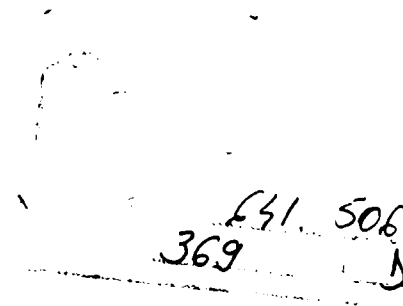


**TEZĂ DE DOCTORAT**

**CERCETĂRI PRIVIND ÎMBUNĂTĂȚIREA TEHNOLOGIEI  
DE EXECUȚIE ȘI TRATAMENT TERMIC A  
CILINDRILOR DE LAMINARE**



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

Doctorand,  
Ing. **BALAZSI ȘTEFAN**

2004

## SCOPUL LUCRĂRII

Intensificarea proceselor de laminare influențează în mod direct durabilitatea cilindrilor, aceștia fiind elementele cele mai sollicitate din întregul ansamblu al utilajelor tehnologice. Tehnologia de fabricație a cilindrilor de laminare, precum și calitatea materialelor utilizate cunosc o dezvoltare rapidă, determinată de concurență pe piața mondială prin calitățile excepționale ale cilindrilor fabricați.

În contextul economiei de piață, multe din întreprinderile producătoare de cilindri de laminare și firme din străinătate, cum sunt: Hitachi Metals și Yodogawa Steel, Works – Japonia, Akers – Suedia, Eisen – Werk Sulzan – Werfen - Germania, Sant'Eustacchio – Italia, pentru a face față concurenței au trebuit să-și dezvolte permanent sectoarele de cercetare, laboratoarele pentru verificarea calității cilindrilor și să creeze noi materiale cu caracteristici superioare.

Cilindrii de laminare, ca și multe alte organe de mașini din agregatele metalurgice sunt sollicitate la tensiuni complexe, variabile, cu influențe termice deosebit de pronunțate. Aceasta impune ca pentru intensificarea procesului de laminare să se cunoască performanțele de durabilitate în condițiile concrete de tensionare în procesul de exploatare. În acest scop, trebuie să cunoaștem cât mai exact caracterul solicitărilor, materialele folosite, evaluarea cât mai rapidă a caracteristicilor acestora și stabilirea unor procese de fabricație pentru cilindrii de laminare performanți, care să corespundă mai bine condițiilor reale din exploatare.

Cercetările noastre, efectuate cu scopul îmbunătățirii tehnologiei de execuție și tratament termic a cilindrilor de laminare reprezintă o noutate în acest domeniu de activitate pe plan național. Astfel, pentru punerea în evidență și clarificarea unor probleme din domeniul tehnologiei de fabricație a cilindrilor, s-a apelat la corelația științifică dintre acțiunea tensiunilor de toate nuanțele în directă legătură cu condițiile de lucru, cu structura materialelor utilizate și compoziția chimică a materialelor folosite. Acest lucru a impus folosirea din plin a rezultatelor cunoscute din practică pe care numai experiența ne-a permis să le aplicăm.

Lipsa unor cercetări aprofundate, complexe, teoretice și experimentale asupra proceselor tehnologice de fabricație a cilindrilor de laminare în mod deosebit a celor executați din oțelurile de tip Adomit, constituie un factor care reține pe loc posibilitățile exploatareii mai raționale a laminoarelor în funcțiune și îngreunează exploatarea lor.

Multe aspecte ale regimului termic de laminare la cald sunt încă insuficient studiate fapt ce impune experimentări pentru perfecționarea proceselor tehnologice de fabricație a cilindrilor.

Prezenta cercetare caută să răspundă la cât mai multe din problemele de îmbunătățire a tehnologiilor de fabricație a cilindrilor de laminare.

Considerăm că lucrarea de față este de utilitate practică imediată. Ea se înscrie în contextul valorificării din punct de vedere tehnic a perfecționării tehnologiilor de fabricație pentru cilindrii de laminare executați din oțeluri de tip Adamit și a oțelurilor 55VMoCr12, 85MoCrNi10 și 90VMoCr15, pentru care există o preocupare atentă din partea întreprinderilor metalurgice și a celor constructoare de mașini, având ca scop creșterea durabilității lor în exploatare.

Trebuie remarcat faptul că pentru studiul durabilității în exploatare a cilindrilor de laminare autorul a întreprins cercetări pentru studierea rezistenței la oboseală termică a cilindrilor de laminare fiind și coautor la două contracte de cercetare cu tema: „Cercetări asupra rezistenței la oboseală termică a cilindrilor de laminare la cald” contracte încheiate în anii 1996 și 1997 cu, Consiliul Național al Cercetării Științifice Universitare având nr. 5064/1996 și 7004/1997.

Cercetările au fost efectuate la S.C. „Siderurgica” S.A. Hunedoara unde s-au efectuat lucrările privind îmbunătățirile aduse proceselor tehnologice de fabricare a cilindrilor de laminare, și la Facultatea de Inginerie din Hunedoara, unde sau definitivat aspectele privind studiul rezistenței la oboseală termică a cilindrilor de laminare la cald.

Menționăm, fie în mod cu totul general că la efectuarea experimentărilor au apărut dificultăți mari și de nuanțele cele mai neașteptate. Cu toate acestea, rezultatele obținute justifică într-un anumit fel eforturile depuse pentru înlăturarea obstacolelor intervenite pe parcursul elaborării acestei lucrări.

Autorul folosește acest prilej de a exprima sincere mulțumiri și recunoștință Domnului Prof. dr. ing. ILCA IOAN, conducător științific al lucrării, pentru valoroasele sale îndrumări, pentru felul atent și eficient cu care am fost îndrumat.

De asemenea, autorul are o recunoștință deosebită pentru S.C. „Siderurgica” S.A. Hunedoara mulțumind călduros Conducerii Manageriale pentru înțelegerea manifestată și crearea condițiilor necesare în scopul efectuării cercetărilor privind îmbunătățirea tehnologiei de execuție și tratament termic a cilindrilor de laminare, precum și Facultății de Inginerie Hunedoara pentru posibilitățile acordate în finalizarea Studiului rezistenței la oboseală termică a cilindrilor de laminare existenți și a celor obținuți după îmbunătățirea tehnologiei de fabricație și exploatarea cilindrilor experimentați.

Considerăm că prezenta lucrare constituie o modestă contribuție la știința și experiența tehnologică cu privire la cilindrii de laminare executați din oțelurile de tip Adamit și a celor din mărcile 55VMoCr12, 85MoCrNi10 și 90VMoCr15.

*PARTEA I***FENOMENE DE SOLICITARE TERMICĂ A  
CILINDRILOR DE LAMINARE***CAPITOLUL 1***PROPAGAREA CĂLDURII ÎN CILINDRII  
PRIN LAMINARE LA CALD***1.1. ELEMENTE CARACTERISTICE DE PROPAGARE A  
CĂLDURII ÎN CILINDRII*

Schimbările de căldură la laminare au loc în sisteme materiale a căror părți componente se află la temperaturi diferite. Acestea sunt fenomene complexe care se desfășoară după legile fundamentale ale termodinamicii, care în teoria propagării căldurii iau aspecte particulare [1].

Principiul conservării căldurii, în cazul de față, se enunță astfel:

Dacă într-un sistem izolat teric schimbările de căldură se desfășoară fără reacții chimice, fără fenomene electromagnetice sau disociere și fără deplasări de mase, cantitatea de căldură a sistemului rămâne constantă ori care ar fi schimbările de căldură dintre părțile componente.

