_0 + M_{din}$$

În funcție de momentul motor mediu, calculat cu relația (7.24) se poate determina valoarea minimă a puterii motorului de acționare folosindu-se relația:

$$N = \frac{M_{ef} \cdot n}{K \cdot \eta} \quad (7.25)$$

în care: n este turația motorului de acționare, rot/min ;

η – randamentul electric al motorului;

K – coeficient de transformare cu următoarele valori:

Puterea N, în:	Momentul M _{ef} , în:	
	MN.m	tf . m
kw	0,00956	0,975
C.P.	0,00702	0,7162

Puterea motorului de acționare are practic aceleași componente ca și momentul motor, respectiv:

– puterea necesară deformării:

$$N_{def} = M_{def} \omega \quad (7.26)$$

– puterea necesară învingerii forțelor de frecare din lagărele cilindrilor de lucru (N_{ff}):

$$N_{ff} = M_{ff} \omega = 2P \cdot f_f v \cdot d_f / D \quad (7.27)$$

de unde rezultă:

$$N_{lam} = N_{def} + N_{ff} = M_{lam} \cdot \omega = p_{med} \cdot B_m \cdot D \cdot v \cdot f(\alpha - 2\gamma) = 0,21 p_{med} \cdot B_m \cdot R^2 \cdot n \cdot f(\alpha - 2\gamma) \quad (7.28)$$

Pentru calcule practice se recomandă și relația lui Pavlov:

$$N_{lam} = p_{med} \cdot B_m \cdot R \cdot \alpha^2 \cdot v = 2p_{med} \cdot B_m \cdot \psi \cdot \Delta h \cdot v \quad (7.29)$$

– puterea necesară învingerii forțelor de frecare din lagărele subansamblelor din lanțul cinematic al acționării laminorului în funcție de coeficientul k dat în tabelul 7.3:

$$N_{fl} = N_{lam} \cdot (k - 1) \quad (7.30)$$

– puterea necesară învingerii forțelor de frecare din timpul mersului în gol:

$$N_0 = 0,5 \sum G_i \cdot d_i \cdot f_i \cdot v_i / R_i \quad (7.31)$$

Puterea necesară acționării laminorului pentru o trecere, se poate calcula și pe baza curbelor de consum de energie ale laminorului luat în studiu, sau a unui laminor similar (fig.7.2), folosind relația:

$$N = 3600(e_1 - e_0)G / \tau, \text{ în kw} \quad (7.32)$$

în care: e_0 și e_1 sunt consumurile specifice de energie înaintea și după trecerea considerată (fig.7.2), în kw·h/t

τ – timpul de laminare în secunde.

Indiferent de tipul laminorului, verificarea puterii motorului de acționare constă în comparare puterii instalate a motorului ce urmează a fi verificat N_m cu puterea obținută prin calcul, cu una din relațiile prezentate mai sus, în funcție de condițiile concrete de laminare N . Se consideră ca motorul laminorului va face față solicitărilor dacă $N_m > N$.

7.3. Determinarea experimentală a momentelor de laminare

Pentru măsurarea momentelor de laminare se folosesc captori de momente (fig.7.4), care se montează în locul barelor de cuplare ale laminorului.

Captorii de momente cei mai des folosiți sunt cu traductori rezistivi 1 lipiți la unghiuri de 45° față de axa de rotire, pe un element elastic 2 solicitat la torsion. Necesitatea lipirii traductorilor la unghiuri de 45° față de axa de rotire, rezultă din faptul că pe această direcție, în timpul aplicării unui moment asupra barei cu elementul elastic, vor apărea tensiuni de întindere sau de comprimare cu valori maxime.

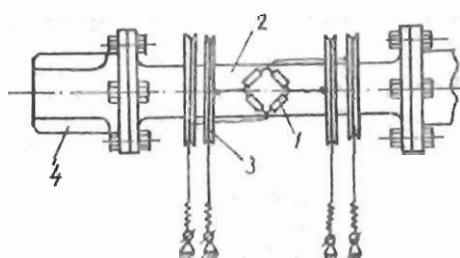


Fig.7.4. Bară de cuplare cu captor de momente

Traductorii sunt conectați ca și în cazul captorilor de forță cu traductori rezistivi în montaj puncte, de la care se obține un semnal prin jnelele colectoare 3 proporțional cu momentul aplicat.

Etalorarea captorilor de momente se realizează prin aplicarea la o extremă a captorului (în timp ce cealaltă extremă este fixată rigid) a unei pârghii de lungime cunoscută l , asupra căreia se acționează cu o forță dată de o serie de greutăți G , în funcție de care momentul la care se face etalonarea va fi :

$$M = G \cdot l.$$

Capitolul 8.

TEMPERATURA DE LAMINARE

Cunoașterea temperaturii laminatului înainte și după fiecare trecere este necesară pentru că de temperatura acestuia depind:

- comportarea materialului metalic la deformare;
- valoarea forței și energiei necesare pentru deformare;
- structura și proprietățile finale ale produsului laminat.

Temperatura de început și de sfârșit de laminare depinde în primul rând de calitatea materialului metalic supus laminării. În acest sens pentru cazul laminării oțelurilor se recomandă valorile prezentate în tabelul 8.1 și în figura 8.1 pentru temperatura de încălzire în vederea laminării cât și de sfârșit de laminare, pentru cazul oțelurilor carbon.

Tabelul 8.1

**Temperaturi recomandate pentru încălzirea ţaglelor din oțel
și pentru sfârșitul procesului de laminare**

Grupa de încălzire	1	2	3	4	5	6
Tipul oțelului	Oțeluri carbon și aliat cu %C < 0,6	Oțeluri aliate cu Ni ferito-perlitice	Oțeluri de arc , rulmenți și carbon cu 0,6-1,1%C	Oțeluri carbon cu 1,15-1,45 % C și aliat	Oțeluri inoxidabile, anti-acide, termo-stabile și înalt aliate cu %C mediu	Oțeluri rapide
Temp. de încălzire °C	1150 – 1220	1130 – 1160	1140 – 1160 (1160 – 1190 pt. oțel arc)	1120 – 1150	1170 – 1200	1170 – 1200
Temp. de sfârșit de laminare °C	750 – 900	800 – 850	800 – 850	750 – 900	800 – 1000	850 – 950

În cazul încălzirii lingourilor, temperatura la scoaterea din cuptor va fi superioară valorilor date în tabelul 8.1 cu 20...40 °C.

Pentru laminarea unor metale și aliaje neferoase, temperaturile recomandate pentru începutul și sfârșitul deformării sunt date în tabelul 8.2

Tabelul 8.2

Materialul	Ni	Cu	Bronz	Alamă α	Alamă β	Al	Dural
Temp. de încălzire °C	1200 – 1250	880 – 920	850 – 900	830 – 870	750 – 800	460 – 500	430 – 470
Temp. de sfărșit, °C	720 – 750	700 – 750	650 – 700	650 – 700	650 – 700	300 – 350	350 – 380

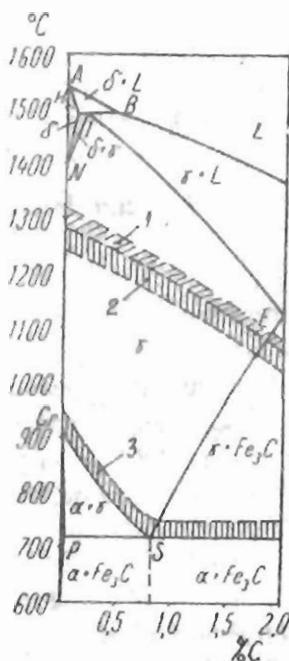


Fig.8.1. Domenile temperaturilor de laminare pentru oțelurile carbon:

- 1-domeniul de încălzire pentru laminare;
- 2-domeniul temperaturilor de început de laminare;
- 3-domeniul temperaturilor de sfărșit de laminare

Temperatura laminatului după o treccere oarecare "i" se calculează cu relația:

$$t_i = t_{i-1} - \Delta t_i = t_0 - \sum_i \Delta t_i \quad (8.1)$$

La rândul ei căderea de temperatură pe fiecare treccere Δt_i reprezintă însumarea pierderilor de temperatură pe care le are laminatul prin:

- radiație (Δt_r);
- convecție în mediul înconjurător (Δt_{cv});
- conductibilitate (Δt_c) datorită contactului direct pe care îl are laminatul cu cilindrii de lucru și cu rolele de transport ale laminatului.

In timpul laminării are loc însă și un aport de căldură, ca urmare a efectului termic al deformării, care va produce o creștere de temperatură (Δt_d).

Deci căderea de temperatură totală va fi:

$$\Delta t = \Delta t_r + \Delta t_{cv} + \Delta t_c - \Delta t_d \quad (8.2)$$

Aceste componente ale căderii de temperatură se pot calcula din ecuația bilanțului de căldură, respectiv cantitatea de căldură pierdută de laminat trebuie să fie egală cu diferența conținutului de caldură la începutul și sfărșitul trecerii considerate. Astfel în cazul pierderii de căldură prin radiație, la laminarea discontinuă, această ecuație de bilanț are următoarea expresie, conform ecuației lui Stephan-Boltzman:

$$S \cdot \tau \cdot K \left[\left(\frac{T_{i-1}}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_i}{100} \right)^4 \right] = c \cdot G(t_{i-1} - t_i) = c \cdot G \cdot \Delta t_i \quad (8.3)$$

de unde se obține:

$$\Delta t_i = \frac{S \cdot \tau \cdot K}{c \cdot G} \left[\left(\frac{T_{i-1}}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_i}{100} \right)^4 \right] \cong \frac{S \cdot \tau \cdot K}{c \cdot G} \left(\frac{T_{i-1}}{100} \right)^4 \quad (8.4)$$

În mod similar se obțin și relațiile pentru calculul celorlalte componente ale căderii de temperatură:

– pentru pierderea de căldură prin convecție:

$$\Delta t_i = \alpha \cdot t_{i-1} \cdot S \cdot \tau / c \cdot G \quad (8.5)$$

– pentru pierderea de căldură prin conductibilitate:

$$\Delta t_i = 4 \lambda_c \cdot t_{i-1} \cdot S_c \cdot \tau / c \cdot G \cdot h_m = 2,22 \cdot 10^{-3} \cdot l_c \cdot \lambda_c \cdot t_{i-1} / c \cdot \gamma (H^2 + h^2 - H \cdot \Delta h) \quad (8.6)$$

– aportul de căldură datorită efectului termic al deformării:

$$\Delta t_d = 2,35 p_{med} \cdot V \cdot \ln \lambda / c \cdot G = 2,35 p_{med} \cdot \ln \lambda / c \cdot \gamma \quad (8.7)$$

În relațiile de mai sus, care se pot utiliza pentru calculul căderilor de temperatură la lăminoarele discontinue de semifabricate, profile și table, s-au folosit și următoarele simboluri:

K – coeficientul de radiație, care pentru metale și aliaje variază în între:

$$K = 1,6 \dots 4,67 [100^4 \cdot \text{cal}/\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot {}^\circ\text{K}^4],$$

$$\text{iar pentru oțeluri: } K \cong 4 \dots 4,2 [100^4 \cdot \text{cal}/\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot {}^\circ\text{K}^4];$$

α – coeficientul de convecție, care pentru oțeluri are valoarea:

$$\alpha \cong 1,163 \cdot 10^{-2} [\text{w}/{}^\circ\text{C} \cdot \text{m}^2], \text{ respectiv } \alpha \cong 10 [\text{cal}/\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot {}^\circ\text{C}];$$

λ_c – conductivitate termică, care pentru oțeluri are valoarea:

$$\lambda_c \cong 3,489 \cdot 10^{-2} [\text{w}/{}^\circ\text{C} \cdot \text{m}^2] \text{ respectiv } \lambda_c \cong 30 [\text{cal}/\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot {}^\circ\text{C}];$$

c – căldura specifică a materialului metalic laminat, care pentru oțeluri are valoarea:

$$c \cong 544 \dots 712 [\text{joule} / \text{kg} \cdot {}^\circ\text{C}], \text{ respectiv } 0,13 \dots 0,17 [\text{cal}/\text{kg} \cdot {}^\circ\text{C}];$$

γ – greutatea specifică a materialului laminatului, în g/mm^3 ;

S – suprafața prin care se pierde căldura, în m^2 ;

τ – timpul în care are loc răcirea și care este egal în cazul laminării discontinue cu suma dintre timpul pauză ($t_{p,i-1}$) și timpul mașină ($t_{m,i}$) corespunzători trecerii, excepție făcând componenta Δt_c pentru care se admite τ este doar timpul mașină ($t_{m,i}$);

V – volumul laminatului în mm^3 ;

p_{med} – presiunea medie de laminare, în daN/mm^2 , pentru care se recomandă următoarea relație de estimare:

$$p_{\text{med}} = k_t \cdot R_m \quad (8.8)$$

în care: k_t este un coeficient de temperatură al rezistenței la deformare a oțelului laminat, calculat cu relația (8.9), oțel caracterizat de o rezistență la rupere la temperatura ambiantă R_m și o temperatură de topire t_{top} :

$$\text{- pentru } t \geq (t_{\text{top}} - 575^\circ) \quad k_t = 6,67 \cdot 10^{-4} (t_{\text{top}} - 75^\circ - t) \quad (8.9)$$

$$\text{- pentru } t < (t_{\text{top}} - 575^\circ) \quad k_t = 10^{-6} (t_{\text{top}} - t)^2 \quad (8.9')$$

pentru cazul oțelurilor carbon temperatură de topire t_{top} și rezistență la rupere R_m se pot determina în funcție de concentrația sa în carbon cu relațiile:

$$t_{\text{top}} = 1200 + 217 \cdot (1,5 - \%C) \text{ , în } {}^\circ \text{C} \quad (8.10)$$

$$R_m = 25 + 80 \cdot (\%C) \quad (8.11)$$

Pentru laminarea produselor plate pe laminoare discontinue, cum ar fi de exemplu laminoarele de tablă groasă, cât și pentru trecerile degrosoare ale laminoarelor continue de benzi la cald, componentele menționate mai sus ale caderii de temperatură vor avea următoarele expresii în cazul laminării oțelului:

$$\Delta t_r = 0,00167 \left(\frac{T}{100} \right)^4 \cdot \frac{\tau}{h} \quad (8.12)$$

$$\Delta t_{cv} = 0,004167 \cdot t \cdot \tau / h \quad (8.13)$$

$$\Delta t_c = 0,02564 \cdot t \cdot l_c / v \cdot h \cdot h_m \quad (8.14)$$

$$\Delta t_d = 1,7 \cdot p_{\text{med}} \cdot \ln \lambda \quad (8.15)$$

În relațiile (8.11)...(8.14) timpul τ se va introduce în secunde, dimensiunile în mm., viteza în m/s., iar presiunea medie în daN/mm^2 .

In afara acestor relații teoretice se folosesc și o serie de relații experimentale, obținute de diferiți cercetători, relații specifice însă unor anumite condiții de laminare.