Al doilea principiu al termodinamicii în cazul propagării căldurii, poartă denumirea de principiu nivelării temperaturilor și are o importanță deosebită în toate fenomenele legate de cele termice, exprimându-se astfel:

Dacă într-un sistem izolat termic distribuția temperaturilor este neuniformă, între zonele cu temperaturi diferite ale sistemului vor avea loc schimbări de căldură, acestea din urmă scurgându-se din zonele cu temperaturi ridicate spre cele cu temperatură scăzută până la completa nivelare a temperaturii sistemului.

Procesul de nivelare decurge de la sine (fără intervenție din afară), este ireversibil și însoțit de o creștere corespunzătoare a entropiei sistemului.

Cercetarea schimbărilor de căldură a scos în evidență, toate cele trei moduri distincte de propagare a căldurii, cum sunt: conducția, convecția și radiația.

Deși în general cele trei moduri de propagare a căldurii coexistă în orice fenomen natural, în proporții diferite, în prezentul studiu se are în vedere modul de propagare a căldurii în cilindrii de laminare, prin contactul acestora cu materialul metalic încălzit la temperaturi de până la 1200<sup>0</sup>C.

Procesul de propagare a căldurii în spațiu poate fi caracterizat prin temperatura  $T(x_1, x_2, x_3, t)$  care primește pentru oricare dintre acești parametri o valoare unică bine definită.

Mulțimea valorilor care le poate avea temperatura  $T$  în tot spațiul pentru o valoare dată lui  $t$  se numește câmp de temperatură.

Dacă în ecuația de definiție a câmpului,

$$T = T(x_1, x_2, x_3, t)$$

apare explicit, că acest corp se numește variabil sau nestaționar, în caz contrar, câmpul este permanent sau staționar.

În cazul unui corp omogen și izotrop, cantitatea de căldură  $dQ$  ce străbate elementul de suprafață  $dS$  în timpul dat  $dt$ , este dată de relația lui Fourier:

$$dQ = -k \frac{\partial T}{\partial n} \cdot ds \cdot dt \quad (1.1)$$

în care:

$k$  – coeficient de conducție termică;

$\frac{\partial T}{\partial n}$  – derivata după normală a temperaturii în punctul  $(x_1, x_2, x_3)$  al elementului de suprafață  $dS$  în sensul scurgerii căldurii;

Se cunoaște că:

$$\frac{\partial T}{\partial n} = \frac{\partial T}{\partial x_j} n_j = \vec{n}_{grad} T, \text{ în care}$$

$n_j$  – sunt proiecțiile pe axele de coordonate  $k_j$  ( $j = 1, 2, 3$ ) ale vectorului unitar  $n$  al normalei orientate în sensul scurgerii căldurii pe elementul de suprafață  $dS$ .

Din relațiile de mai sus se poate scrie:

$$dQ = -k \cdot (n_{grad} T) \cdot dS \cdot dt \quad (1.2)$$

Cantitatea de căldură raportată la unitatea de timp și la unitatea de suprafață este:

$$q_n = q \cdot n \quad (1.3)$$

în care:

$$q = -k_{grad} T \text{ – este fluxul de căldură}$$

În cazul mediilor izotrope omogene  $K$  ia o valoare independentă de poziție, deci ecuația propagării căldurii se poate scrie:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \cdot \nabla^2 T + \frac{M}{c\rho} \quad a = \frac{K}{c\rho}$$

în care:

$T$  - temperatura în punctul  $T(x_1, x_2, x_3, t)$ ;

$C$  - căldura specifică în punctul  $C(x_1, x_2, x_3)$ ;

$K$  - coeficientul de conducție termică  $K(x_1, x_2, x_3)$ ;

$\rho$  - densitatea în punctul  $\rho(x_1, x_2, x_3)$ .

$$\nabla^2 T = \frac{\partial^2}{\partial x_1^2} + \frac{\partial^2}{\partial x_2^2} + \frac{\partial^2}{\partial x_3^2} - \text{operatorul lui Laplace.} \quad (1.4)$$

Când regimul de scurgere a căldurii este staționar, ecuația de mai sus se reduce la ecuația lui Poisson:

$$\nabla^2 T = -\frac{M}{K} \quad (1.5)$$

În medii lipsite de izvoare de căldură ( $M=0$ ) ecuația se reduce la ecuația lui Laplace:

$$\nabla^2 T = 0 \quad (1.6)$$

Se obțin simplificări importante atunci când temperatura depinde de două sau numai de o singură variabilă spațială.

Ecuația conducției căldurii pentru medii anizotrope omogene, când toți coeficienții  $k_{ij}$  iau valori constante, se scrie sub forma:

$$\frac{\partial}{\partial t}(c\rho T) = M + \sum_{ij=1}^3 k_{ij} \frac{\partial^2 T}{\partial x_i \partial x_j} \quad (1.7)$$

și pentru  $k_{ij}$  constanți se reduce la forma:

$$\frac{\partial}{\partial t}(c\rho T) = M + \sum_{i=1}^3 k_{ij} \frac{\partial^2 T}{\partial x_i^2}.$$

Dacă în locul primilor  $k_{ij}$  punem  $k_i$  ( $i=1, 2, 3$ ), atunci ecuația devine (în ipoteza că  $c$  și  $\rho$  sunt independente de timp):

$$c\rho \frac{\partial T}{\partial t} = M + k_1 \frac{\partial^2 T}{\partial x_1^2} + k_2 \frac{\partial^2 T}{\partial x_2^2} + k_3 \frac{\partial^2 T}{\partial x_3^2}$$

dacă în ecuație introducem  $a_i = \frac{k_i}{c\rho}$  ( $i=1,2,3$ ) care reprezintă diviziunea de temperatură în medii anizotrope, ecuația devine:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{M}{c\rho} + a_1 \frac{\partial^2 T}{\partial x_1^2} + a_2 \frac{\partial^2 T}{\partial x_2^2} + a_3 \frac{\partial^2 T}{\partial x_3^2} \quad (1.8)$$

## 1.2. CU PRIVIRE LA STAREA DE DEFORMARE ȘI TENSIUNE

În teoria elasticității liniare, componentele tensorului deformației se exprimă în funcție de componentele  $U_i$  ( $i=1,2,3$ ) ale vectorului de deplasare  $U$ , cu relația:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial U_i}{\partial k_j} + \frac{\partial U_j}{\partial k_i} \right) \quad (1.9)$$

Deformațiile  $\varepsilon_{ij}$  ( $\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ji}$ ) nu se pot da arbitrar, ele trebuie să satisfacă șase condiții de continuitate (sau de compatibilitate):

$$\frac{\partial^2 \varepsilon_{11}}{\partial x_2^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon_{22}}{\partial x_1^2} = 2 \frac{\partial^2 \varepsilon_{12}}{\partial x_1 \partial x_2};$$

$$\frac{\partial^2 \varepsilon_{22}}{\partial x_3^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon_{33}}{\partial x_2^2} = 2 \frac{\partial^2 \varepsilon_{23}}{\partial x_2 \partial x_3};$$

$$\frac{\partial^2 \varepsilon_{33}}{\partial x_1^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon_{11}}{\partial x_3^2} = 2 \frac{\partial^2 \varepsilon_{31}}{\partial x_3 \partial x_1};$$

$$\frac{\partial^2 \varepsilon_{11}}{\partial x_1 \partial x_3} = \frac{\partial}{\partial x} \left( -\frac{\partial \varepsilon_{23}}{\partial x_1} + \frac{\partial \varepsilon_{31}}{\partial x_2} + \frac{\partial \varepsilon_{12}}{\partial x_3} \right);$$

$$\frac{\partial^2 \varepsilon_{22}}{\partial x_3 \partial x_1} = \frac{\partial}{\partial x} \left( -\frac{\partial \varepsilon_{31}}{\partial x_2} + \frac{\partial \varepsilon_{12}}{\partial x_3} + \frac{\partial \varepsilon_{23}}{\partial x_1} \right);$$

$$\frac{\partial^2 \varepsilon_{22}}{\partial x_1 \partial x_2} = \frac{\partial}{\partial x} \left( -\frac{\partial \varepsilon_{12}}{\partial x_3} + \frac{\partial \varepsilon_{23}}{\partial x_1} + \frac{\partial \varepsilon_{31}}{\partial x_2} \right);$$

Prescurtat, condițiile din ecuațiile de mai sus se scriu:

$$\frac{\partial^2 \varepsilon_{ij}}{\partial x_h \partial x_k} + \frac{\partial^2 \varepsilon_{hk}}{\partial x_i \partial x_j} - \frac{\partial^2 \varepsilon_{jh}}{\partial x_i \partial x_k} + \frac{\partial^2 \varepsilon_{ik}}{\partial x_j \partial x_h} = 0 \quad (i, j, h, k = 1, 2, 3). \quad (1.10)$$

Schimbarea temperaturii unui corp produce în el (cu excepția unor cazuri speciale), tensiuni și deformații.

Dacă notăm cu  $\varepsilon_{ij}$  componentele deformației în cazul când nu se ține seama de variația temperaturii corpului și cu componentele deformației provocate numai în urma variației temperaturii de la zero la  $T$ , atunci vom avea:

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon'_{ij} + \varepsilon''_{ij} \quad (1.11)$$

Considerând un paralelipiped elementar din corpul amintit și presupunând că deformația acestui paralelipiped, în urma variației temperaturii de la zero la  $T$  și în ipoteza că fețele sale sunt libere de tensiuni, este de așa natură încât are loc numai variația volumului și nu a formei (unghiurilor) paralelipipedului, atunci:

$$\varepsilon''_{ij} = \alpha T \delta_{ij} \quad (i, j = 1, 2, 3) \quad (1.12)$$

în care:

$\alpha$  – coeficient de dilatare termică liniară;

$\delta_{ij}$  – simbolul lui Kronecker;

Pentru corpuri omogene și izotrope, coeficientul se consideră constant, iar relațiile dintre componentele deformației  $\varepsilon'_{ij}$  și componentele  $\sigma_{ij}$  ale tensiunii, în baza legii lui Hooke, se scriu sub forma:

$$\varepsilon'_{ij} = \frac{1}{2G} \left( \sigma_{ij} - \frac{\nu}{1+\nu} \cdot s \cdot \delta_{ij} \right) \quad (1.13)$$

în care:

$G$  – modulul (de forfecare) transversal de elasticitate;

$\nu$  – coeficientul lui Poisson;

$$S = \sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33} .$$

Ținând seama de relațiile anterioare, relația  $\varepsilon_{ij} = \varepsilon'_{ij} + \varepsilon''_{ij}$  se poate scrie sub forma:



$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2G} \left( \sigma_{ij} - \frac{\nu}{1+\nu} \cdot s \cdot \delta_{ij} \right) + \alpha T \delta_{ij} \quad (1.14)$$

dacă:

$e = \varepsilon_{11} + \varepsilon_{22} + \varepsilon_{33}$  se obține că:

$$i = \frac{1-2\nu}{E} S + 3\alpha T \quad (1.15)$$

în care:

$$E = 2G(1+\nu) - \text{modulul de elasticitate a lui Young.} \quad (1.16)$$

Rezolvarea sistemului pentru tensiuni permite obținerea relației:

$$\sigma_{ij} = 2G \left[ \varepsilon_{ij} + \frac{\nu}{1-2\nu} \cdot \left( e - \frac{1+\nu}{\nu} \alpha T \right) \cdot \delta_{ij} \right]. \quad (1.17)$$

Uneori este comod să folosim constantele  $\mu$  și  $\lambda$  ale lui Lamé. Cunoscând că:

$$G = \mu \cdot i ; \quad E = \frac{\mu(3\lambda + 2\mu)}{\lambda + \mu} ; \quad \nu = \frac{\lambda}{2(\lambda + \mu)}$$

relațiile de mai sus se pot scrie sub forma:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2\mu} \left( \sigma_{ij} - \frac{\lambda}{3\lambda + 2\mu} \cdot s \cdot \delta_{ij} \right) + \alpha T \delta_{ij}$$

$$\sigma_{ij} = 2\mu\varepsilon_{ij} + (\lambda e - \gamma T) \cdot \delta_{ij} \quad (1.18)$$

unde:

$$e = \frac{s}{3\lambda + 2\mu} + 3\alpha T$$

$$\gamma = (3\lambda + 2\mu) \cdot \alpha$$

Dacă toate componentele  $\sigma_{ij}$  sunt nule, atunci:

$$\varepsilon_{ij} = \alpha T \delta_{ij}$$

și înlocuind în condițiile de compatibilitate, obținem:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x_1^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial x_2^2} = 0 ; \quad \frac{\partial^2 T}{\partial x_3^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial x_2^2} = 0 ; \quad \frac{\partial^2 T}{\partial x_3^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial x_1^2} = 0 ;$$

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x_1 \partial x_2} = 0 ; \quad \frac{\partial^2 T}{\partial x_2 \partial x_3} = 0 ; \quad \frac{\partial^2 T}{\partial x_3 \partial x_1} = 0 .$$

Se observă că sistemul are soluția unică:

$$T = a_0 + a_1 x_1 + a_2 x_2 + a_3 x_3 \quad (1.19)$$

unde:  $a_0, a_1, a_2, a_3$  fiind constante arbitrare.

Ecuțiile echilibrului termoelastic obținute prin transformări:

$$\sigma_{ij} = 2\mu \cdot \left[ \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x_i \partial x_j} - \partial_{ij} \cdot \pi \cdot \nabla^2 \cdot \Phi \right]$$

$$\Phi = m a \int_0^t T^* dt + \Phi_0 + t \cdot \Phi_1$$

eliminând pe  $T^*$  se obține:

$$\Phi_{(x,t)} = -\frac{m}{4\pi k} \int_{E_n} \frac{M^*(\alpha_m, \omega) \exp[-i(\alpha_h, x_n + \omega t)]}{(\alpha_1^2 + \alpha_2^2 + \alpha_3^2) \cdot \left( \alpha_1^2 + \alpha_2^2 + \alpha_3^2 + i_3^2 \frac{\omega}{a} \right)} d\alpha_1 d\alpha_2 d\alpha_3 d\alpha_\omega \quad (1.20)$$

prin transformări în final, rezultă:

$$\sigma_{ij} = \frac{2G}{1-2\nu} \left[ \left( \nu \delta_{ij} \nabla^2 - \frac{\partial^2}{\partial x_i \partial x_j} \right) \frac{\partial \varphi_k}{\partial x_k} + (1+\nu) \nabla^2 \left( \frac{\partial \varphi_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \varphi_j}{\partial x_i} \right) \right]. \quad (1.21)$$

Se poate trece și în alte coordonate cum ar fi coordonatele cilindrice și sferice.