De exemplu pentru cazul trenului continuu finisor al laminorului de benzi la cald, dotat cu o cajă de desfunderizare și șapte caje cuarto, cădere de 1:30

temperatură pe treceri se poate calcula proporțional cu lungimea benzii lamineate pe fiecare cajă (L_i), în funcție de temperatura ($t_{f,o}$) cu care banda (cu grosimea H_f) intră în trenul finisor și de temperatura benzii finite (cu grosimea h_n și viteza v_n), determinată cu următoarea relație statistică:

$$t_{f,n} = 640 + 0,346 t_{f,o} + 1,44 H_f - (26,5 \cdot 10^4 / h_n \cdot v_n) \quad (8.16)$$

Rezultă deci în acest caz o cădere totală de temperatură pe tot trenul finisor de:

$$\Delta t_{\text{tot}} = t_{f,o} - t_{f,n} \quad (8.17)$$

iar pe fiecare trecere căderea de temperatură va fi:

$$\Delta t_i = m \cdot L_i \quad (8.18)$$

în care; m este un coeficient de repartiție pe metru liniar de lungime a benzii a căderii totale de temperatură, calculat cu relația:

$$m = \Delta t_{\text{tot}} / \sum L_i \quad (8.19)$$

$\sum L_i$ - suma lungimilor laminatului la fiecare trecere:

$$\sum L_i = L_1 + L_2 + L_3 + \dots + L_{n-1} + L_n \quad (8.20)$$

$\sum L_i$ se poate exprima și în funcție de grosimile benzii după fiecare trecere:

$$\sum L_i = L_0 \cdot H_0 \cdot \sum_i \frac{1}{h_i} \quad (8.20')$$

Pentru calcule practice se poate admite că:

$$\Delta t_{cv} + \Delta t_c \approx \Delta t_d \quad (8.21)$$

și ca atare rezultă:

$$\Delta t = \Delta t_r$$

In acest caz se recomandă folosirea relației (8.22) dată de A.G.Stukacz, care are aplicabilitate atât în cazul laminării profilelor cât și pentru laminarea produselor plate:

$$\Delta t = 67 \frac{S_r}{G} \left(\frac{t+273}{1000} \right)^4 \tau_r = 85,9 \frac{\Pi}{S} \left(\frac{t+273}{1000} \right)^4 \tau_r \quad (8.22)$$

în care: S_r , G , Π și S sunt aria suprafeței de radiație (m^2) și masa unitară a laminatului (kg/m) și respectiv perimetrul (in mm) și aria secțiunii ($\text{in } \text{mm}^2$) ale laminatului;

τ_r - timpul de radiație, în secunde, care pentru laminoarele discontinue reprezintă suma timpilor mașină și pauză corespunzători trecerii pentru care se calculează căderea de temperatură, iar pentru laminoarele continue, timpul necesar capului anterior al laminatului de a parcurge cu viteza v_i distanța $X_{i...i+1}$ până la caja următoare:

$$\tau_r = X_{i...i+1} / v_i \quad (8.23)$$

In funcție de forma secțiunii laminatului raportul Π / S se calculează cu relațiile date în tabelul 8.3

Tabelul 8.3

Forma secțiunii	Pătrat cu latura a	Dreptunghi $b \times h$	Oval eliptic $b_m \times h$
Π / S	$\frac{4}{a}$	$\frac{2}{h} + \frac{2}{b}$	$6 \sqrt{\frac{b_m^2 + 1,33(h - m)^2}{b_m^2 \cdot h(2h + m)}} ;$ $m/h = (0,2 \dots 0,5)$ - coef. de umplere
Forma secțiunii	Rotund cu diametr. d	Romb $b \times h$	Oval plat $b \times h$
Π / S	$\frac{4}{d}$	$4 \sqrt{\frac{1}{h^2} + \frac{1}{b^2}}$	$\frac{2b + 1,14h}{h(b - 0,214h)}$

În afara necesității cunoașterii temperaturii laminatului la fiecare trecere, pentru stabilirea tehnologiei de laminare a unor sortimente, cum ar fi de exemplu benzile din oțel lamiante la cald, este necesar să se impune o anumită temperatură la ieșirea laminatului din ultima cajă (t_n). Această temperatură se poate asigura prin staționarea laminatului pentru un timp τ , înainte de intrarea sa în trenul finisor, pentru ca acestuia să își asigure răcirea de la temperatura (t_{n-d}), cu care a ieșit din trenul degrositor, la temperatura (t_{o-f}), cu care trebuie să intre în trenul finisor, temperatură care la rândul ei condiționează temperatura finală a laminatului. Pentru calculul timpului de răcire τ se recomandă folosirea următoarei relații:

$$\tau = 6 \cdot 10^{10} (t_{n-d} - t_{o-f}) \cdot h_d / (t_{n-d} + 273)^4 \quad \text{în sec.} \quad (8.24)$$

în care: h_d este grosimea cu care banda a ieșit din trenul degrositor, în mm.

Pentru determinarea timpului de răcire al laminatorilor de la temperatura de sfârșit de laminare (t_n) la temperatură mediului ambiant al paturilor de răcire ($t_r=50 \dots 100^\circ\text{C}$) se recomandă următoarele relații:

- relația teoretică:

$$\tau = Q / \alpha \cdot S \cdot T_{med} \quad (8.25)$$

în care: Q este căldura cedată de laminat în timpul răciri, în kJ :

$$Q = m \cdot (c_n \cdot t_n - c_r \cdot t_r) \quad (8.26)$$

m - masa laminatului pe unitatea de lungime, în kg/m ;
 c_n și c_r - căldura specifică a oțelului la temperatura t_n și respectiv t_r :

$$\text{pentru } t_n \sim 800^{\circ}\text{C} \quad c_n = 0,6886 \text{ kJ / kg } ^{\circ}\text{C};$$

$$\text{pentru } t_r \sim 50^{\circ}\text{C} \quad c_r = 0,469 \text{ kJ / kg } ^{\circ}\text{C}.$$

α - coeficientul de cedare a caldurii, care pentru oțel are valoarea:

$$\alpha = 67 \text{ kJ / m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^{\circ}\text{K}$$

S - aria secțiunii de schimb de căldură a laminatului pe unitatea de lungime, în m^2/m ;

T_{med} - temperatura medie a laminatului, în $^{\circ}\text{K}$, calculată cu relația:

$$T_{med} = \frac{(T_1 - T_o) - (T_2 - T_o)}{\lg \frac{T_1 - T_o}{T_2 - T_o}} \quad (8.27)$$

$$T_1 = t_n + 273; \quad T_2 = t_r + 273; \quad T_o = 20 + 273 = 293^{\circ}\text{K};$$

- relații practice:

- pentru produsele păcate din oțel cu grosimea h , în mm:

$$\tau = 28 \cdot h \cdot \lg(t_n / t_r), \text{ în min.} \quad (8.28)$$

sau

$$\tau = m \cdot \tau_m / S, \quad \text{în ore} \quad (8.29)$$

în care: m este masa laminatului cu dimensiunile $h \times B \times L$, în kg ;

S - aria secțiunii de schimb de căldură, în m^2 : $S = 2 \cdot B \cdot L$

τ_m - timpul de răcire a unui laminat din oțel cu masa de 1 kg și aria secțiunii de schimb de căldură de 1 m^2 , pentru care se dă valori în tabelul 8.4

Tabelul 8.4

Valori recomandate pentru parametrul τ_m

Grosimea laminatului, mm	Viteza aerului de răcire, m/s	τ_m pentru răcire de la 850^0 la 100^0C , ore	τ_m pentru răcire de la 850^0 la 50^0C , ore
45	0	0,013	0,018
	2	0,007	0,010
50	0	0,013	0,021
	2	0,009	0,013
100	0	0,015	0,022
	2	0,011	0,016

- pentru profile din oțel cu secțiunea transversală S (în m^2) și perimetrul secțiunii Π (în m):

$$\tau = 773 \cdot 10^3 \frac{S}{\Pi} \cdot \lg \frac{t_n + 273}{t_r + 273} \quad \text{în sec} \quad (8.30)$$

Pentru calculul raportului S/Π se pot folosi tot relațiile din tabelul 8.3

Capitolul 9.

TIMPII DE LAMINARE

Calculul timpilor de laminare este necesar din următoarele considerente:

- condiționează răcirea laminatului între treceri;
- determină ritmul de laminare și implicit producția specifică a liniei de laminare.

Timpii de laminare au două componente, respectiv timpii mașină în care caja sau cajele liniei de laminare produc deformarea semifabricatului și timpii pauză, în care se execută diferite operații auxiliare, între trecerile efective de laminare.

9.1. Calculul timpilor mașină

Metodologia de calcul a timpilor mașină ai laminării, depinde în special de regimul de lucru al laminorului, respectiv dacă laminorul este discontinu sau continuu, dacă cajele laminorului sunt ireversibile sau reversibile, deci dacă își schimbă sau nu sensul de rotație al cilindrilor după fiecare trecere și dacă viteza (turația) de laminare este constantă sau nu de la o trecere la alta sau chiar pe parcursul același treceri. În funcție de aceste considerente, pentru calculul timpilor mașină ai laminării se întâlnesc următoarele cazuri:

• laminare ireversibile cu viteză (turație) constantă pe timpul trecerii

Această situație se întâlnește la cajele trio și la cajele duo din compoziția linilor de laminare continue sau din compoziția trenurilor de laminare intermediare sau finisoare a laminoarelor discontinue.

Timpul mașină în aceste cazuri, se calculează pentru o trecere oarecare "i" cu relația:

$$t_{m,i} = L_i / v_i = 19,1 \cdot L_i / D_i \cdot n_i \quad (9.1)$$

în care: L_i este lungimea la trecerii "i"

v_i – viteză laminatului la trecerii "i"

D_i – diametrul cilindrilor pe care se execută trecerea "i"

n_i – turația cilindrilor corespunzătoare trecerii "i"

- *laminare ireversibile cu viteza (turație) variabilă pe timpul trecerii*

Această situație se întâlnește la cajele duo sau trio din componența linilor de laminare discontinue la care în lanțul cinelmaric al acționării se găsesc volanți, sau la cajele duo, cuarto sau policilindrice ce laminează bandă din rulou în rulou.

Timpul mașină în aceste cazuri, se calculează pentru o trecere oarecare "i" în funcție de diagrama de variație în timp a vitezei (turației) de laminare (fig.8.1), pe parcursul unei treceri, folosind relația:

$$t_m = t_1 + t_2 + t_3 + t_4 + t_5 \quad (9.2)$$

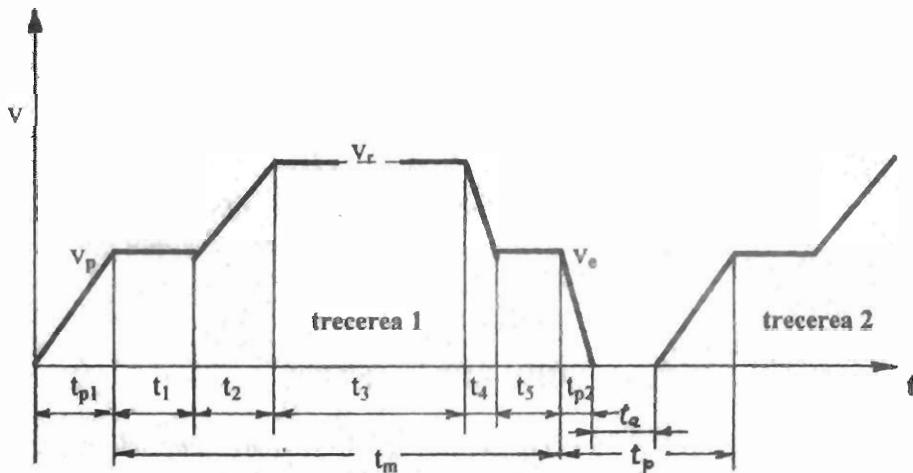


Fig.9.1. Componentele timpului masina în cazul unui laminor ireversibil de benzi cu c singura caja

în care: t_i este timpul necesar prinderii laminatului între cilindrii (cu viteza v_p) și realizării pe toba infășurătorului a unui număr $i = 2 \dots 4$ spire:

$$t_i = (i \cdot \pi \cdot D_t + X) / v_p, \quad \text{în sec.} \quad (9.3)$$

t_2 – timpul necesar accelerării turației cilindrilor de laminare de la viteza de prindere (v_p) la viteza de regim (v_r):

$$t_2 = 19,1 \cdot (v_r - v_p) / D \cdot a, \quad \text{în sec.} \quad (9.4)$$

t_3 – timpul în care are loc laminarea la viteza constantă de regim:

$$t_3 = (L / v_r) - 0,5(t_2 + t_4) - [v_p (t_1 - 0,5t_2) / v_r] - [v_e (t_5 - 0,5t_4) / v_r] \quad (9.5)$$

t_4 – timpul necesar decelerării turației cilindrilor de laminre de la viteza de regim (v_r) la viteza de ieșire a laminatului dintre cilindrii (v_e):

$$t_4 = 19,1 \cdot (v_r - v_e) / D \cdot b, \quad \text{în sec.} \quad (9.6)$$

t_5 – timpul necesar pentru laminarea ultimilor i' spire rămase pe tamburul desfășurătorului ($i' = 2 \dots 4$ spire):

$$t_5 = (i' \cdot \pi \cdot D_t + X') / v_e, \quad \text{în sec.} \quad (9.7)$$

În relațiile de mai sus s-au folosit următoarele simboluri:

D_t și D_t' - diametrele tambururilor de la înfășurător (rulor); și respectiv de la desfășurător (derelor);

X și X' - distanțele dintre axul vertical al cilindrilor de lucru și axele rularului și respectiv a derularului;

a și b - accelerația și respectiv decelerarea turației motorului de acționare al cajei.

În cazul lamoarelor de benzi la rece formate din mai multe caje în tandem, timpul mașină are aceleași componente și se calculează cu aceleași relații ca și în cazul laminorului cu o singură cajă, dar în relațiile de calcul (9.3) și (9.7) se vor avea în vedere alte valori pentru distanțele X și X' :

$$X = X' = x_d + (n - 1)x_c + x_r \quad (10.8)$$

în care: x_d , x_r și x_c sunt distanțele dintre axul vertical al cilindrilor de lucru și axele derularului și respectiv a rularului și distanțele dintre caje ale laminorului;

n – numărul cajelor în tandem ale laminorului.

- **lamoare reversibile cu viteza (turație) variabilă pe timpul trecerii**

Pentru cajele reversibile sau trenurile de laminare cu mai multe caje reversibile amplasate în linie și acționate în grup de același motor, timpul mașină ai laminării se calculează tot în funcție de diagrama de variație în timp a vitezei (turației) de laminare (fig.9.2), pe parcursul unei treceri.