Dacă notăm cu  $r, \varphi, z$ , coordonatele cilindrice ale unui punct al corpului elastic, relațiile dintre deformații:  $\varepsilon_{rr}, \varepsilon_{\varphi\varphi}, \varepsilon_{zz}, \varepsilon_{r\varphi}, \varepsilon_{\varphi z}, \varepsilon_{zr}$ , și deplasările  $U_r, U_\varphi, U_z$  în secțiunile  $r = \text{const.}; \varphi = \text{const.}; z = \text{const.}$  se dau mai jos:

$$\varepsilon_{rr} = \frac{\partial U_r}{\partial r}; \quad \varepsilon_{\varphi\varphi} = \frac{1}{r} \left( \frac{\partial U_\varphi}{\partial \varphi} + U_r \right); \quad \varepsilon_{zz} = \frac{\partial U_z}{\partial z};$$

$$\varepsilon_{r\varphi} = \frac{1}{2} \left[ \frac{1}{r} \left( \frac{\partial U_\varphi}{\partial \varphi} - U_\varphi \right) + \frac{\partial U_\varphi}{\partial r} \right]; \quad \varepsilon_{\varphi z} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial U_\varphi}{\partial z} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial U_z}{\partial \varphi} \right);$$

$$\varepsilon_{z\varphi} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial U_z}{\partial r} + \frac{\partial U_r}{\partial z} \right);$$

$$r = (x_1^2 + x_2^2) \quad z = x_3.$$

Notând cu  $\sigma_{rr}, \sigma_{\varphi\varphi}, \sigma_{zz}, \sigma_{r\varphi}, \sigma_{\varphi z}, \sigma_{zr}$  tensiunile și cu  $F_r, F_\varphi, F_z$  proiecțiile forțelor masice, ecuațiile de tensiuni corespunzătoare ecuațiilor:

$$\frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} + F_i = 0 \quad (i = 1, 2, 3)$$

se scriu sub următoarea formă, în coordonate cilindrice:

$$\frac{\partial \sigma_{rr}}{\partial r} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \sigma_{\varphi r}}{\partial \varphi} + \frac{\partial \sigma_{zr}}{\partial z} + \frac{1}{r} (\sigma_{rr} - \sigma_{\varphi\varphi}) + F_r = 0; \quad (1.22)$$

$$\frac{\partial \sigma_{r\varphi}}{\partial r} + \frac{1}{r} \cdot \left( \frac{\partial \sigma_{\varphi\varphi}}{\partial \varphi} + 2\sigma_{r\varphi} \right) + \frac{\partial \sigma_{\varphi z}}{\partial z} + F_\varphi = 0; \quad (1.23)$$

$$\frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial r} + \frac{1}{r} \cdot \left( \frac{\partial \sigma_{\varphi z}}{\partial \varphi} + 2\sigma_{rz} \right) + \frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} + F_z = 0. \quad (1.24)$$

Dacă avem  $F_\varphi = 0$ ,  $U_\varphi = 0$ ,  $\sigma_{r\varphi} = \sigma_{\varphi z} = 0$  ecuațiile se reduc la sistemul:

$$\frac{\partial \sigma_{rr}}{\partial r} + \frac{\partial \sigma_{zr}}{\partial z} + \frac{1}{r} \cdot (\sigma_{rr} - \sigma_{\varphi\varphi}) + F_r = 0; \quad (1.25)$$

$$\frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial r} + \frac{1}{r} \cdot \sigma_{rz} + \frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} + F_z = 0. \quad (1.26)$$

Ecuațiile de mai sus scrise în deplasări iau forma:

$$\nabla^2 U_r - \frac{U_r}{r^2} + \frac{1}{1-2\nu} \cdot \frac{\partial e}{\partial r} - \frac{2(1+\nu)}{1-2\nu} \cdot \alpha \cdot \frac{\partial T}{\partial r} = 0; \quad (1.27)$$

$$\nabla^2 U_z - \frac{U_r}{r^2} + \frac{1}{1-2\nu} \cdot \frac{\partial e}{\partial z} - \frac{2(1+\nu)}{1-2\nu} \cdot \alpha \cdot \frac{\partial T}{\partial z} = 0. \quad (1.28)$$

în care:

$$e = \frac{\partial U_r}{\partial r} + \frac{1}{r} \cdot U_r + \frac{\partial U_z}{\partial z}; \quad \nabla^2 = \frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial^2}{\partial r} + \frac{\partial^2}{\partial z^2}. \quad (1.29)$$

### 1.3. TENSIUNI TERMICE NESTAȚIONARE ÎN CILINDRII

Considerăm un cilindru de lungime egală cu unitatea de formă tubulară (cum este cazul cilindrilor compuși), a căror rază interioară  $r = a$ , și exterioară  $r = b$ , având la început temperatura  $T = 0$ . Începând cu momentul  $t = 0$ , temperatura mediului din jurul celor două suprafețe cilindrice ale tubului variază cu timpul, rămânând cu simetrie axială. Presupunem că pe cele două baze ale tubului are loc un schimb de căldură cu mediul înconjurător. Ultima presupunere include cazurile limită ale izolării termice complete a celor două baze, precum și cazul temperaturii constante, egale cu zero, pe aceste două baze ale cilindrului.

În scopul determinării câmpului de temperatură, trebuie să rezolvăm ecuația:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \cdot \nabla^2 \cdot T \quad (1.30)$$

cu condiția inițială  $T = 0$  și cu condițiile limită, vom avea:

$$a_{11}T + a_{12} \frac{\partial T}{\partial z} \Big|_{z=1} = 0;$$

$$b_{11}T + b_{12} \frac{\partial T}{\partial z} \Big|_{z=0} = 0;$$

$$c_{11}T + c_{12} \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=b} = \varphi_{b(z,t)};$$

$$d_{11}T + d_{12} \left. \frac{\partial T}{\partial r} \right|_{r=a} = \varphi_a(z, t).$$

în care  $r$  este coordonata radială,  $z$  fiind coordonata axială, iar constantele  $a_{11}, \dots, d_{12}$  se determină, în fiecare caz particular, cu ajutorul formulei relatate.

$$\frac{\partial T}{\partial r} = \frac{k_0}{k}(\theta - t). \quad (1.31)$$

Aplicând transformata lui Laplace, obținem ecuația:

$$\nabla^2 T^* - \frac{s}{a} T^* = 0. \quad (1.32)$$

Soluția acestei ecuații poate fi luată sub forma:

$$T_1^* = A \cdot [I_0(\lambda r) + B_{k_0}(\lambda r)] \cdot [c_1 \cos \gamma z + c_2 \sin \gamma z]; \quad (1.33)$$

unde:

$$\lambda = \sqrt{r^2 + \frac{s}{a}}$$

iar soluția generală, atunci va fi:

$$T^* = \sum_{n=1}^{\infty} [A_n J_0(\lambda_n r) + B_n k_0(\lambda_n r)] \cdot z(\lambda_n z) \quad (1.34)$$

unde:

$$\gamma_n = \sqrt{\gamma_n^2 + \frac{s}{a}}.$$

Cele două șiruri pentru constantele  $A_n$  și  $B_n$  se pot determina din condițiile de limită după transformările lui Laplace. În acest caz, înlocuim în ele pe  $T$  prin  $T^*$ , iar  $\varphi_a(z, t)$  și  $\varphi_b(z, t)$  prin transformările lor  $\varphi_a^*(z, t)$  respectiv  $\varphi_b^*(z, t)$ , luate sub forma seriilor:

$$\varphi_a^*(z, s) = \sum_{n=1}^{\infty} C_n^a(s), z(r, z); \quad (1.35)$$

$$\varphi_c^*(z, s) = \sum_{n=1}^{\infty} C_n^b(s), z(r_n, z). \quad (1.36)$$

#### 1.4. TENSIUNI TERMICE ÎN CILINDRII DATORATE UNEI SURSE DE CĂLDURĂ NESTAȚIONARĂ

Se consideră cazul simplu al acțiunii unei surse de căldură nestaționară, plasată în originea sistemului de coordonate ale unui mediu elastic infinit. Evident, sursa de căldură considerată va da naștere la deplasări și tensiuni. Atât câmpul de temperatură cât și câmpul deplasărilor și cel al tensiunilor sunt, în cazul nostru, cu simetrie polară fiind deci funcții numai de  $R(R^2 = x_1^2 + x_2^2 + x_3^2)$  și de timpul  $t$ .

Soluția ecuației propagării căldurii, va fi:

$$\nabla^2 T - \frac{1}{a} \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = -\frac{Q}{a} \delta(R) \delta(t); \quad \nabla^2 = \frac{\partial^2}{\partial R^2} + \frac{2\partial}{R\partial R}$$

cu condiția inițială:

$$T(R, T)_{t=0} = 0;$$

și cu condiția de limită  $T=0$  pentru  $R \rightarrow \infty$  sau  $t \rightarrow \infty$ , este funcția:

$$T(r, t) = \frac{Q}{(4\pi t)^{3/2}} e^{-R^2/4at} \quad (1.37)$$

Ecuațiile termoelasticității în deplasări, cu considerarea termenilor inerțiali, au forma:

$$(\lambda + \mu) \frac{\partial e}{\partial x_i} + \mu \nabla^2 U_i - \rho \frac{\partial^2 U_i}{\partial t^2} = (3\lambda + 2\mu) \alpha \frac{\partial T}{\partial x_i}; \quad (i=1,2,3) \quad (1.38)$$

în care:

$$\mu = G \text{ și } \lambda = \frac{2G\nu}{1-2\nu} - \text{sunt coeficienții lui Lamé;}$$

$\rho$  – densitatea;

introducând potențialul termoelastic al deplasărilor în așa fel ca:

$$U_i = \frac{\partial \Phi}{\partial x_i}; \quad (i=1,2,3)$$

sistemul de ecuații se reduce la unica ecuație:

$$\nabla^2 \Phi - \sigma^2 \frac{\partial^2 \Phi}{\partial t^2} = mT \quad (1.39)$$

în care:

$$\sigma^2 = \frac{1}{c^2} ; \quad c = \left[ \frac{1-\nu}{1+2\nu} \cdot \frac{2G}{\rho} \right]^{1/2}$$

Cunoscând funcția  $\Phi$ , tensiunile  $\sigma_{ij}$  le determinăm cu ajutorul relației:

$$\sigma_{ij} = 2G \left[ \left( \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x_i \partial x_j} + \frac{\nu}{1-2\nu} \nabla^2 \Phi - \frac{1+\nu}{1-2\nu} \alpha T \right) \cdot \delta_{ij} \right]; \quad (1.40)$$

sau cu formulele:

$$\sigma_{ij} = 2G \left[ \left( \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x_i \partial x_j} - \delta_{ij} \nabla^2 \right) \Phi + \rho \frac{\partial^2 \Phi}{\partial t^2} \delta_{ij} \right]. \quad (1.41)$$

După transformări efectuate când sursele de căldură sunt distribuite după un domeniu oarecare  $V'$  al mediului elastic și fiind funcții de  $t$ , atunci potențialul lor corespunzător se determină:

$$\Phi(x_r, t) = \int_0^t d\varepsilon \int_{V'} Q(\xi_r, \varepsilon) \psi(x_r, \varepsilon_r, t - \varepsilon) dv'(\varepsilon_r); \quad (1.42)$$

iar tensiunile  $\sigma_{ij}$ , vor fi:

$$\sigma_{ij}(x, t) = 2G \int_0^t d\varepsilon \int_{V'} Q(\xi_r, \varepsilon) \left[ \frac{\partial^2 \varphi}{\partial x_i \partial x_j} - \delta_{ij} \nabla^2 \varphi \right] dv'(\xi_v) + \delta_{ij} \rho \int_0^t d\varepsilon \int_{V'} Q(\xi_r, \varepsilon) \frac{\partial^2 \varphi}{\partial t^2} dr'(\varepsilon_r) \quad (1.43)$$

### 1.5. ȘOC TERMIC PE SUPRAFAȚA UNUI CILINDRU DE LAMINARE

Să considerăm un cilindru elastic, de rază  $R$  și de lungime infinită, a cărei temperatură inițială este egală cu zero, la momentul  $t = 0$ , și se imprimă suprafeței cilindrului o temperatură  $T$ , egală cu  $T_0 e^{in\varphi}$ ,  $\varphi$  reprezentând unghiul polar.

Aplicând transformata lui Laplace ecuația propagării căldurii, va fi:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \nabla^2 T$$

prezentată în coordonate polare, rezultă:

$$\frac{\partial^2 T^*}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial T^*}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial^2 T^*}{\partial \varphi^2} - \frac{s}{a} \cdot T^* = 0. \quad (1.44)$$

Condiția limită corespunzătoare acestei situații, are forma:

$$T^*(r, \varphi) = \frac{T_0}{s} e^{in\varphi}. \quad (1.45)$$

Soluția aplicată pentru  $\gamma \rightarrow \infty$  cu condiția de limită, se poate scrie sub forma:

$$T^*(r, \varphi, s) = T_0 \frac{I_n\left(r\sqrt{s/a}\right)}{SI_n\left(R\sqrt{s/a}\right)} e^{in\varphi}. \quad (1.46)$$

Transformata inversă a expresiei, efectuată cu ajutorul teoremei reziduurilor este:

$$T(r, \varphi, t) = T_0 \left[ \left(\frac{r}{R}\right)^n - 2 \sum_{m=1}^{\infty} \frac{I_n(\beta_m \cdot r/R)}{\beta_m I_n + 1(\beta_m)} \cdot e^{-\beta_m^2 a t / R^2} \right] \cdot e^{in\varphi} = T_0 F(r, t) \cdot e^{in\varphi} \quad (1.47)$$

unde prin  $\beta_m$  s-au notat rădăcinile pozitive ale ecuației  $I_n(\beta_m) = 0$

Starea de tensiune  $\sigma_{ij}$  poate fi găsită cu ajutorul funcției  $F$  a lui Airy. În cazul nostru, funcția  $F$  o luăm sub forma:

$$F(r, \varphi) = R^2 (A_n \rho^n + B_n \rho^{n+2}) e^{in\varphi} \quad (1.48)$$



Tensiunile corespunzătoare acestei funcții au forma:

$$\bar{\sigma}_{rr} = \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial F}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial^2 F}{\partial \varphi^2} = -[n(n-1) \cdot (n-2) \cdot \beta_n \cdot \rho^n] \cdot e^{in\varphi} \quad (1.49)$$

$$\bar{\sigma}_{\varphi\varphi} = \frac{\partial^2 F}{\partial r^2} = [n \cdot (n-1) \cdot A_n \rho^{n-2} + (n+2) \cdot (n-1s) \cdot \beta_n \cdot \rho^n] \cdot e^{in\varphi} \quad (1.50)$$

$$\bar{\sigma}_{r\varphi} = -\frac{\partial}{\partial r} \left( \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial F}{\partial \varphi} \right) = -n[(n-1) \cdot A_n \rho^{n-2} + (n+1) \cdot \beta_n \cdot \rho^n] \cdot e^{in\varphi} \quad (1.51)$$

$$\sigma_{zz} = \nu \cdot \nabla^2 \cdot F = \nu \cdot (\bar{\sigma}_{rr} + \bar{\sigma}_{\varphi\varphi}) \quad (1.52)$$

Din condiția limită:

$$\bar{\sigma}_{rr} + \bar{\sigma}_{\varphi\varphi} = 0 \quad ; \quad \bar{\sigma}_{r\varphi} + \bar{\sigma}_{r\varphi} = 0 \quad ; \quad \text{pentru } \rho = 1$$

rezultă:

$$A_n = -B_n = -\frac{E_\alpha T_0}{1-\nu} \sum_{m=1}^{\infty} \frac{1}{\beta_m^2} \cdot \left( 1 - e^{-\beta_m \alpha t \cdot R^2} \right) \quad (1.53)$$