Componentele timpului mașină în aceste cazuri sunt:

t_1 – timpul necesar accelerării turației cilindrilor de laminre de la turația de prindere (n_1) la turația de regim (n_2):

$$t_1 = (n_2 - n_1) / a \quad (9.9)$$

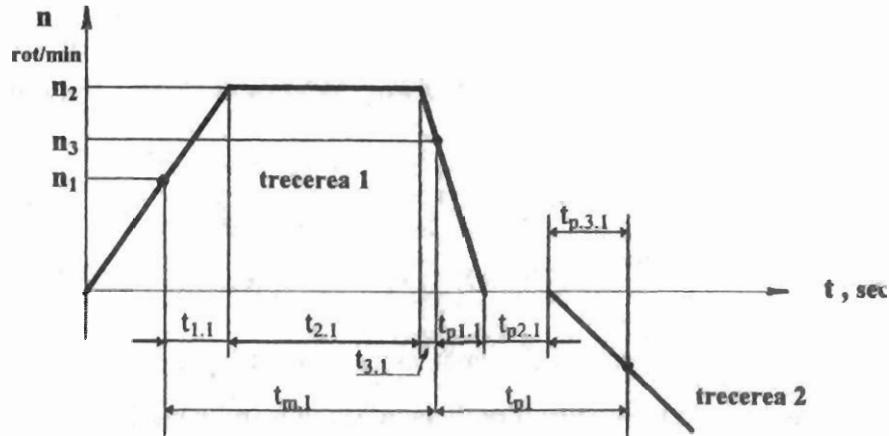


Fig.9.2.- Componentele timpului mașină la lamoarele reversibile

t_2 – timpul în care are loc laminarea la turația constantă de regim (n_2):

$$t_2 = 19,1 \frac{L}{D \cdot n_2} - \frac{1}{2n_2} \left(\frac{n_2^2 - n_1^2}{a} + \frac{n_2^2 - n_3^2}{b} \right) \quad (9.10)$$

t_3 – timpul necesar decelerării turației cilindrilor de laminare de la turația de regim (n_2) la turația de ieșire a laminatului dintre cilindrii (n_3):

$$t_3 = (n_2 - n_3) / b \quad (9.11)$$

In funcție de aceste ultime trei relații timpul mașină va avea următoarele expresii:

- cazul general (fig.9.2):

$$t_m = \frac{n_2 - n_1}{a} + 19,1 \frac{L}{D \cdot n_2} - \frac{1}{2n_2} \left(\frac{n_2^2 - n_1^2}{a} + \frac{n_2^2 - n_3^2}{b} \right) + \frac{n_2 - n_3}{b} \quad (9.12)$$

- cazuri particolare:

– turațiile de prindere și de ieșire egale între ele ($n_1 = n_3$):

$$t_m = 19,1 \frac{L}{D \cdot n_2} + \frac{a+b}{2a \cdot b} \frac{(n_2 - n_1)^2}{n_2} \quad (9.13)$$

- turațiile de ieșire și de regim egale între ele ($n_2 = n_3$) și $t_2 \neq 0$:

$$t_m = 19,1 \frac{L}{D \cdot n_2} + \frac{1}{2a} \frac{(n_2 - n_1)^2}{n_2} \quad (9.14)$$

- turațiile de ieșire și de regim egale între ele ($n_2 = n_3$) și $t_2 = 0$:

$$t_m = (n_2 - n_1) / a \quad (9.15)$$

- turația prezintă o variație triunghiulară ($t_2 = 0$):

$$t_m = \frac{n_2 - n_1}{a} + \frac{n_2 - n_3}{b} \quad (9.16)$$

Dacă puterea motorului de acționare a laminorului nu limitează valoarea turației de regim (n_2), valoarea maximă a acesteia pentru $t_2 = 0$, se poate calcula cu relația:

$$n_2 = \sqrt{\frac{a \cdot b}{a+b} \left(38,2 \frac{L}{D} + \frac{n_1^2}{a} + \frac{n_3^2}{b} \right)} \quad (9.17)$$

din care pentru $n_1 = n_3$ rezultă:

$$n_2 = \sqrt{n_1^2 + \frac{38,2 a \cdot b \frac{L}{D}}{a+b}} \quad (9.18)$$

În aceste relații, valorile accelerării și decelerării turației motoarelor reversibile pentru acționarea lăminoarelor, variază în următoarele limite pentru motoarele de ultimă generație:

- pentru accelerare: $a = 2,8 \dots 8 [1/s^2] \cong 165 \dots 480 \text{ rot/min.s}$;

- pentru decelerare (frânare): $b = 4 \dots 10 [1/s^2] \cong 240 \dots 600 \text{ rot/min.s}$.

în timp ce la motoarele lăminoarelor de construcție mai veche acești parametrii au următoarele valori:

$$a = 20 \dots 80 \text{ rot/min.s.} \quad b = 40 \dots 100 \text{ rot/min.s.}$$

De asemenea turația de prindere și de ieșire variază între 20...50 rot/min, iar raportul $n_2 / n_1 = 2 \dots 2,5$.

Celealte simboluri folosite în relațiile de mai sus au următoarele semnificații:

D - diametrul de lucru al cilindrilor de laminare;

L - lungimea laminatului la trecerea respectivă.

9.2. Calculul timpilor pauză

Pentru diferitele tipuri de lamoare și condiții de laminare se întâlnesc următoarele categorii de tempi pauză:

- timpul pauză necesar *transportului laminatului* de la o cajă la alta când distanța X dintre caja "i" și caja "i + 1" este mai mică decât lungimea laminatului ce ieșe dintr-un cilindru cajei "i" cu viteza v_i :

$$t_p = X / v_i \quad (9.19)$$

- timpul pauză necesar *transportului pe calea cu role* (cu o viteza medie $v_{m,r}$) pe o distanță X mai mare decât lungimea laminatului L:

$$t_p = (X - L) / v_{m,r} \quad (9.20)$$

Valori informative pentru viteza căilor cu role se dau în tabelul 9.1.

Tabelul 9.1
Viteza căilor cu role la diferite lamoare

Tipul laminorului	ϕ rolă mm	Pasul rolelor, m	Viteza m/s
lamoare pentru blindaje și slebinguri mari	600	1,2...1,6	5...7,5
slebinguri mici și bluminguri mari lamoare pentru table groase	500	1,2...1,6	5...7,5
bluminguri medi	450	1,2...1,6	5...7,5
bluminguri mici și lamoare de profile grele	400	1,2...1,6	4...7
lamoare de profile mijlocii și lamoare table subțiri	300	0,9...1,0	5...15
lamoare de profile ușoare	250	0,5...0,7	5...20
lamoare de sărmă	150	0,5...0,7	10...45
Observații: limitele superioare ale vitezelor corespund lamoarelor continue;			
- v_m reprezintă 0,6...0,85 din viteza nominală.			

- timpul pauză necesar pentru deplasarea laminatelor pe distanță X cu o viteză medie v_m folosindu-se **transportoare transversale**:

$$t_p = X / v_m \quad (9.21)$$

Viteza medie a transportoarelor transversale variază între:

$$v_m = 0,8 \dots 1,0 \text{ m/s} \text{ pentru semifabricate și profile grele;} \\ v_m = 1 \dots 2 \text{ m/s pentru profile mijlocii și ușoare}$$

- timpul pauză necesar pentru **reglarea pe înălțimea H** a cilindrului superior al cajei, cu o viteză medie v_m :

$$t_p = H / v_m \quad (9.22)$$

Cota H, în cazul laminării la bluming, atinge o valoare maximă când se ridică cilindrul după terminarea laminării unui blum, pentru a se începe laminarea următorului lingou, valoare calculată cu relația:

$$H = A - a + i - s \quad (9.23)$$

în care: A și a sunt latura lingoului, latura blumului;
i – adâncimea calibrului în care se începe laminarea;
s – saltul dintre cilindrii.

Valori informative pentru vitezele de reglare a cilindrilor cajelor de laminare se dă în tabelul 9.2.

Tabelul 9.2
Viteze de reglare a cilindrului superior
la diferite laminoare

Tipul laminorului	v_m , mm/s
bluminguri mari	80...200
slebinguri	50...120
bluminguri mici	40...80
laminoare de table groase și mijlocii	
- caja degrosoare	12...15
- caja finisoare	5...12
laminoare de profile	2...5
laminoare perforatoare de țevi	1...2
laminoare de table subțiri laminate	
- la cald	0,1...0,2
- la rece	0,005...0,1

- timpul pauză pentru *ridicarea sau coborârea meselor basculante* la cajele trio cu diametrul D al cilindrului mijlociu și cu o viteză medie de acționare v_m :

$$t_p = D / v_m \quad (9.24)$$

- timpul pauză necesar *schimbării sensului de rotație* al cilindrilor la laminoarele reversibile (v.fig.9.2):

$$t_p = \frac{n_1}{a} + \frac{n_3}{b} + 0,5 \dots 1,5 s \quad (9.25)$$

In cazul blumingurilor, acest timp pauză este de circa 1,5 sec. când trecerea se execută fără răsturnarea laminatului cu 90° și de 3...4 sec. când trecerea se execută cu răsturnare.

- timpul pauză *de așteptare*, de la terminarea laminării unui produs și până la începerea laminării următorului semifabricat, se întâlnește numai la laminoarele la care nu se laminează cu suprapunerি.

Acest timp pauză variază între 4...6 sec. la laminarea la bluming și 50...200 sec. la laminoarele de benzi la rece.

9.3. Calculul producției specifice a laminoarelor

Cunoșându-se timpii mașină și pauză se poate calcula în continuare producția specifică a laminorului, pe baza relației:

$$Q = 3600 \cdot \eta \cdot \kappa \cdot G / t_r \text{ în t/h} \quad (9.26)$$

în care: η este coeficientul de utilizare intensivă a laminorului;

κ – coeficientul de consum de metal;

G – masa semifabricatului, în tone;

t_r – timpul de ritm al laminării în secunde.

Pentru coeficientul η se recomandă următoarele valori:

$\eta = 0,80 \dots 0,82$ pentru bluminguri, slebinguri și laminoare de profile grele;

$\eta = 0,84 \dots 0,87$ pentru laminoare de profile mijlocii și ușoare;

$\eta = 0,88 \dots 0,95$ pentru laminoare continue.

Timpul de ritm al laminorului reprezintă timpul de succesiune la aceeași cajă a laminatelor și se determină din diagrame de suprapunerি a laminării.

In cazul laminării fără suprapunerি timpul de ritm este egal cu suma timpilor maşină și pauză de la începutul și până la sfârşitul laminării unui semifabricat:

$$t_r = \Sigma(t_m + t_p) \quad (9.27)$$

In funcție de producția specifică calculată cu relația (9.26) se poate calcula în continuare producția anuală a laminorului (A), posibilă de realizat pentru un anume sortiment luat în studiu, folosind relația:

$$A = Q \cdot F_e \quad (9.28)$$

în care: F_e este fondul efectiv de timp al laminorului, în ore, calculat cu relația:

$$F_e = c(F_c - O_s - O_p) \quad (9.29)$$

c – coeficient de folosire a timpului nominal al laminorului, care ține cont de opririle accidentale (neplanificate):

$$c = 0,85 \dots 0,95$$

F_c – fondul calendaristic de timp al laminorului, care se cifrează la:

$$F_c = 365 \cdot n \cdot 8 = 2920 \cdot n, \quad \text{în ore} \quad (8.30)$$

n – numarul de schimburi în care se desfăsoară activitatea productivă a laminorului.

In funcție de numarul de schimburi de lucru, rezultă urmatoarele fonduri calendaristice de timp:

– pentru lucru într-un schimb: $F_c = 2920$ ore;

– pentru lucru în două schimburi: $F_c = 5840$ ore;

– pentru lucru în trei schimburi: $F_c = 8760$ ore

O_s – numarul zilelor din an în care laminorul nu lucrează:

– pentru laminoarele cu regim continuu de lucru $O_s = 0$

– pentru laminoarele cu regim discontinuu de lucru $O_s = 58$ zile din care 52 sunt numarul duminicelor din an, iar 6 sunt zilele considerate sărbători legale;

O_p – numarul de zile din an pentru opriri planificate, în care se efectuează următoarele categorii de reparări necesare laminorului:

– reparații capitale, care nu se efectuează în fiecare an, iar durata lor depinde de amplarea reparatilor;

- reparații mijlocii, care au o durată însumată de 10...20 zile/an, respectiv 240...480 ore /an;
- reparații mici, în care sunt incluse și schimbările de cilindri și pentru care se alocă o durată însumată de 20...50 zile/an, respectiv 480...1200 ore/an.

În cazul laminoarelor cu regim de funcționare discontinuu, reparațiile mici sunt efectuate în general în zilele libere (duminici sau sărbători legale).

Rezultă deci că opririle planificate ale laminoarelor însumează circa 30...70 zile /an , respectiv 720..1680 ore /an.

În funcție de cele prezentate mai sus, rezultă că fondul efectiv de timp al laminoarelor este de:

- pentru laminoare cu regim continuu de lucru:

$$F_e = (0,85...0,95)[365\text{zile} - (30...70)\text{zile opriri}] = 250...318 \text{ zile /an},$$

respectiv 6000...7632 ore / an

- pentru laminoare cu regim discontinuu de lucru:

$$F_e = (0,85...0,95)[365\text{zile} - 58 \text{ sărbători} - (10...20)\text{zile opriri}] = 244...282 \text{ zile /an}$$

respectiv: 5856...6768 ore / an pentru lucru în trei schimburi;

3904...451^ ore / an pentru lucru în două schimburi;

1952...2256 ore / an pentru lucru într-un schimb.

Partea a doua

TEORIA LAMINĂRII TRANSVERSALE ȘI TRANSVERSAL - ELICOIDALE

Capitolul 10.

ELEMENTELE GEOMETRICE ALE ZONEI DE DEFORMARE

10.1 Noțiuni generale

Laminarea transversală se desfășoară în general între doi cilindri cu axele aflate în același plan orizontal sau vertical, plan în care se găsește și axul longitudinal al laminatului. Cei doi cilindri se rotesc în același sens, antrenând astfel, prin frecare, laminatul care se va roti în sens contrar. Deci deformarea se realizează prin apropierea cilindrilor, în timp ce aceștia se rotesc, micșorându-se diametrul în zona de contact cu cilindrii și crescând, în mod corespunzător legii volumului constant, lungimea acestei zone, ceea ce corespunde schemei de deformare D_{III} .

Cilindrii de laminare au o formă corespunzătoare celei pe care trebuie să o realizeze laminatului. Astfel dacă zona laminată trebuie să fie cilindrică și cilindrii de laminare vor fi cilindrici, iar dacă de exemplu zona laminată trebuie să fie de formă unui hiperboloid, cilindrii de laminare sau zona din aceștia ce execută deformarea, va avea o formă de elipsoid de rotație.

In ceea ce privește schema stării de tensiune la laminarea transversală, se constată că în zona periferică a laminatului apare o schemă de tensiune cu comprimare triaxială, tip S_1 , iar în zona centrală schema de tensiune este de tip S_3 .

La aceste scheme ale stărilor de tensiune, eforturile unitare pe cele trei direcții ale axelor de coordonate ale zonei de deformare sunt realizate de următoarele forțe:

- tensiunea maximă de comprimare radială (atât la schema S_1 cât și la schema S_3) este generată de forța de apăsare radială exercitată de cilindrii de laminare asupra semifabricatului;

- tensiunile de comprimare pe celelalte direcții, în cazul schemei de tensiune S_1 sunt exercitate de către forțele de frecare de pe direcțiile transversală și longitudinală, care se opun deformării;

tensiunile de tracțiune pe celelalte direcții, în cazul schemei de tensiune S₁ sunt generate ca urmare a neuniformității deformației pe aceste direcții, care are ca efect tendința materialului din zona periferică a semifabricatului de a antrena (atât radial cât și longitudinal) în deformarea sa, materialul din zona centrală supunându-l la tracțiune.