Tensiunile corespunzătoare se obțin cu ajutorul relațiilor:

$$\sigma_{ij} = \bar{\sigma}_{ij} + \bar{\sigma}_{ij}$$

Însumând seriile care intră în partea soluției ce nu depinde de timpul  $t$  și prezentând funcțiile  $\rho^n$  sub forma dezvoltării Fourier – Bessel după funcțiile  $\rho_n(\beta_m \rho)$  și utilizând relațiile de transformare, se ajunge la expresia tensiunilor sub forma:

$$\sigma_{rr} = \frac{E_\alpha T_0}{1-\nu} \cdot \left\{ \rho^2 s_1 + \frac{2n(n-1)}{\rho^2} \cdot s_2 + [(n+1) \cdot (n+2) \cdot \rho^2 - m(n-1)] \cdot \rho^{n-2} s_3 \right\} \cdot e^{in\varphi} \quad (1.54)$$

$$\sigma_{\varphi\varphi} = \frac{E_\alpha T_0}{1-\nu} \left[ 2S_0 - 4(n+1)\rho^n S_3 \right] \cdot e^{in\varphi} - \sigma_{rr} \quad (1.55)$$

$$\sigma_{r\varphi} = \frac{E_\alpha T_0}{1-\nu} \cdot \left\{ -\frac{2}{\rho} \cdot s_1 + \frac{2(n-1)}{\rho^2} s_2 + [n(n+1)\rho^2 - (n-1)] \cdot \rho^{n-2} s_3 \right\} \cdot ine^{in\alpha} \quad (1.56)$$

$$\sigma_{zz} = \sigma_{rr} + \sigma_{\rho\rho} + E_{\alpha} T_0 [4(n+1)s_3 - 1] \cdot \rho^n \cdot e^{in\varphi} = \nu(\sigma_{rr} + \sigma_{\varphi\varphi}) - E_{\alpha} T \quad (1.57)$$

în care:

$$s_0 = \sum_{m=1}^{\infty} \frac{I_n \cdot (\beta_m \rho)}{\beta_m I_{n+1}(\beta_m)} \cdot e^{-\beta_m^2 at / R^2}$$

$$s_1 = \sum_{m=1}^{\infty} \frac{I_{n+1} \cdot (\beta_m \rho)}{\beta_m^2 I_{n+1}(\beta_m)} \cdot e^{-\beta_m^2 at / R^2}$$

$$s_2 = \sum_{m=1}^{\infty} \frac{I_n \cdot (\beta_m \rho)}{\beta_m^3 I_{n+1}(\beta_m)} \cdot e^{-\beta_m^2 at / R^2}$$

Pentru  $\rho = 1$ , rezultă:

$$s_1 = \sum_{m=1}^{\infty} \frac{1}{\beta_m^2} \cdot e^{-\beta_m^2 at / R^2}$$

## 1.6. TENSIUNI TERMICE ÎN CILINDRII DE LAMINARE ELASTOPLASTICI

Admitem faptul că cilindrii de laminare sunt de formă tubulară, ceea ce este valabil în cazul cilindrilor compuși, având raza interioară egală cu  $a$  și cu raza exterioară egală cu  $b$ , supuși fiind la presiunii interioare egale cu  $p$  și în același timp, acțiunii unui câmp de temperatură  $T(r)$  presupus staționară și cu simetrie axială (axa de simetrie fiind axa  $z$  a cilindrului).

Presupunem că tensiunile sunt atât de mari încât în cilindru are loc o curgere plastică.

Ne folosim de coordonatele cilindrice  $r, \varphi, z$ .

În ipoteza că cilindrul are o lungime suficient de mare, atunci se poate considera că tensiunile și deformațiile nu depind de  $z$ . Întru-cât tensiunile transversale rămân plane, urmează că  $\varepsilon_{zz} = const$ . În virtutea simetriei tensiunile  $\sigma_{rr}, \sigma_{\varphi\varphi}, \sigma_{zz}$ , apar ca principale.

Atât în domeniul elastic cât și în cel plastic, are loc ecuația de echilibru:

$$r \frac{d\sigma_{rr}}{dr} + \sigma_{rr} - \sigma_{\varphi\varphi} = 0 \quad (1.58)$$

precum și relații geometrice:

$$\varepsilon_{rr} = \frac{dU}{dr} \quad ; \quad \varepsilon_{\varphi\varphi} = \frac{U}{r} \quad (1.59)$$

în care  $u$  este deplasarea radială și presupunem că deformațiile sunt mici.

Rezolvarea acestor probleme în baza condiției de plasticitate a lui Mises și a ecuațiilor lui Prandt – Reuss, implică greutăți mari din punct de vedere matematic.

Dacă însă folosim condiția de plasticitate a lui Tresca, atunci soluția (valabilă bineînțeles în anumite limite determinate) apare comparativ ca fiind simplă.

Înainte de toate presupunem că:

$$\sigma_{\varphi\varphi} > \sigma_{zz} > \sigma_{rr}$$

În baza acestei ipoteze, condiția lui Tresca ia forma:

$$f = \sigma_{\varphi\varphi} - \sigma_{rr} - \sigma_0 = 0 \quad (1.60)$$

Presupunem însă că limita de curgere  $\sigma_0$  cât și constantele elastice și termice ale materialului pot fi considerate drept mărimi constante în intervalul de temperatură considerat.

În baza relațiilor de mai sus, legea de curgere asociată cu condiția de plasticitate, ne dă:

$$d\varepsilon_{\varphi\varphi}^{(p)} = -d\varepsilon_{rr}^{(p)} \quad ; \quad d\varepsilon_{zz}^{(p)} = 0$$

În felul acesta, deformația axială  $\varepsilon_{zz}$  este de natură pur elastică și deci:

$$\varepsilon_{zz} = \frac{1}{E} \left[ \sigma_{zz} - \nu(\sigma_{rr} + \sigma_{\varphi\varphi}) \right] + \alpha T \quad (1.61)$$

Variația volumului:  $3\varepsilon = \varepsilon_{rr} + \varepsilon_{\varphi\varphi} + \varepsilon_{zz}$  este pur elastică. Și, ținând seama de relația de mai sus, aceasta devine:

$$\frac{du}{dr} + \frac{u}{r} + \varepsilon_{zz} = \frac{1-2\nu}{E} \cdot (\sigma_{rr} + \sigma_{\varphi\varphi} + \sigma_{zz}) + 3\alpha T$$

Înlocuind valorile lui  $\sigma_{zz}$  prin cele ale lui  $\varepsilon_{zz}$  și a lui  $\sigma_{\varphi\varphi}$  prin valoarea sa, din relații anterioare se poate scrie ecuația:

$$\frac{du}{dr} + \frac{u}{r} = \frac{(1-2\nu) \cdot (1+\nu)}{E} \cdot \left( 2\sigma_{rr} + r \frac{d\sigma_{rr}}{dr} \right) - 2\nu\varepsilon_{zz} + 2(1+\nu) \cdot \alpha T$$

care se mai poate prezenta și sub forma:

$$\frac{d}{dr}(ru) = \sigma_{rr} \frac{(1-2\nu) \cdot (1+\nu)}{E} \cdot \frac{d}{dr}(r^2 \sigma_{rr}) - 2\nu r \varepsilon_{zz} + 2(1+\nu) \cdot \alpha r T$$

Efectuând integrarea, rezultă deplasarea radială:

$$u = \sigma_{rr} \frac{(1-2\nu) \cdot (1+\nu)}{E} \cdot r \sigma_{rr} - \nu r \varepsilon_{zz} + \frac{2(1+\nu)\alpha}{r} \cdot \int r T dr + \frac{c}{r} \quad (1.62)$$

c - constanta de integrare;

distribuția temperaturii în cazul staționar, are forma:

$$T = M + 2N \log r \quad M = \frac{T_1 \log b}{\log b - \log a} \quad N = \frac{-T_1}{2(\log b - \log a)}$$

Temperatura pe conturul interior și pe cel exterior al cilindrului are valoarea  $T=T_1$  pentru  $r = a$  și  $T = 0$  pentru  $r = b$ . Este ușor de văzut că:

$$\int r T dr = \frac{1}{2}(M - N)r^2 + Nr^2 \log r \quad (1.63)$$

Trecem la calculul tensiunilor:

În domeniul elastic are loc legea lui Hooke:

$$\varepsilon_{rr} = \frac{du}{dr} = \frac{1}{E} [\sigma_{rr} - \nu(\sigma_{\varphi\varphi} + \sigma_{zz})] + \alpha T \quad (1.64)$$

$$\varepsilon_{\varphi\varphi} = \frac{u}{r} = \frac{1}{E} [\sigma_{\varphi\varphi} - \nu(\sigma_{rr} + \sigma_{zz})] + \alpha T \quad (1.65)$$

Eliminând din aceste relații pe U și având în vedere valoarea lui  $\sigma_{zz}$  și a lui  $\sigma_{\varphi\varphi}$ , din relațiile de mai sus rezultă:

$$\frac{d^2 \sigma_{rr}}{dr^2} + \frac{3}{r} \cdot \frac{d\sigma_{rr}}{dr} + \frac{E\alpha}{1-\nu} \cdot \frac{1}{r} \cdot \frac{dT}{dr} = 0$$

Dacă pentru T se admite expresia anterioară, prin integrare se obține:

$$\sigma_{rr} = \frac{c_1}{r^2} + c_2 - \frac{E\alpha N}{1-\nu} \cdot \log r \quad (1.66)$$

Limita dintre  $r = \rho$  a domeniului plastic se determină cu condiția  $f = \sigma_{\varphi\varphi} - \sigma_{rr} - \sigma_0 = 0$ , care se reduce la forma:

$$r \frac{d\sigma_{rr}}{dr} \Big|_{r=\rho} = \sigma_0.$$

Introducând valorile pentru  $\sigma_{rr}$  și efectuând unele transformări, se obține:

$$c_1 = -\frac{1}{2} \left( \sigma_0 + \frac{E\alpha N}{1-\nu} \right) \cdot \rho^2$$

$$c_2 = -\frac{E\alpha N}{1-\nu} \cdot \log b - c_1 \cdot \frac{1}{b^2}$$

Pentru zona plastică, este valabilă relația:

$$r \frac{d\sigma_{rr}}{dr} = \sigma_0 ; \quad a \leq r \leq \rho$$

în ipoteza că  $\sigma_0 = const$ . Prin  $c$ , s-a notat constanta de integrare. Pentru determinarea acesteia s-a folosit condiția de continuare a lui  $\sigma_{rr}$  pe limita domeniului elastic, obținându-se:

$$\sigma_{rr} = \sigma_0 \log \frac{r}{\rho} + \frac{E\alpha N}{1-\nu} \cdot \log \frac{b}{\rho} - \frac{1}{2} \cdot \left( \sigma_0 + \frac{E\alpha N}{1-\nu} \right) \cdot \left( 1 + \frac{\rho^2}{b^2} \right) \quad a \leq r \leq \rho \quad (1.67)$$

Rămâne să satisfacem condiția la limită  $\sigma_{rr} = -p$  pe suprafața interioară  $r = a$ :

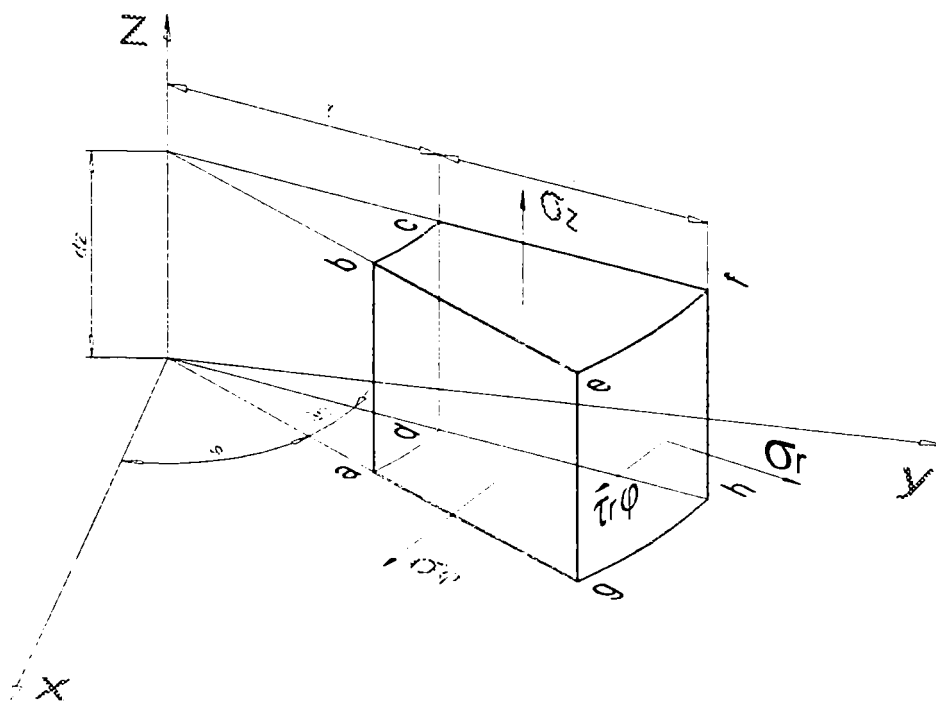
$$\sigma_0 \log \frac{a}{\rho} + \frac{E\alpha N}{1-\nu} \cdot \log \frac{b}{\rho} - \frac{1}{2} \cdot \left( \sigma_0 + \frac{E\alpha N}{1-\nu} \right) \cdot \left( 1 - \frac{\rho^2}{b^2} \right) + p = 0 \quad (1.68)$$

Tensiunile  $\sigma_{\varphi\varphi}$  și  $\sigma_{zz}$  în domeniul plastic se determină cu relațiile prezentate anterior.

### 1.7. CONSIDERAȚII PRIVIND TENSIUNILE DIN CILINDRII, PRODUSE DE REGIMUL TERMIC DE LAMINARE LA CALD

Cilindrii de laminare suportă solicitări variabile complexe ca urmare a tensiunilor termice cu valori preponderente și a celor de încovoiere, răsucire și presiune de contact. Tensiunile într-un element material al cilindrului trebuie studiate în coordonate tridimensionale în funcție de starea de tensiune volumetrică [3], [4], [4]. Menționăm că pentru simplitatea reprezentărilor notăm doar tensiunile normale, pe care le numim principale și numai una din tensiunile tangențiale radiale care acționează în elementul material al cilindrului, toate celelalte tensiuni tangențiale fiind nule. În consecință, figura 1.1 prezintă vectorial acțiunea tensiunilor termice normale și tangențiale ce acționează în cilindrii de laminare, în care deosebim:

- $\sigma_r$  - tensiunea normală ce acționează în direcție radială, perpendicular pe suprafața efg;
- $\sigma_\varphi$  - tensiunea normală circumferențială ce acționează perpendicular pe suprafața abeg;
- $\sigma_z$  - tensiunea normală axială ce acționează perpendicular pe suprafața bcef;
- $\tau_{r\varphi}$  - tensiunea tangențială radială ce acționează pe suprafața efg;



*Fig. 1.1. Reprezentarea vectorială a tensiunilor normale și tangențiale produse de variațiile de temperatură într-un element al cilindrului.*

Tensiunile normale care acționează pe fețele elementului material separat din cilindru, sunt tensiuni principale, pentru care semnul (+), indică o acțiune de întindere, iar (-) compresiune. Pentru tensiunile tangențiale se consideră semnul (+) dacă direcția lor coincide cu direcția pozitivă a axei de coordonate, și (-), când acționează pe direcția negativă a acestora.