Neuniformitatea deformației pe direcție radială, respectiv nepătrunderea deformației (a conului deformației) spre centrul semifabricatului, face ca zone inelare din semifabricat să se alungească circumferențial din ce în ce mai puțin spre centrul acestuia, și astfel pe direcția diametral opusă axei comune cilindrui - laminat să apară tendința de îndepărțare a "inelelor" mai periferice de cele mai centrale (fig.10.1), apărând astfel între acestea tensiuni de tracțiune

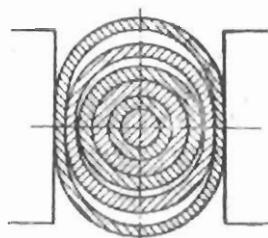


Fig.10.1.Efectul nepătrunderii deformației în cazul laminării unui semifabricat telescopic

Neuniformitatea deformației pe direcție longitudinală este tot efectul nepătrunderii deformației spre centrul semifabricatului, în sensul ca zone inelare periferice mai puternic reduse pe grosime se vor alungi mai mult decât zone inelare centrale mai puțin sau chiar deloc reduse pe grosime, care în consecință se vor alungi mai puțin. Astfel între aceste zone apar tensiuni de tracțiune prin care zonele din-spre centrul semifabricatului sunt "trase"

de către zonele periferice, tensiuni care vor fi din ce în ce mai mari pe măsură ce ne apropiem de axa laminatului.

Laminarea transversală se practică și la procesarea țevilor de înaltă calitate și precizie, la care deformarea se realizează pe dorn (fig.10.2) în vederea reducerii grosimii peretelui țevii cu până la 70...80 %, fără modificarea diametrului interior al țevii.

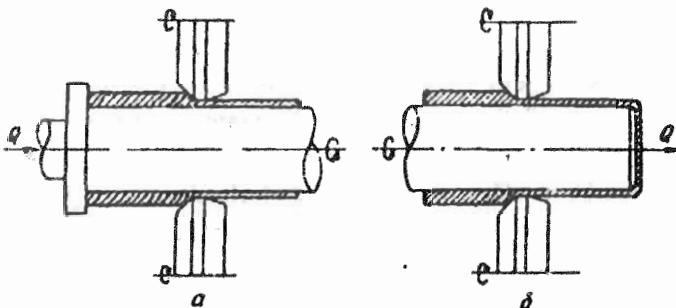


Fig.10.2.Schema laminării transversale a țevilor pe dorn:
a - cu presarea laminatului; b - cu întinderea laminatului

Raportul dintre deformația longitudinală, care trebuie să fie maximă și cea transversală care trebuie să fie minimă, depinde de raportul dintre dimensiunile

focarului de deformare, respectiv dintre lungimea și lățimea acestuia. Mărirea raportului menționat se realizează prin creșterea reducerii, și a grosimii peretelui, micșorarea avansului longitudinal și folosirea unor cilindrii de laminare cu unghiul conului de atac cât mai mic.

Laminarea transversal - elicoidală este similară cu cea transversală din punctul de vedere al schemei mecanice a deformării, diferențele constând în următoarele:

- cilindrii de laminare pot fi tronconici (formă propusă de Stiefel-SUA), bitronconici (formă propusă de Mannesmann-Germania) sau sub formă de disc (formă propusă tot de Stiefel-SUA), fără a se modifica însă forma zonei de deformare (fig.10.3);

- între proiecțiile axelor cilindrilor de laminare tronconici și bitronconici pe un plan ce trece prin laminat și axa acestuia, se formează un unghi β numit unghi de avans;

- datorită existenței unghiului de avans, laminatul primește o dublă mișcare, respectiv de rotație în jurul axei proprii și de avans în direcție axială, deci o mișcare elicoidală.

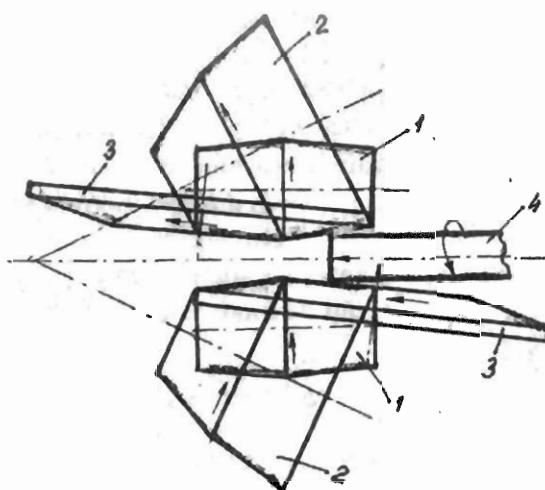


Fig.10.3. Schemele procedeelor de laminare transversal-elicoidală:

1 - cu cilindrii bitronconici; 2 - cu cilindrii tronconici; 3 - cu cilindrii tip disc; 4 - laminatul

Laminarea transversal-elicoidală este un proces de deformare, frecvent întâlnit, în special în cazul procesării țevilor în următoarele faze:

- * perforarea prin laminare (fig.10.4);
- * netezirea țevii la procedeul Stiefel;
- * laminarea a eboșei perforate la procedeul Assel (laminor cu trei cilindrii);
- * laminarea la elongator a semifabricatului perforat la presă și expandarea prin laminare a țevii la procedeul Strossbank.

Laminarea transversal-elicoidală se mai întâlnește de asemenea și în cazul laminării bilelor și rolelor pentru rulmenți.

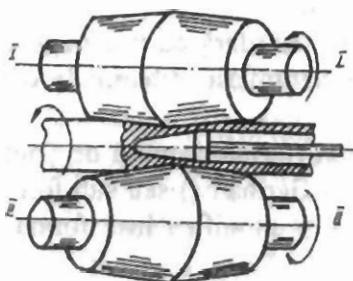
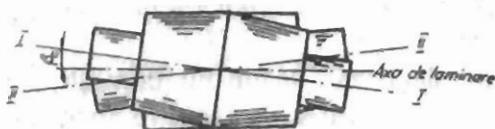


Fig.10.4.Schema perforării semifabricatului prin laminare transversal-elicoidală



10.2. Geometria zonei de deformare

Zona de deformare a laminării transversal - elicoidale între cilindri tronconici sau bitronconici este prezentată schematic în figura 10.5 din care se remarcă următoarele parametrii geometrici, specifici procesului de laminare al țevilor:

- **reducerea radială** a laminatului (Δr)

Din figura 10.5 rezultă că micșorarea razei laminatului corespunzătoare unei jumătăți de rotație a sa, va fi:

$$\Delta r = R - \sqrt{R^2 - b_x^2} + r_s - \sqrt{r_s^2 - b_x^2} \quad (10.1)$$

în care: R este raza cilindrilor de laminare;

Relația (10.1) poate fi dată și sub următoarea formă:

$$\Delta r = R \left[1 - \sqrt{1 - \left(\frac{b_x}{R} \right)^2} \right] + r_s \left[1 - \sqrt{1 - \left(\frac{b_x}{r_s} \right)^2} \right] \quad (10.1')$$

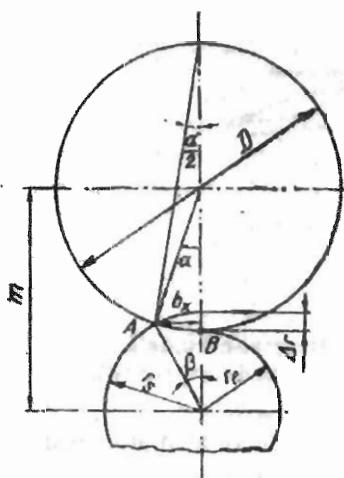


Fig.10.5.Geometria zonei de deformare la laminarea transversal-elicoidală

Reducerea totală se obține din relația:

$$\Delta r_{\text{tot}} = 0,5 \cdot (d_s - d_e) \quad (10.2)$$

Reducerea maximă posibilă de realizat, în funcție de condițiile de frecare dintre laminat și cilindrii se poate calcula cu relația:

$$\Delta r_{tot} = \frac{f^2 d_e D}{d_e + D} \quad (10.3)$$

în care f este coeficientul de frecare.

În funcție de Δr_{tot} se poate calcula în continuare și reducerea relativa totală (ϵ), față de diametrul semifabricatului:

$$\epsilon = 2 \cdot \Delta r_{tot} / d_i = (d_i - d_e) / d_i \quad (10.4)$$

• **lățimea zonei de contact** dintre laminat și cilindrii (b_x)

Rapoartele b_x / R și b_x / r_x din relația (10.1') fiind întotdeauna subunitare, rezultă, prin desvoltarea în serii a radicalilor și neglijarea termenilor superioiri gradului trei, următoarele egalități:

$$\sqrt{1 - \left(\frac{b_x}{r_x}\right)^2} \approx 1 - \frac{1}{2} \left(\frac{b_x}{r_x}\right)^2 \quad \sqrt{1 - \left(\frac{b_x}{R}\right)^2} \approx 1 - \frac{1}{2} \left(\frac{b_x}{R}\right)^2$$

în funcție de care rezultă:

$$b_x = \sqrt{\frac{2 \cdot r_x \cdot R}{R + r_x} \Delta r_x} \quad (10.5)$$

Lățimea zonei de contact b_x se poate determina și geometric din figura 10.3 sub următoarea formă:

$$b_x = 2 \cdot R \cdot \sin \frac{\alpha}{2} = D \sqrt{\frac{d_s \Delta r - \Delta r^2}{2m \cdot D}} \quad (10.6)$$

• **lungimea zonei de contact** dintre laminat și cilindrii (l) are două componente a căror valoare se determină tot geometric:

$$l = l_1 + l_2 = \frac{d_s - d_o}{2 \cdot \operatorname{tg} \alpha_1} + \frac{d_e - d_o}{2 \cdot \operatorname{tg} \alpha_2} \quad (10.7)$$

în care: l_1 și l_2 sunt lungimile corespunzătoare conului de intrare al cilindrilor cu unghiul α_1 și respectiv conului de ieșire cu unghiul α_2 ;
 d_s , d_e - diametrele laminatului înainte și după deformare, respectiv diametrul semifabricatului și diametrul eboșei obținute după laminare;
 d_o - distanța dintre cilindrii în secțiunea unde se realizează reducerea maximă, numită "draft".

- *coeficientul de alungire* (λ) ca raport dintre aria secțiunilor semifabricatului inițial și al laminatului perforat, cu valoările informative date în tabelul 10.1.

Tabelul 10.1

Valori informative ale coeficientului de alungire la perforare

Forma cilindrilor laminorului	diametrul țevii, mm		
	70...115	120...200	230...350
bitronconici	1,3...4,5	1,35...4,6	1,3...3,5
tronconici	1,35...3,3	-	-
disc	1,4...4,5	-	-

- *distanța dintre axele cilindrului și laminatului* (m):

$$m = 0,5 \cdot (D + d_s - 2\Delta r_{tot}) = 0,5 \cdot (D + d_e) \quad (10.5)$$

- *unghiul la centrul cilindrilor ce delimită zona de contact* dintre laminat și cilindrii (α):

$$\cos \alpha = 1 - \frac{d_s \cdot \Delta r - \Delta r^2}{m \cdot D} = 1 - \frac{d_e \cdot \Delta r + \Delta r^2}{m \cdot D} \quad (10.6)$$

în care d_s , d_e sunt diametrul semifabricatului și respectiv al eboșului obținut.

- *unghiul conului de intrare (de perforare) al cilindrului* (α_1) cu valori de:

- la cilindrii tronconici: $\alpha_1 = 3 \dots 6^\circ$;
- la cilindrii bitronconici: $\alpha_1 = 3 \dots 4^\circ$;
- la cilindrii tip disc: $\alpha_1 = 3,5 \dots 5,5^\circ$;

- *unghiul conului de ieșire (de laminare) al cilindrului* (α_2) cu valori de:

- la cilindrii tronconici: $\alpha_2 = 3 \dots 12^\circ$;
- la cilindrii bitronconici: $\alpha_2 = 3,5 \dots 8^\circ$;
- la cilindrii tip disc: $\alpha_2 = 3,5 \dots 6,5^\circ$;

- *unghiul de avans* dintre axa cilindrilor și axa laminatului (β) de pe un plan ce trece prin axa laminatului cu următoarele valori la perforarea semifabricatelor pentru țevi:

- la cilindrii tronconici: $\beta = 7 \dots 7,5^\circ$;
- la cilindrii bitronconici: $\beta = 4 \dots 12^\circ$;
- la cilindrii tip disc: $\beta = 80 \dots 83^\circ$;

În cazul perforării cu cilindrii bitronconici (cel mai folosit procedeu de perforare), valoarea unghiului β depinde și de dimensiunile țevii laminate, conform celor prezentate în tabelul 10.2.

Tabelul 10.2

Valori ale unghiului β pentru diferite sortimente de țevi

sortimentul de țevi	β , grade
țevi cu pereți foarte groși (30...40 mm.)	5
țevi cu pereți groși (14...20 mm.)	6...7
țevi cu pereți de grosime medie (8...14 mm.)	8
țevi cu pereți subțiri	9...10

Valoarea unghiului β determină și viteza de avans a eboșei și respectiv productivitatea laminorului. De exemplu o mărire a unghiului β de la 6^0 la 10^0 produce o creștere a vitezei de avans cu cca. 67%.

- **unghiul dintre axele cilindrilor de laminare** de pe un plan ce trece prin axa laminatului cu valori de:

- la cilindrii tronconici: $\varphi = 50...60^0$;
- la cilindrii bitronconici: $\varphi = 2\beta = 8...24^0$;
- la cilindrii tip disc: $\varphi = 0^0$ (axele sunt paralele).

10.3.Cinematica procesului de laminare transversal - elicoidală

Existența mai multor tipuri de cilindrii ce pot lama transversal-elicoidal, parametrii ce caracterizează deplasarea particulelor materiale în zona de deformare, vor depinde deci și forma și dispunerea cilindrilor față de laminat de diametrul acestora în zona de deformare (D) și de viteza periferică a cilindrilor corespunzătoare turării lor (n_c), calculată cu relația:

$$v_c = \pi \cdot D \cdot n_c / 60 = 0,05236 \cdot D \cdot n_c \quad (10.9)$$

10.3.1.Componentele axiale și tangențiale ale vitezelor periferice ale cilindrilor și laminatului

După cum este prezentat în figura 10.6. unghiiurile caracteristice ale zonei de deformare, care au fost definite în cele prezentate mai sus sunt: α , β și φ . În funcție de aceste unghiiuri se pot calcula și valorile componentelor vectorului viteza periferică a cilindrilor (v_c):

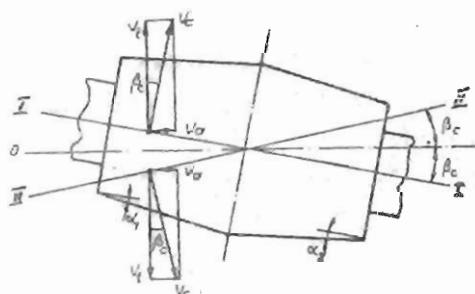


Fig.10.6. Descompunerea vitezei periferice a cilindrilor bitronconici într-un punct de contact cu laminatul

- **componenta axială (v_a) a vitezei periferice a cilindrilor**, paralelă cu axa laminatului, care asigură deplasarea longitudinală (axială) a laminatului:

- laminarea cu cilindri tronconici:

$$v_a = v_c \cdot (\sin \beta \cos \alpha \pm \sin \alpha \cos \beta \cos \varphi) \quad (10.10)$$

- laminarea cu cilindri bitronconici (unghiul $\varphi = 0$) - figura 10.6:

$$v_a = v_c \cdot \sin \beta \cos \alpha \quad (10.11)$$

- laminarea cu cilindri disc (unghiul $\beta = \varphi = 0$):

$$v_a = v_c \cdot \cos \alpha \quad (10.12)$$

- **componenta tangențială (v_t) a vitezei periferice a cilindrilor**, perpendiculară pe axa laminatului, care asigură mișcarea de rotație a laminatului:

- laminarea cu cilindri tronconici:

$$v_t = v_c \cdot (\cos \beta \cos \alpha \pm \sin \alpha \sin \beta \sin \varphi) \quad (10.13)$$

- laminarea cu cilindri bitronconici (unghiul $\varphi = 0$):

$$v_t = v_c \cdot \sin \beta \cos \alpha \quad (10.14)$$

- laminarea cu cilindri disc (unghiul $\beta = \varphi = 0$):

$$v_t = v_c \cdot \sin \alpha \quad (10.15)$$

In cazul laminării cu cilindri bitronconici, varianta cea mai des folosită în construcția cajelor pentru perforarea prin laminare transversal elicoidală, vitezele axială ($v_{a,l}$) și tangențială ($v_{t,l}$) ale laminatului se pot calcula în funcție de componente vitezei periferice a cilindrilor date prin relațiile (10.11) și (10.14) astfel:

$$v_{a,l} = \eta_a \cdot v_a = \eta_a \cdot v_c \cdot \sin \beta \quad (10.16)$$

$$v_{t,l} = \eta_t \cdot v_t = \eta_t \cdot v_c \cdot \cos \beta \quad (10.17)$$

în care: η_a și η_t sunt coeficienții alunecării axiale și respectiv tangențiale, pentru care se dau valorile uzuale în tabelul 10.3 și 10.4.

Coeficientul alunecării axiale depinde de o serie de factori, dintre care se pot menționa:

- diametrul laminatului și gradul de deformare, care crescând micșorează coeficientul alunecării axiale (fig.10.7);
- temperatura de laminare, care mărindu-se reduce valoarea coeficientului alunecării axiale;
- turăția (viteza periferică) a cilindrilor laminorului și respectiv viteza de deformație, care crescând va conduce la mărirea coeficientului alunecării axiale,

cu toate că în situația unor valori ridicate ale vitezei periferice a cilindrilor, variația turășiei nu produce o influență importantă asupra coeficientului alunecării axiale;

unghiul de avans (β), crescând, micsorează coeficientul alunecării axiale, însă influența este practic neînsemnată.

Tabelul 10.3

Valori ale coeficienților η_a și η_t în funcție de tipul laminorului perforator

	Laminor cu	
	două cilindrii	trei cilindrii
η_a	0,35...0,85	0,6...1,20
η_t	0,75...0,98	0,8...1,07

Tabelul 10.4

Valori ale coeficientului η_a în funcție de unghiul β , viteză de laminare și diametrul semifabricatului

β , grad	v, m/sec.	η_a
10	4...5	$0,90 - 0,0015 \cdot d_s$
8	4...5	$0,85 - 0,0010 \cdot d_s$
8	5...6	$0,80 - 0,0011 \cdot d_s$

Alunecarea axială este influențată și de toți factorii care influențează coeficientul de frecare dintre laminat și cilindrii

In secțiunea de intrare în zona de deformare, coeficientul alunecării tangențiale este $\eta_t < 1$, iar în secțiunea de ieșire $\eta_t > 1$. Rezultă deci că în zona de deformare, între semifabricat și cilindrii au loc microalunecări deci apar și zone de întârziere și de avans, dar spre deosebire de procesul laminării longitudinale, apare întâi zona de avans, iar la ieșirea din focarul de deformare, zona de întârziere.

Pentru calcule practice, în cazul perforării prin laminare transversal-elicoidală, se recomandă următoarele relații pentru determinarea coeficientului alunecării axiale [36]:

- pentru perforarea lingourilor:

$$\eta_a = 0,75 + 0,01 \cdot \varepsilon - 0,008 \cdot \beta \cdot (d_s - 300)^{0,5} \quad (10.18)$$

- pentru perforarea țaglelor:

$$\eta_a = (3,2/v_c) + 0,005 \cdot \varepsilon + (0,025 - 0,000135 \cdot d_s) \cdot \beta \quad (10.19)$$

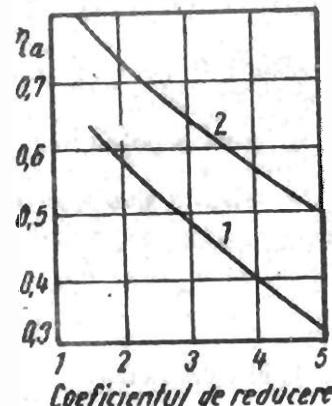


Fig.10.7.Dependență coeficiențului de alunecare axială de valoarea alungirii la ţevi

cudiametre de:

1- 135...173 mm.;
2 - 227...232 mm.

în care: ε este reducerea relativă maximă aplicată semifabricatului, în %;

d_s – diametrul semifabricatului (lingou sau ţaglă), în mm.;

v_c – viteza periferică a cilindrilor, în m/sec.

Având în vedere că în orișice secțiune de pe lungimea zonei de deformare trebuie să se respecte legea continuității, respectiv a constanței debitului de material, dată prin relația: $F_o \cdot v_o = F_x \cdot v_x = F_e \cdot v_e$, viteza axială a laminatului în orișice punct de pe lungimea zonei de deformare (v_x), va fi:

$$v_x = \eta_a \cdot v_c \cdot \frac{F_e}{F_x} \cdot \sin \beta \quad (10.20)$$

în care F_o , F_x și F_e sunt secțiunile transversale ale laminatului în starea inițială, intr-un punct oarecare pe lungimea zonei de deformare și respectiv ale ebosei după laminare.

Tot pentru caracterizarea cinematicii procesului de laminare transversal-elicoidală se folosesc și următoarii parametrii:

- **numărul de ture** (n) pe care le efectuează laminatul pentru a realiza reducerea totală (Δr_{tot}), dacă pentru o rotire a laminatului cu unghiul $\varphi = 360^\circ/i$ se realizează o reducere Δr (i fiind numărul cilindrilor de laminare):

$$n = \frac{\Delta r_{tot}}{S_x} = \frac{d_s - d_e}{2S_x} = \frac{d_s - d_e}{2\Delta r \cdot i} \quad (10.21)$$

în care: S_x este avansul în direcție longitudinală a laminatului la o rotație:

- **turația semifabricatului** în timpul laminării se determină din relația (10.17) a vitezei tangențiale a acestuia :

$$v_t = \eta_t \cdot v_c \cdot \cos \beta = \pi \cdot d_e \cdot n_s / 60 \quad (10.22)$$

de unde prin explicitarea turației n_s și înlocuirea vitezei cilindrilor v_c cu expresia

$$v_c = \pi \cdot D \cdot n / 60 \quad (10.23)$$

se obține:

$$n_s = 60 \cdot \eta_t \cdot v_c \cdot \cos \beta / \pi d_e = \eta_t \cdot D \cdot n \cdot \cos \beta / d_e \quad (10.24)$$

Având în vedere că pe lungimea zonei de deformare variază atât diametrul cilindrilor de laminare indiferent dacă sunt tronconici, bitronconici sau tip disc, cât și diametrul laminatului, turația acestuia se modifică continuu în focalul de deformare, ceea ce conduce la un proces de torsionare a laminatului, fără ca acest fenomen să aibă însă valori importante.

Capitolul 11.

CONDIȚIILE PRINDERII LAMINATULUI ÎNTRE CILINDRII

În cazul laminării transversal - elicoidală, condiția de prindere trebuie analizată nu numai în momentul contactului semifabricatului cu cilindrii (prima fază a pinderii) ci și în momentul următor, când capul semifabricatului vine în contact cu dopul, în cazul particular al perforării prin laminare transversal - elicoidală (a doua fază a prinderii).

Admitând că presiunea de laminare se repartizează uniform pe lungimea arcului de contact, forța de laminare P va fi palsată la mijlocul acestuia, respectiv la un unghi egal cu $\alpha / 2$ (fig.11.1).

Prezența forței P în zona de deformare va conduce la apariția forței de frecare $T = f \cdot P$ care dă naștere momentului M_T , care rotește semifabricatul în sens invers sensului de rotație al cilindrilor.

În același timp forța P dă naștere și la un alt moment M_P de sens contrar momentului M_T .

Rezultă că prima fază a prinderii depinde în special de condițiile de frecare dintre laminat și cilindri și anume prinderea semifabricatului și rotirea acestuia între cilindrii va fi posibilă dacă momentul forței de frecare (M_T) ce apare pe suprafața de contact, va fi mai mare decât momentul (M_P) generat de forța normală de laminare (P), respectiv:

$$M_T - M_P \geq 0 \quad (11.1)$$

sau $P \cdot f \cdot a - P \cdot c \geq 0 \quad (11.1')$

de unde $f \geq c / a \quad (11.1'')$

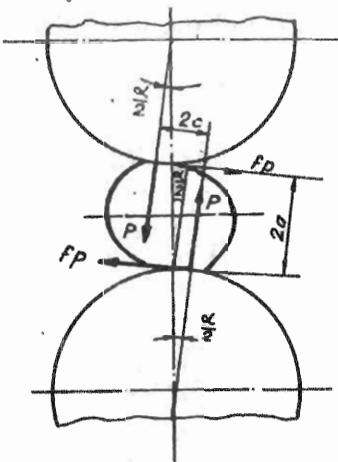


Fig.11.1. Forțele ce acționează în zona de deformare la laminarea transversală

Rezultă deci că prinderea se va realiza când coeeficientul de frecare este mai mare decât raportul dintre brațul forței de laminare (c) față de axa cilindrilor (comună cu a laminatului), și brațul forței de frecare (a), egal cu jumătate din distanța dintre cilindrii în secțiunea unde acționează forța de laminare P. Se precizează că forța P se consideră că acționează la mijlocul secțiunii de contact dintre laminat și cilindrii, cu lungimea b_x .

Deci conform figurii 11.1 rezultă următoarele expresii pentru aceste mărimi:

$$2 \cdot c = b_x + 2 \cdot r_e \cdot \sin \alpha / 2 \quad (11.2)$$

$$a = r_e \cdot \cos \alpha / 2 \quad (11.3)$$

în care: $\alpha / 2$ este unghiul la centrul cilindrilor de laminare, față de axa verticală a acestora, ce delimită pozitia forței de laminare la jumătatea lungimii b_x a zonei de contact dintre laminat și cilindrii (vezi fig.11.1).

Inlocuind relațiile (11.2) și (11.3) în condiția de prindere (11.1") rezultă:

$$f \geq (0,5 \cdot b_x + r_e \sin \alpha / 2) / r_e \cos \alpha / 2 \quad (11.4)$$

În momentul inițial al primei faze a prinderii, lățimea b_x este mult mai mică în comparație cu diametrul cilindrilor de laminare și ca atare se poate admite că $\cos \alpha / 2 \approx 1$. De asemenea rezultând că $\sin \alpha / 2 = b_x / D$, iar $2 \cdot r_e = d_e$, se obține:

$$(b_x / d_e) + \sin \alpha / 2 = b_x \cdot (1 + i) / d_x \quad (11.5')$$

de unde rezultă: $f \geq b_x \cdot (1 + i) / d_x \quad (11.5'')$

în care i este raportul dintre diametrul laminatului și al cilindrilor în secțiunea unde acționează forțele de laminare.

Din această relație rezultă că lățimea zonei de contact crescând, ca urmare a măririi reducerii aplicate laminatului, mărirea diametrului acestuia și micșorarea diametrului cilindrilor de laminare, vor conduce la înrăutățirea condițiilor de prindere.

Dacă se ține cont de faptul că valoarea reducerii aplicate laminatului este influențată de unghiul de avans (β) și de unghiul conului de intrare al cilindrilor de laminare (α_1), condiția de prindere este dată și de o altă relație mai complicată însă, de forma [36]:

$$f \geq [\operatorname{tg}^2 \alpha_1 + 0,5 \cdot \pi \cdot (1 + i) \cdot \operatorname{tg} \beta \cdot \operatorname{tg} \alpha_1]^{0,5} \quad (11.6)$$

Din această relație rezultă că prinderea se realizează cu atât mai ușor cu cât unghiurile β și α_1 vor avea valori mai mici.

Antrenarea axială a semifabricatului este posibilă de realizat numai dacă viteza periferică a semifabricatului depășește o valoare critică dată de relația [36]:

$$v_{\text{crit}} \geq v_c [\cos \beta - \sin \beta \sqrt{\frac{f}{\sin \alpha_1} - 1}] \quad (11.7)$$

Analizând relația (11.7) rezultă că antrenarea axială a semifabricatului poate să înceapă înaintea momentului în care viteza periferică a semifabricatului atinge valoarea corespunzătoare a vitezei periferice a cilindrilor. În aceste condiții rezultă că antrenarea axială a semifabricatului este posibilă când:

$$f^2 \geq \sin \alpha_1 \quad (11.8)$$

Tot pentru caracterizarea condițiilor de prindere se mai recomandă și următoarele relații [36, 37]:

- pentru cilindri tronconici:

$$f > \cos \alpha_1 \cos \varphi (\operatorname{tg} \alpha_1 \cos \beta + \sin \beta \sin \alpha - \operatorname{tg} \varphi \cos \alpha) \quad (11.9)$$

- pentru cilindri bitronconici la care $\varphi = 0$:

$$f > \sin \alpha_1 \cos \beta + \sin \beta \sin \alpha \cos \alpha_1 \quad (11.10)$$

Alte relații ce definesc condiția de prindere sunt și următoarele

$$f > \frac{2m}{d_s} \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} \quad (11.11)$$

sau

$$\frac{b_x}{d_s} \leq \frac{D \sqrt{f^2 - \sin^2 \alpha_1}}{D + d_s} \quad (11.12)$$

în care: α este unghiul la centrul cilindrilor de laminare, față de axa verticală a acestora, ce delimită lățimea b_x a zonei de contact dintre laminat și cilindri (vezi fig.10.5);

φ – unghiul dintre axele cilindrilor tronconici și axa de laminare;

β – unghiul de avans;

m – distanța dintre axele cilindrului și laminatului, calculată cu relația (10.5);

d_s – diametru semifabricatului;

f – coeficientul de frecare dintre laminat și cilindri;

α_1 – unghiul generatoarei cilindrului față de axa de laminare în zona de prindere, respectiv unghiul conului de intrare (de prindere) al cilindrilor tronconici sau bitronconici, cu o valoare de: $\alpha_1 = 3 \dots 6,5^\circ$;
 D – diametrul cilindrului de laminare.

Din relațiile de mai sus rezultă că prinderea semifabricatului este cu atât mai bună cu cât coeficientul de frecare și diametrul cilindrilor au valori mai mari, iar diametru semifabricatului și unghirile β și α_1 au valori mai mici.

De asemenea trebuie precizat că prima fază a prinderii nu depinde practic de condițiile de viteză ale procesului de laminare.

În ceea ce privește a doua fază a prinderii, specifică procesului de perforare , prin laminare transversal - elicoidală, aceasta depinde în mare măsură de geometria zonei de deformare, respectiv de parametri de reglare a cilindrilor cajei de laminare. Astfel această fază este influențată de raportul dintre diametrul semifabricatului și al cilindrilor, creșterea acestui raport micșorând valoarea reducerii minime necesară pentru prindere.

Comparând din acest punct de vedere condițiile de prindere în cazul laminării cu cilindrii bitronconici și cu cilindrii disc, s-a constatat că la laminoarele cu cilindrii bitronconici diametrul acestora în zona de deformare fiind mai mare ca în cazul laminării cu cilindrii disc, condițiile de prindere sunt mai favorabile, chiar la reduceri mai mici aplicate înaintea vârfului dopului de perforare.

Valoarea minimă a reducerii relative a semifabricatului, aplicată înaintea dopului de perforare , care caracterizează faza a doua a procesului de prindere, se poate determina cu relația [36]:

$$\varepsilon_{\sigma, \min} \geq \frac{\pi \cdot m \cdot n^2}{2 \sqrt{f^2 - 0,5\pi(1+i)q \cdot \operatorname{tg}\beta \cdot \operatorname{tg}\alpha_1 - \sin \alpha_1}} \sqrt{\frac{2\pi}{1+i} q \frac{\operatorname{tg}\beta}{\operatorname{tg}\alpha_1}} \quad (11.13)$$

în care: m , n și q sunt parametrii cu următoarele expresii:

$$m = p' / p ; \quad n = \delta' / d_s ; \quad q = \eta_s / \eta_t ; \quad i = d_s / D$$

p și p' – presiunea de laminare în zona de prindere a cilindrilor și respectiv pe dopul de perforare;

δ' , d_s și D – diametrul la nivelul vârfului ("nasul") dopului de perforare, diametrul semifabricatului și respectiv diametrul cilindrilor.

Procesul de perforare se poate realiza prin diferite valori ale reducerii semifabricatului în fața dopului de perforare, care se stabilesc prin reglarea distanței dintre cilindrii și poziția dopului în focarul de deformare.

Relația (11.13) cu greu va putea fi folosită pentru calcule practice, inspecial din cauza lipsei de date privind valoarea parametrului m . Astfel pentru calculul valorii minime a reducerii relative a semifabricatului, aplicată înaintea dopului de perforare se recomandă folosirea de relații empirice, dintre care pentru cazul perforării oțelurilor carbon și slab aliate au dat rezultate satisfăcătoare următoarea [36]:

$$\varepsilon_o = \left[(100 - 0,17 \cdot R) \frac{d_s^2 \cdot \delta}{(\delta + 2 \cdot g_e)^3} + 0,087 \cdot R - 0,36 \right] \sqrt{\operatorname{tg} \alpha_1} \quad (11.14)$$

în care: R este raza cilindrilor de laminare;

d_s – diametrul semifabricatului;

δ – diametrul dopului de perforare;

g_e – grosimea peretelui eboșei perforate;

α_1 – unghiul generatoarei cilindrului față de axa de laminare în zona de prindere, respectiv unghiul conului de intrare (de prindere) al cilindrilor

Procesul de perforare prin laminare transversal-elicoidală este condiționat și de o altă valoare a reducerii semifabricatului în fața dopului de perforare, care reprezintă valoarea critică la care începe ruperea materialului și apariția golului axial în laminat.

Valoarea *reducerii critice*, se va adopta astfel încât tensiunile de tracțiune ce apar axial în zona centrală a laminatului să aibă valori care să depășească limita de curgere a materialului corespunzătoare condițiilor de temperatură și viteză de deformare în care are loc procesul, apărând astfel o cavitate în zona axială a laminatului. Acest gol, respectiv suprafața interioară a eboșei (semifabricatul obținut după perforare) va fi finisat prin intermediul unui ghidaj interior (dopul de perforare) iar diametrul interior al acesteia va fi adus la dimensiunea cerută.

Golul format în zona axială a laminatului apare ca urmare a unui proces complex, caracterizat de o schimbare continuă a stării de tensiune în fiecare secțiune a materialului din zona de deformare ca urmare a rotirii și avansului laminatului. Astfel la fiecare sfert de rotație a laminatului, zona ce a fost în contact cu cilindrii și s-a produs reducerea diametrului semifabricatului, trece în zona ghidajelor (linialelor), între care distanța fiind cu 15...20% mai mare decât distanța dintre cilindrii, se produce o creștere a diametrului semifabricatului, iar în continuare această zonă intră din nou sub acțiunea cilindrilor de laminare, s.a.m.d.

Solicitările ce apar, ca urmare a acestor ovalizări prin schimbarea continuă a modului de deformare a semifabricatului pe lungimea focalului de deformare, provoacă deplasări între straturile interioare și exterioare ale laminatului, favorizând astfel rupturile în material și apariția golului din zona axială.

Reducerea critică prin care se realizează cavitatea în interiorul laminatului depinde de mulți factori, care în general trebuie să producă accentuarea neuniformității deformației în laminat. Astfel cu cât neuniformității deformației în laminat este mai mare cu atât valoarea reducerii critice va fi mai mică.

Dintre factorii care influențează valoarea reducerii critice se pot menționa:

- dimensiunile zonei de deformare, respectiv diametrul (d_s) și lungimea semifabricatului (l_s) și diametrul cilindrilor (D). Astfel valoarea reducerii critice va putea fi cu atât mai mică cu cât raportele l_s/d_s (fig.11.2) și d_s/D vor avea valori mai mari (fig.11.3);

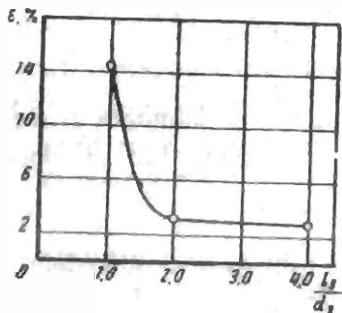


Fig.11.2.Variația reducerii critice în funcție de raportul l_s/d_s pentru perforarea la 1000°C a oțelului

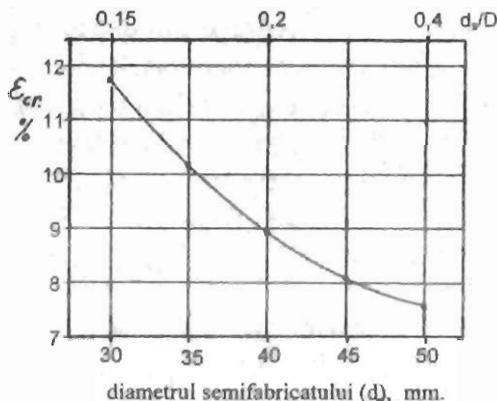


Fig.11.2.Variația reducerii critice în funcție de raportul d_s/D pentru perforarea la 1200°C a oțelului

- calitatea materialului metalic laminat. În acest sens s-a constatat de exemplu că valoarea reducerii critice va fi mai mică în cazul oțelurilor aliate decât în cazul oțelurilor carbon;
- avansul longitudinal al semifabricatului la ficare rotație, care crescând va atrage după sine mărirea valoarei reducerii critice;
- numărul cilindrilor de lucru ai laminorului. Astfel dacă perforarea se execută la o cajă cu trei cilindri (cu axele dispuse în vârfurile unui triunghi echilateral), valoarea reducerii critice trebuie să fie mai mare decât în cazul executării perforării pe o cajă duo.

În ceea ce privește apariția golului în zona centrală a laminatului aceasta este favorizată de:

- valoari mai mici ale reducerii parțiale corespunzătoare unei jumătăți de rotație a laminatului;
- un număr mai mic de cilindrii în caja de laminare, respectiv cajele cu doi cilindrii sunt preferate din acest punct de vedere cajelor cu trei cilindrii;
- mărirea ovalizării semifabricatului în timpul laminării;

- creșterea impurificării oțelului supus laminării, dacă aceasta nu afectează insă calitatea cerută produselor tubulare laminate și creșterea gradului de aliere. Astfel în cazul oțelurilor aliate, perforarea se poate realiza cu reduceri relative în zona din fața dopului de 5...8 %, față de 8...12 % în cazul oțelurilor carbon;
- scăderea temperaturii de laminare, prin care se micșorează reducerea critică;
- prezența dopului de perforare în zona apariției golului în laminat.

Prezența dopului în zona de deformare la perforarea prin laminarea transversal-elicoidală micșorează într-o oarecare măsură tensiunile axiale de tracțiune și conduce la schimbarea substanțială a schemei stării de tensiune în laminat. Astfel în zona din laminat de sub suprafața de contact cu cilindrii laminorului și de deasupra suprafeței de contact cu dopul, starea de tensiune este de comprimare triaxială, corespunzătoare schemei S_1 , iar în zonele dispuse diametrl opuse primelor, apar pe suprafața exterioară a laminatului tensiuni tangențiale de tracțiune, iar pe suprafața sa interioară, tensiuni tangențiale de compresiune (fig.11.4).

Dacă valoarea reducerii critice va fi mai mică ca reducerea minimă (dependentă de condițiile de prindere), procesul de perforare se realizat prin apariția anticipată a golului axial în fața dopului de perforare, ceea ce conduce la apariția de defecte pe suprafața interioară a ebosei, sub formă de fisuri, exfolieri sau rizuri spirale.

Procesul de perforare trebuie să se realizeze deci cu reduceri mai mici decât valoarea critică, pentru a nu apărea în fața dopului de perforare golul axial în laminat. În acest scop este necesar a se lua următoarele măsuri tehnologice:

- micșorarea reducerii aplicate laminatului;
- mărirea turăției laminatului;
- menținerea unei valori optime între lungimea (l_s) și diametrul (δ) dopului de perforare ($l_s / \delta = 1,5 \dots 2$);
- poziționarea corectă a "nasului" dopului de perforare, respectiv dispunerea acestuia înaintea secțiunii corespunzătoare diametrului maxim al cilindrilor (draftul) cu o cotă k , pentru care se recomandă următoarea relație de calcul [38]:

$$k = \frac{0,5d_s(\varepsilon_d - \varepsilon_o)}{100tg\alpha_1} + 0,5m_d \quad (11.15)$$

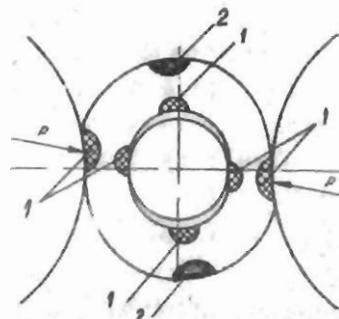


Fig.11.4. Schema zonelor caracteristice din punctul de vedere al stării de tensiune în semifabricatele perforate pe dop (în zona 1 apare deformare de compresiune, iar în zona 2 deformare de tracțiune)

în care: ε_d – reducerea relativă aplicată semifabricatului în secțiunea draftului:

$$\varepsilon_d = 100 \cdot (d_s - d_d) / d_s \quad (11.16)$$

d_d – diametrul semifabricatului în secțiunea draftului, aproximat cu relația:

$$d_d = d_s - \Delta d = d_s - (0,1 \dots 0,2) \cdot d_s = (0,8 \dots 0,9) \cdot d_s \quad (11.17)$$

ε_o – reducerea relativă aplicată semifabricatului în fața dopului de perforare;

m_d – lățime zonei draftului: $m_d = (0,01 \dots 0,28) D_d = 15 \dots 25$ mm.;

D_d – diametrul cilindrilor în zona draftului;

Aplicarea de reduceri mari, apropiate de valoarea critică, asigură condiții foarte bune de prindere, micșorează alunecarea axială și crește viteza de perforare.

Pentru calculul reducerii critice se recomandă următoarea relație statistică:

$$\varepsilon_{cr} = 4,5 \cdot 10^{-9} \cdot [(I_1 / d_s)^{-1,5}] \cdot [(\dot{\varepsilon} \cdot d_s / d_d)^{-0,1}] \cdot (\%C)^{-1} \cdot t^{-3} \quad (11.18)$$

în care apar și următoarele simboluri, pe lângă cele precizate mai sus:

$\dot{\varepsilon}$ – viteza de deformare;

t – temperatura de laminare;

% C – concentrația în carbon a oțelului laminat.

Capitolul 12.

AVANSUL LA LAMINARE TRANSVERSALĂ ȘI TRANSVERSAL - ELICOIDALĂ

Pentru studiul avansului la laminarea transversală și transversal - elicoidală se vor admite următoarele:

- particulele de material metalic ale laminatului se deplasează numai în direcția în care se rotesc cilindrii de lucru ai cajei de laminare;
- cilindrii de lucru sunt considerați absolut rigizi, respectiv nu prezintă nici cel puțin deformații elastice în timpul procesului de laminare.

Având în vedere că raza laminatului în zona de deformare r_x variază continuu de la valoarea inițială r_s corespunzătoare semifabricatului la valoarea finală r_e corespunzătoare eboșei, respectiv $r_s > r_x > r_e$ (fig.12.1), rezultă că viteza periferică a laminatului în diferitele secțiunii ale zonei de deformare va fi diferită și anume se va micșora de la intrare spre ieșirea zonei de deformare:

$$v_i > v_x > v_e$$

în care: viteza periferică a laminatului va fi:

- la intrarea în zona de deformare:

$$v_i = \omega \cdot r_s ;$$

- într-o secțiune oarecare a zonei de deformare:

$$v_x = \omega \cdot r_x ;$$

- la ieșirea din zona de deformare:

$$v_e = \omega \cdot r_e ;$$

În relațiile de mai sus ω reprezintă viteza unghiulară realizată de turăția n a laminatului:

$$\omega = v_i / r_s = v_x / r_x = v_e / r_e = \pi \cdot n / 30 \quad (12.1)$$

În funcție de proiecțiile vitezelor materialului pe direcția vitezelor periferice ale cilindrilor (fig.12.1), rezultă:

$$v_i \cos \varphi_i \leq v_x \cos \varphi_x \leq v_e$$

Rezultă deci că viteza materialului într-o secțiune oarecare a zonei de deformare va fi:

$$v_{xx} = \omega \cdot r_x \cdot \cos \ddot{\vartheta}_x = v_e \cdot r_x \cdot \cos \ddot{\vartheta}_x / r_e \quad (12.2)$$

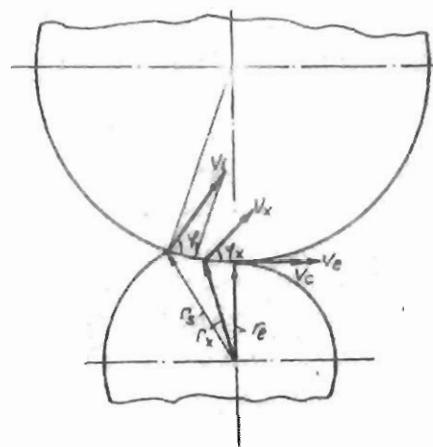


Fig.12.1.Vitezele din zona de contact la laminarea transversală

Ca și în cazul laminării longitudinale se va găsi și pentru laminarea transversală o secțiune în care proiecția vitezei materialului să fie egală cu viteza periferică a cilindrilor. Această secțiune se numește tot secțiune critică și este caracterizată de unghiul la centrul cilindrilor γ .

Viteza particulelor de material în această secțiune, în conformitate cu relația (12.2), va fi:

$$v_r = \omega \cdot r_r \cos \varphi_r = \frac{r_r}{r_e} v_e \cos \varphi_r = v_c$$

Tot ca în cazul laminării longitudinale, avansul la laminarea transversală reprezentând diferența relativă între viteza periferică a laminatului în zona de ieșire, (v_e) și viteza periferică a cilindrilor (v_c), rezultă:

$$S_e = \frac{v_e - v_c}{v_c} = \frac{v_e}{v_c} - 1 \quad (12.4)$$

sau

$$S_e = \frac{v_e}{\frac{r_r}{r_e} v_e \cos \varphi_r} - 1 = \frac{r_e}{r_r \cos \varphi_r} - 1 \quad (12.4')$$

Având în vedere că unghiul $\varphi_r = \gamma + \beta$, rezultă pentru funcția $\cos \varphi_r$ următoarea expresie:

$$\cos \varphi_\gamma \approx \cos \left[\gamma \left(1 + \frac{R}{r_\gamma} \right) \right] \quad (12.5)$$

În funcție de relația (12.5) expresia (12.4) a avansului devine:

$$S_e = \frac{r_e}{r_\gamma \cos \left[\gamma \left(1 + \frac{R}{r_\gamma} \right) \right]} - 1 \quad (12.6)$$

În cazul laminării transversal-elicoidală cu cilindrii bitronconici dezaxați față de axa laminatului cu unghiul β (v.fig.10.5) componenta axială a vitezei laminatului este dată prin relația (10.20) sub forma:

$$v_{a,I} = \eta_a \cdot v_c \cdot \frac{F_e}{F_x} \cdot \sin \beta \quad (12.7)$$

Avansul în direcție longitudinală a laminatului, corespunzător efectuării de către acesta a unei jumătăți de tură (pasul realizat ca urmare a mișcării elicoidale a laminatului) va fi:

$$S_x = t \cdot v_{a,I} \quad (12.8)$$

în care: t este timpul în care semifabricatul cu turația n_s , calculată cu relația (10.24), efectuează o jumătate de tură:

$$t = 30 / n_s = 30 \cdot d_e / \eta_t \cdot D \cdot n \cdot \cos \beta \quad (12.9)$$

Avansul axial al laminatului, corespunzător doar unei jumătăți de tură, se calculează ținând cont de relațiile (12.7) și (12.8), astfel:

$$S_x = 30 \cdot v_{a,I} \cdot d_e / \eta_t \cdot D \cdot n \cdot \cos \beta \quad (12.10)$$

înlocuind în continuare $v_{a,I}$ și v_c cu expresiile corespunzătoare din relațiile (12.7) și (10.23) rezultă:

$$S_x = 30 \cdot \eta_a \cdot v_c \cdot \sin \beta \cdot \frac{F_e}{F_x} d_e / \eta_t \cdot D \cdot n \cdot \cos \beta$$

sau

$$S_x = 30 \cdot \eta_a \cdot \pi \cdot D \cdot n \cdot \sin \beta \cdot \frac{F_e}{F_x} d_e / 60 \cdot \eta_t \cdot D \cdot n \cdot \cos \beta$$

de unde în final se obține:

$$s_x = 0,5 \cdot \pi \frac{\eta_a}{\eta_i} \cdot \frac{F_e}{F_x} d_e \cdot \operatorname{tg} \beta \quad (12.11)$$

În funcție de valoarea s_x a avansului laminatului în direcție longitudinală pentru 0,5 rotație dată în relația (12.11), se poate calcula și valoarea reducerii radiale a semifabricatului:

– în valoare absolută:

$$\Delta d_x = 2 \cdot s_x \cdot \operatorname{tg} \alpha_1 = \pi \cdot \frac{\eta_a}{\eta_i} \cdot \frac{F_e}{F_x} d_e \cdot \operatorname{tg} \beta \cdot \operatorname{tg} \alpha_1 \quad (12.12)$$

– în valoare relativă:

$$\varepsilon_{d,x} = (\Delta d_x / d_s) = \pi \cdot \frac{\eta_a}{\eta_i} \cdot \frac{F_e}{F_x} \cdot \frac{d_e}{d_s} \cdot \operatorname{tg} \beta \cdot \operatorname{tg} \alpha_1 \quad (12.13)$$

Valoarea reducerii relative, crește continuu în focarul de deformare, dar diferă de valoarea reală, ca urmare a ovalizării laminatului în timpul deformării, care de exemplu atinge valori de circa 0,5...1,0%.

Capitolul 13.

PRESIUNEA ȘI FORȚA DE LAMINARE TRANSVERSAL – ELICOIDALĂ

13.1. Presiunea și forța pe tăblia cilindrilor de laminare

Din examinarea epurii presiunii normale pe suprafața de contact dintre laminat și cilindrii în lungul zonei de deformare (fig.13.1) se constată o variație ce prezintă un maxim aproape de secțiunea de intrare a semifabricatului în focarul de deformare. Deci valoarea maximă a presiunii de contact se găsește în zona corespunzătoare conului de intrare al cilindrilor de laminare unde are loc deformarea semifabricatului neperforat, presiunea scăzând apoi în zona conului de ieșire al cilindrilor, unde are loc deformarea semifabricatului perforat.

Aceasta observație scoate în evidență faptul că pe suprafața de contact, din punctul de vedere al variației vitezelor laminatului și cilindrilor, există numai zona de întârziere.

De asemenea din cercetările experimentale efectuate de diferiți cercetători, a reesit că valoarea presiunii de contact din zona de deformare se micșorează pe măsură ce reducerea relativă, alunecarea axială și rapoartele b_x / D și d_s / D au valori mai mari.

Valoarea presiunii medii la perforarea prin laminare transversal-elicoidală se poate calcula cu o relație similară celei date de Ţelicov pentru cazul laminării longitudinale:

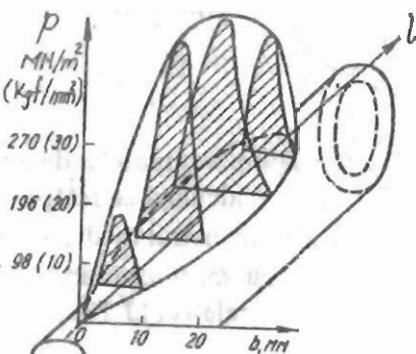


Fig.13.1.Epura presiunii normale de contact la perforarea prin laminare transversal-elicoidală

$$p = \beta \cdot n_e \cdot n_z \cdot n_v \cdot \sigma_c \quad (13.1)$$

în care: β este coeficientul lui Loode, care pentru cazul perforării prin laminare transversal-elicoidală este egal cu $\beta = 1,155$ pe considerentul că reducerea pentru o jumătate de rotație a laminatului fiind relativ mică, deformarea se poate considera plană;

- n_e – coeficient ce ține cont de influența ecruișării laminatului asupra presiunii și care pentru cazul laminării la cald este egal cu $n_e = 1$;
- n_z – coeficient ce ține cont de influența extremităților laminatului din afara zonei de deformare asupra presiunii;
- n_v – coeficient ce ține cont de influența vitezei de deformare asupra presiunii;
- σ_c – limita de curgere a materialului laminat corespunzătoare temperaturii de laminare și în condiții standard de viteză de deformare.

Coeficienții β și n_e au aceeași valoare atât pentru zona de intrare (zona I), cât și pentru zona de ieșire (zona II) a focarului de deformare, în timp ce coeficienții n_z și n_v au valori și respectiv relații de calcul diferite pentru cele două zone menționate.

- Coeficientul ce ține cont de influența extremităților laminatului din afara zonei de deformare asupra presiunii se calculează cu relațile:

pentru zona I:

$$n_{z,I} = 2 - (b_{med} / d_{med})^{0,5} \quad (13.2)$$

în care: b_{med} este lățimea medie a suprafeței de contact în zona I :

$$b_{med} = \frac{1}{n} \sum_0^n b$$

b – lățimea suprafeței de contact în diferite secțiuni ale zonei I , calculată cu relația (10.6);

d_{med} – diametrul mediu al semifabricatului în zona I : $d_{med} = 0,5(d_s + d_d)$;

d_d – diametrul semifabricatului în secțiunea draftului, aproximat cu relația (11.17).

pentru zona II

$$n_{z,II} = 2 - (b_{med} / g_{med})^{0,5} \quad (13.3)$$

în care: g_{med} este grosimea medie a peretelui laminatului în zona II:

$$g_{med} = 0,5(g_n + g_e)$$

g_n , g_e – grosimile peretelui laminatului în secțiunea corespunzătoare "nasului" dopului de perforare și respectiv la sfârșitul perforării.

- Coeficientul ce ține cont de influența vitezei de deformare asupra pre-

siunii, care pentru cazul laminării oțelului carbon cu 0,12...1,24 % C la temperaturi cuprinse între 900...1200 °C și cu viteze de deformație de $10^{-1} \dots 10^3 \text{ sec}^{-1}$ se calculează cu relația [37]:

$$n_v = (\dot{\varepsilon} / \dot{\varepsilon}_o)^\alpha \quad (13.4)$$

în care: $\dot{\varepsilon}, \dot{\varepsilon}_o$ sunt vitezele de deformație corespunzătoare laminării și respectiv condițiilor standard în care s-a determinat rezistența la deformare σ_c
 α este un parametru cu valoarea:

$$\alpha = [0,25 T - 0,05 T_{top}(1+0,25\eta)] / T_{top} \quad (13.5)$$

T, T_{top} – temperaturile absolute de perforare și de topire a oțelului laminat
 η – coeficientul de reducere

Vitezele de deformație specifice procesului de deformare în cele două zone ale focarului de deformare se vor calcula cu relațiile [37]:

pentru zona I:

$$\dot{\varepsilon} = 2\eta_a \frac{\pi \cdot n}{60} \cdot \frac{D_d}{d_s} \sin \beta \cdot \operatorname{tg} \alpha_1 \frac{1 + \left(\frac{d_d}{d_s} \right)^2}{1 + \frac{d_d}{d_s}} \quad (13.6)$$

pentru zona II:

$$\dot{\varepsilon} = 2\eta_a \frac{\pi \cdot n}{60} \cdot \frac{D_d}{g_e} \sin \beta \cdot \operatorname{tg} \alpha_2 \frac{1 + \frac{F_d}{F_e}}{1 + \frac{g_d}{g_e}} \quad (13.7)$$

în care pe lângă semnificațiile simbolurilor date mai sus mai apar următoarele:

η_a – coeficientul alunecării axiale;

n – turajia cilindrilor de laminare;

D_d – diametrul la draft al cilindrilor;

β – unghiul de avans;

α_1, α_2 – unghiiurile conurilor de intrare (zona I) și de ieșire (zona II) ale cilindrilor de laminare.

Cunoscându-se valorile presiunii medii de laminare în cele două zone

caracteristice ale focării de deformare (p_I și p_{II}) se poate calcula în continuare forța de laminare cu relația:

$$P = p_I \cdot F_I + p_{II} \cdot F_{II} \quad (13.8)$$

în care F_I și F_{II} reprezintă arile suprafețelor de contact între laminat și cilindrii

în zonele corespunzătoare I și II, calculate în funcție de lungimea și lățimea medie a zonelor caracteristice cu ajutorul relațiilor:

$$F_I = l_I \cdot b_{med.I} ; \quad F_{II} = l_{II} \cdot b_{med.II} \quad (13.9)$$

Lățimea medie a suprafețelor de contact între laminat și cilindrii se calculează conform celor date pentru relația (13.2), iar pentru calculul lungimilor acestor suprafețe de contact se recomandă următoarele relații determinate geometric (v. cap.10):

$$l_I = \frac{d_s - d_d}{2 \cdot \operatorname{tg} \alpha_1} ; \quad l_{II} = \frac{d_e - d_d}{2 \cdot \operatorname{tg} \alpha_2} \quad (13.10)$$

Pentru calcule practice se pot folosi și următoarele relații pentru determinarea presiunilor medii și a arilor suprafețelor de contact între laminat și cilindrii în zonele corespunzătoare I și II [4, 36, 37]:

$$p_I \approx 2\sigma_c [1,25 \ln(d_d / b_d) + 1,25(b_d / d_d) - 0,25] \quad (13.11)$$

în care b_d / d_d reprezintă un parametru al stării de tensiune

$$p_{II} \approx 5,14\sigma_c \quad (13.11')$$

Aceste relații se pot aplica cu bune rezultate pentru $1 < (d_d / b_d) < 8,5$

Alte relații recomandate pentru calculul presiunilor de laminare sunt și următoarele:

$$p_I \approx [1,8 - (b_d / d_d)](1 - 2,7 \cdot \epsilon_d^2)\sigma_c \quad (13.12)$$

$$p_{II} \approx 0,75 \cdot p_I. \quad (13.12')$$

Aceste relații se pot aplica cu bune rezultate pentru $b_d / d_d = 0,25 \dots 0,35$.

Din datele experimentale a mai multor cercetători [37], valorile medii ale presiunii la perforarea prin laminare transversal-elicoidal la o temperatură de $1200^\circ C$, variază între $90 \dots 120 \text{ N/mm}^2$ pentru oțeluri carbon și între $150 \dots 180 \text{ N/mm}^2$ pentru oțeluri inoxidabile

Pentru calculul suprafețelor de contact în funcție de care se va calcula forța de laminare, se pot folosi și relațiile:

$$F_I = 0,67 \cdot l_I \cdot b_d ; \quad F_{II} = 0,8 \cdot l_{II} \cdot b_d \quad (13.13)$$

în care b_d este lățimea zonei de deformare în dreptul draftului:

$$b_d = \sqrt{\frac{D_d \cdot d_d}{D_d + d_d} \Delta r_d} \quad (13.14)$$

Δr_d – reducerea absolută a laminatului în dreptul draftului: $\Delta r_d = 0,5(d_s - d_d)$

In funcție de diametrul semifabricatului (d_s) supus operației de perforare prin laminare transversal-elicoidal, valori informative ale forțelor de laminare sunt date în tabelul 13.1 [6].

Tabelul 13.1
Valori ale forțelor la perforarea prin laminare transversal-elicoidal

d_s , mm.		90	115...150	160...200	250...270
P	MN	0,29...0,38	0,58...0,74	0,68...1,17	1,17...1,57
	tf.	30...40	60...75	70...120	120...160

Din datele experimentale obținute privind variația forței la perforarea prin laminare transversal-elicoidal [36] a rezultat foarte clar că forța de perforare crește pe măsură ce diametrul semifabricatului, viteza de laminare și gradul de deformare sunt mai mari și temperatura de laminare mai mică.

13.2. Momentul și lucrul mecanic de deformare pentru perforare

Cunoscându-se valorile forțelor de laminare (P) se poate calcula în continuare și momentul necesar pentru rotirea cilindrilor de laminare transversal-elicoidală la perforare, folosind relația:

$$M = P \cdot b \cdot \psi \left(1 + \frac{1}{i} \right) \quad (13.15)$$

în care: b este lățimea zonei de deformare în secțiunea draftului;

i – raportul dintre diametrul laminatului și al cilindrilor în dreptul draftului

ψ – coeficient ce caracterizează poziția forței de laminare pe lățimea suprafeții de contact dintre laminat și cilindri.

Coeficientul ψ se admite de obicei egal cu 0,5, ceea ce înseamnă că punctul de aplicare a forței de perforare este plasat la mijlocul lățimii suprafeței de contact.

Având în vedere procesul de ovalizare care are loc în timpul perforării, diferențele mari între valorile presiunilor din cele două zone caracteristice ale focarului de deformare cât și variația grosimii peretelui eboșei pe lungimea zonei de laminare, este recomandabil ca valoarea coeficientului ψ să se adopte între 0,4...0,45.

În mod corespunzător puterea necesară pentru asigurarea acestui moment M dat prin relația (13.15), se calculează astfel:

$$N = M \cdot \omega_e \quad (13.16)$$

Tot în funcție de valoarea momentului necesar perforării (M) se poate calcula în continuare lucrul mecanic și respectiv energia de deformare, pe baza relației:

$$A = M \cdot \omega_e \cdot t_m = 0,1047 \cdot M \cdot n_e \cdot t_m \quad (13.17)$$

în care: ω_e este viteza unghiulară cu care se rotește laminatul (eboșul) și care se calculează cu relația:

$$\omega_e = \pi \cdot n_e / 30 \quad (13.18)$$

n_e – turăția laminatului va fi:

$$n_e = \eta_t \cdot D \cdot n_{cil} \cdot \cos \beta_c / d \quad (13.19)$$

pentru coeficientul alunecării transversale η_t se dau valori în tabelul 10.3

Lucrul mecanic de deformare pentru perforare se poate calcula și în funcție de presiunea de laminare (p), pe baza relației:

$$A = p \cdot V \cdot \ln \left(\frac{d_s^2}{2 \cdot m \cdot g_e} \right) \quad (13.20)$$

Timpul de laminare t_m din relația (13.16) se calculează astfel:

$$t_m = \frac{L_e + l_I + l_H}{v_c \cdot \eta_a \cdot \sin \beta \cdot \cos \alpha_H} \quad (13.21)$$

în care: L_e este lungimea eboșei perforate;

l_l și l_u – lungimea zonelor caracteristice ale suprafeței de contact, calculate cu relațiile (13.10);
 v_c – viteza periferică a cilindrilor;
 η_a , β și α – coeficientul alunecării axiale, unghiul de avans și respectiv unghiul mediu al conurilor cilindrilor de laminare;
 V – volumul laminatului deformat;
 d_s – diametrul semifabricatului;
 m – distanța dintre cilindrii la draft;
 g_e – grosimea peretelui eboșei perforate.

Și consumul specific de energie este un parametru frecvent analizat atunci când se examinează un proces de deformare plastică. Astfel pentru procesul de perforare prin laminare transversal-elicoidală, consumul specific de energie scade cu cât diametrul semifabricatului este mai mare, reducerea aplicată este mai mică (fig.13.2) și unghiul de avans mai mare (fig.13.3).

Din figura 13.3 se constată de asemenea că variația turației cilindrilor nu are o influență importantă asupra consumului specific de energie.

Măsurători experimentale au scos în evidență că consumul specific de energie se poate reduce și prin micșorarea valorii reducerii aplicate în fața dopului de perforare.

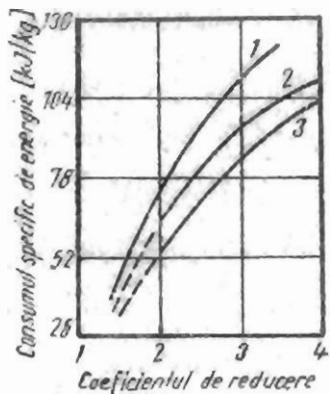


Fig.13.2. Variația consumului specific de energie în funcție de coeficientul de alungire la perforarea semifabricatelor din oțel carbon λ cu diametre de:
 1-130 mm.; 2-170 mm., 3-222 mm.

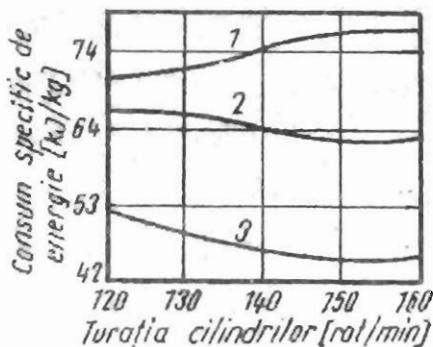


Fig.13.3. Variația consumului specific de energie în funcție de turația cilindrilor și unghiul de avans la perforare:

$$1 - \beta = 7^\circ; \quad 2 - \beta = 8^\circ; \quad 3 - \beta = 9^\circ$$

13.3.Presiunea și forța pe dopul de perforare

Din cercetările efectuate a rezultat că presiunea și forța pe dopul de perforare, prezintă valori minime la o anumită valoarea optimă a reducerii

aplicate în fața dopului.

În acest sens dacă se admite pentru simplificare că:

- reducerea relativă radială în zona I a focarului de deformare nu are valori mari;
- raportul dintre diametrul dopului și al laminatului în zona draftului tinde spre unitate;
- raportul dintre grosimea pertelui eboșei și diametrul dopului e mult mai mic ca unitatea;

rezultă că starea de tensiune poate fi considerată plană, iar pentru calculul forței axiale pe dopul de perforare se poate folosi relația:

$$Q = q \cdot b_o \cdot d_o = 0.5 \cdot p_{II} \cdot b_o \cdot (d_o - g_e) \quad (13.22)$$

în care: p_{II} este presiunea de laminare în zona a-II-a a focarului de deformare;

b_o – lățimea suprafeței de contact dintre dop și laminat, calculată în funcție de lățimea zonei de deformare în secțiunea draftului (b) și diametrul eboșei (d_e) și al dopului : $b_o = d_o \cdot b / d_e$.

Din relația (13.18) rezultă și expresia presiunii axiale pe dop:

$$q = 0.5 \cdot p_{II} \cdot (d_o - g_e) / d_o \quad (13.23)$$

Având în vedere că $g_e / d_o = 0,1 \dots 0,4$ rezultă că $q = (0,3 \dots 0,45) \cdot p_{II}$

Bibliografie

1. Telicov, A.I., Grișcov, A.I., *Teoria prokatki*. Metallurghia, Moskva, 1970.
2. Trinks, W., *End Thrust of Cylindrical Rolls*. Blast Furnace and Steel Plant, 12/1936
3. Matea, A., *Neue Hütte*. 1957, nr.7.
4. Cazimirovici, E., *Memorator pentru laminoriști*. Ed.BREN, București, 1999.
5. Belosevici, B.K., Netesov, N.P., *Soveršenstvovanie professa holodnoi prokatki*. Metallurghia, Moskva, 1971.
6. Cazimirovici, E., *Teoria deformării plastice*. Ed.D.P., București, 1981.
7. Stone, M.D., *Iron and Steel Eng.* 1956, v.33, nr.12.
8. Stone, M.D., *Proc. AISE*. 1953.
9. Roberts, W.L., *Iron and Steel Eng.* 1965, v.42, nr.10.
10. Troost, A., *Stahl und Eisen*. 1962, Bd.82, nr.14.
11. Cazimirovici E. *Bazele teoretice ale deformării plastice*. Ed. BREN București, 1999.
12. Severdenco, V.P., *Tehnologhia obrabotki stali*. Metallurghia, Moskva, 1948.
13. — *Materială po teorii prokatki*. ciast IV. Metallurghia, Moskva, 1948
14. Severdenco, V.P., *Osnovâ teorii prokatki*. Izd."Nauka i tehnika" Minsk, 1969
15. Grudev, A.P., *Vneşnee trenie pri prokatke*. Metallurghia, Moskva, 1973
16. Pavlov, I.M., *Teoria prakatki*. Metallurghia, Moskva, 1950.
17. Gromov, N.P., *Teoria obrabotki metallov davleniem*. Metallurghia, Moskva, 1967
18. Johnson, W.R., s.a., *Blast Furnace and Stell Plant*. v.43, nr.4, p.415-423.
19. Kraghelski, I.V., Vinogradova, I.E., *Koefițientâ trenia*. Izd. Mașghiz. 1962.
20. Lueg, W., Pomp, A., *Mitteilungen aus K-W*, Institut für Eisenforschung, 1935, Bd. XVII, Lieferung 5, 20.
21. Cazimirovici, E., *Cercetarea parametrilor procesului de laminare la rece a benzilor din oțel cu viteze ridicate*, Teza de doctorat, 1970.

- 22.Cazimirovici, E., *Cercetări cu privire la determinarea condițiilor de frecare la laminarea la rece cu viteze ridicate*, Rev.STUDII ȘI CERCETĂRI DE METALURGIE, Academia României, Tom 16, nr.2/1971
- 23.Deriaghin, D.V., *Ctio takoe trenia*, Izd.Akademia Nauk URSS,1963.
- 24.Cazimirovici,E., Belosevici,V.C., *Cercetări experimentale privind influența diferiților factori asupra forței specifice de frecare la laminarea la rece cu viteze ridicate*. Rev.STUDII ȘI CERCETĂRI DE METALURGIE, Editura Academiei României, Tom 17 , nr.1/1972.
- 25.Tafel,W., Schneider,E., *Das Greffen von Walzen bei veranderlicher Walzgeschwindigkeit*, Stahl und Eisen, nr.12/1924
- 26.Mizuno, T.,*J.of Japan Society for Technology of Plasticity*,nr.7/1966, p.383
- 27.Siebel, E., Lueg, W., *Über das Breiten beim Walzen*, Stahl und Eisen, nr.16/1937
- 28.Wusatowski, Z., *Grundlagen des Walzen*, Leipzig, 1963
- 29.Dresden, D., *Über die Voreilung beim Walzen*, Angewandte Mathematik und Mechanik, 1925, nr.1
- 30.Lueg, W., Schultze, F., *Einflus des Haspel und Bremszuges beim Kaltwahren von Bandstahl auf einem Zwölfwazan*, Stahl und Eisen, nr.60/1940
- 31.Cazimirovici, E.,s.a., *O nouă metodă de determinare a avansului la laminare*, Rev.Metalurgia, nr. 10/1988.
- 32.Ekelund, S., *Narga dynamiska forhallanden vid valsching*, Jernkontoreis Annaler, Nr.2, 1927.
- 33.Stone, M., *Iron and Steel Engn.*,v.33, nr. 12 / 1956.
- 34.Cazimirovici, E., *Metodă de determinare a schemei de reduceri pentru laminarea la rece a benzilor din oțel*, Rev.Metalurgia,nr.10/1972.
- 35.Cazimirovici, E., = *Calculul și realizarea captorilor de forță cu traductoare tensorezistive pentru măsurarea forțelor de deformare plastică*. Rev.Prelucrarea metalelor prin deformare plastică, MICM, nr.12/1971.
- 36.Şevakin, Iu.F., Gleiberg A.Z. = *Proizvodstvo trub*, Metallurghia, Moskva 1968
- 37.Rozov, N.V., = *Proizvodstvo trub – Spravočnik*, Metallurghia, Moskva 1974

VIITORUL

NATIONAL
&
INTERNATIONAL
BUSINESS
&
CONFERENCE
CENTER
„PAUNESCU
BROTHERS”



TRECUTUL

Hotelul a fost construit în anul 1930 în centrul Bucureştiului fără a fi clasat ca un hotel de lux.

Prin lucrările de modernizare efectuate între anii 1993...1996 hotelul **LIDO** a fost clasificat printre cele mai de lux hoteluri din Europa.

PREZENTUL

Hotelul **LIDO** dispune de un confort sporit în cele:

12 apartamente

30 camera duble

70 camere simple

și o exemplară deservire în:

- salonul de mic dejun
- barul de zi "MELODY"
- restaurantul "BLANCHE"



HOTEL LIDO

Bvd. Magheru 5-7 sector 1 Bucureşti

tel: 40.1.314.49.30 ; 40.1.312.18.06

fax: 40.1.312.65.44

CONSTAM GRUP BUZĂU

Str.Mesteacănului nr.1

Tel. & Fax.: 038.717.616

Tel.: 038.722.552

Grupul de firme

CONSTAM

activează pe piața de materiale pentru construcții a orașului Buzău încă din anul 1997, asigurând beneficiarilor locali și din alte județe ale țării următoarele servicii:

prin firma CONSTAM METAL S.A.

- Livrarea de produse metalurgice (oțel beton, plase sudate, profile laminate, țevi și table brut laminate sau zincate);
- Lubrifianți auto și industriali marca LUBRIFIN.

prin rețeaua de magazine ale firmei CONSTAM S.A.

- Comercializarea materialelor pentru finisaje în construcții (gresie, faianță, tencuieli, vopseluri);
- Comercializarea materialelor pentru instalații (sanitare, termice și electrice).

prin firma PRO CONSTRUCT S.A.

- Execuția de finisaje și instalații în construcții;
- Confecționarea de orice categorie de tâmplări cu geam termopan sau simplu, folosind profile din aluminiu sau PVC importate din Germania.

prin firma MAN TRANSPORT S.R.L.

- Execuță transporturi de mărfuri interne și internaționale pentru încărcături între 1...22 tone (între 3...98 m³).

Pentru produsele comercializate și serviciile prestate sunt promovate prețuri și condiții deosebit de favorabile clienților.

SAMetal

SAMETAL INTERNATIONAL TRADING AND CONSULTANCY COMPANY

HEAD OFFICE:

Mutevelli Ibrahim sokak 4 Ortakoy, ISTANBUL, 80840 TURKE
Phone: + 90.212.259 09 51 Fax: + 90.212.259 09 56
Telex: 26328 SECM TR
URL: www.sametal.com e-mail: info@sametal.com

ENGINEERING DIVISION:

Eski Uskudar yolu, Bodur Is Merkezi, No:8 Kat:4 Daire: 18
Icerenkoy, ISTANBUL, 81120 TURKEY
Phone: + 90.216.445 55 60 Fax: + 90.216.445 55 62
e-mail: samakina@superonline.com

Firma

SAMETAL INTERNATIONAL TRADING AND CONSULTANCY COMPANY

asigură beneficiarilor cu profil metalurgic sau de construcții de mașini din România, prin reprezentanța sa din București

S.C.CHRIS TEAM IMPEX S.R.L.

următoarele servicii:

- Livrarea de semifabricate și produse laminate din oțel;
- Livrarea de produse laminate, extrudate și trase din metale și aliaje neferoase;
- Intermedierea vânzării de orișice fel de produse metalurgice;
- Consultații în probleme tehnologice și de marketing

S.C.CHRIS TEAM IMPEX S.R.L.

General Manager Ing.Ştefan Bâlă

București- 3 B.ul Unirii 78, bl.J2, ap.45

Telefon: 01.323 98 43 Fax: 01.327 53 56

e-mail: info.chris@elt.ro