Variațiile câmpurilor de temperatură radial simetrice, respectiv variația temperaturii medii  $\bar{t}$ , produce în cilindrii de laminare la fiecare trecere tensiuni termice ciclice, având valori specifice procesului de laminare. După [1], [2], tensiunile termice din cilindrii de laminare determinate din studiul „Bazelor termoelasticității” [5] se determină cu relațiile (1.69), (1.70), (1.71).

$$\sigma_{r(\rho,\tau)} = \frac{E \cdot \alpha}{1 - \mu} \left[ \int_0^1 \bar{t}_{(\rho,\tau)} \rho d\rho - \frac{1}{\rho^2} \int_0^\rho \bar{t}_{(\rho,\tau)} \rho d\rho \right]; \quad (1.69)$$

$$\sigma_{\varphi(\rho,\tau)}^s = \frac{E \cdot \alpha}{1 - \mu} \left[ \int_0^1 \bar{t}_{(\rho,\tau)} \rho d\rho - \frac{1}{\rho^2} \int_0^\rho (\rho, \tau) d\rho - \bar{t}_{(\rho,\tau)} \right]; \quad (1.70)$$

$$\sigma_{z(\rho,\tau)}^s = \frac{E \cdot \alpha}{1 - \mu} \left[ 2 \int_0^1 \bar{t}_{(\rho,\tau)} \rho d\rho - \bar{t}_{(\rho,\tau)} \right]; \quad (1.71)$$

În aceste relații:

$\bar{t}_{(\rho,\tau)}$  - reprezintă temperatura medie, respectiv integrala funcției care descrie variația câmpului de temperatură în intervalul unghiului de rotație  $\varphi = 2\pi$ ;

$\rho$  - raza specifică în secțiunea cilindrului  $\rho = \frac{r}{R}$ ; dacă  $r = R$  atunci

$\rho = 1$ , iar în cazul  $r = 0$ ,  $\rho = 0$ ;

$r$  - rază oarecare în secțiunea cilindrului;

$\tau$  - timpul de care depinde temperatura medie  $\bar{t}_{(\rho,\tau)}$ , acesta joacă un rol de parametru, indicând că pentru fiecare trecere din procesul de laminare, temperatura medie poate fi diferită;

$E$  - modulul longitudinal de elasticitate;

$\alpha$  - coeficient de dilatare liniară;

$\mu$  - coeficient de contracție transversală.

Menționăm că indicele exponențial „s”, reprezintă ciclul simetric de temperatură.

Câmpurile de temperatură radial asimetrice, adică acele temperaturi care depășesc nivelul temperaturilor medii  $\bar{t}$ , produc la fiecare rotație a cilindrilor de laminare tensiuni termice ciclice, generând oboseala termică. După [1]; [2] tensiunile termice în cilindrii de laminare, determinate din studiul termoelasticității tuburilor cu

pereți groși, prin repartizarea asimetrică a câmpurilor staționare de temperatură [6], se determină cu relațiile (1.72), (1.73), (1.74) și (1.75):

$$\sigma_r^{as} = -\frac{E \cdot \alpha}{2(1-\mu)} \cdot \frac{\rho}{R} \cdot \left[ \frac{1}{\rho^2} - 1 \right] \cdot [t_{(1,\varphi)} - \bar{t}] \quad (1.72)$$

$$\sigma_\varphi^{as} = \frac{E \cdot \alpha}{2(1-\mu)} \cdot \frac{\rho}{R} \cdot \left[ 3 - \frac{1}{\rho^2} \right] \cdot [t_{(1,\varphi)} - \bar{t}] \quad (1.73)$$

$$\sigma_{r\varphi}^{as} = E \cdot \alpha \left\{ \frac{\mu}{1-\mu} \cdot \frac{\rho}{R} \cdot \left( 2 - \frac{1}{\rho^2} \right) \cdot [t_{(1,\varphi)} - \bar{t}] - t_{(\rho,\varphi)} \right\} \quad (1.74)$$

$$\Gamma_{r\varphi}^{as} = \frac{E \cdot \alpha}{2(1-\mu)} \cdot \frac{\rho}{R} \cdot \left[ \frac{1}{\rho^2} - 1 \right] \cdot \frac{\partial [t_{(1,\varphi)} - \bar{t}]}{\partial \varphi} \quad (1.75)$$

în care:

$t_{(1,\varphi)}$  - reprezintă variația temperaturii pe suprafața cilindrului de laminare;

$t_{(\rho,\varphi)}$  - variația temperaturii în secțiunea radială cilindrilor de laminare, la nivelul razei specifice  $\rho$ .

Indicele exponențial „as” reprezintă ciclul asimetric de temperatură.

Rezolvarea numerică a relațiilor (1.69), (1.70), (1.71), pentru determinarea tensiunilor termice produse de câmpurile simetrice de temperatură, precum și a relațiilor (1.72), (1.73), (1.74), (1.75), după care se determină tensiunile produse de câmpurile asimetrice de temperatură, în cazul concret al cilindrilor de laminare din caja unui laminor de semifabricate, se poate face determinând experimental diagramele de temperatură la care sunt solicitați cilindrii în timpul exploatarei.



## CAPITOLUL 2

# ALEGEREA ȘI EXPLOATAREA CILINDRILOR DE LAMINARE LA CALD

### 2.1. ANALIZA SITUAȚIEI ACTUALE

Pe lângă proprietățile de exploatare, cilindrilor li se impun și condiții cu caracter economic care constau în alegerea nu a celor mai ieftini cilindrii ci a celor care la consumuri minime asigură productivități maxime ale laminorului.

În țările avansate industrial pentru determinarea economicității cilindrilor se practică indicatorul exprimat prin costul acestora raportat la o tonă de laminate. Un asemenea indicator este comod pentru compararea consumului de cilindrii numai la laminoarele de același tip.

Rezistența la uzură și rezistența la temperaturi ridicate este indicat să se aprecieze în tone de laminate ce revin la 1 mm de crustă îndepărtată prin șlefuirea tăbliei cilindrului. Din practica industrială se constată că chiar în cazul acelorași linii de laminare și acelorași sorturi de cilindrii, compararea acestora din urmă diferă de la o întreprindere la alta deoarece lucrează în condiții diferite, care depind de tipul agregatelor de încălzire, modul de calibrare a cilindrilor, modul de repartizare a eforturilor între diferite caje, duritatea apei folosită la răcire, regimul de preîncălzire al cilindrilor și de răcire a lor, precum și alți factori.

De aceea, recomandările privind alegerea cilindrilor nu pot fi categorice și ca urmare, adesea, cilindrii cei mai scumpi nu pot fi și cei mai economici.

Nu întotdeauna exploatarea în condiții grele a cilindrilor exercită o influență negativă asupra durabilității acestora. Din contră, exploatarea intensă, însă ritmică a laminorului exercită o influență favorabilă asupra cilindrilor deoarece întreruperi dese ale temperaturii de laminare (oscilații dese ale temperaturii cilindrilor) conduc la formarea defectelor pe tăblia cilindrilor și uneori chiar la ruperea acestora.

La alegerea cilindrilor trebuie să se țină seama de tipul laminorului, productivitatea orară, cajele pentru care trebuie să se realizeze cilindrii, mărirea reducerii, calitatea oțelurilor care se laminează, calibrarea cilindrilor, diametrele maxime și minime, temperatura de lucru a cilindrilor și modul de răcire în timpul exploatării.

Pentru o mai precisă alegere a cilindrilor este necesar să se cunoască suplimentar cele mai dese cauze ale scoaterii lor din uz, durabilitatea medie între două restrunjiri, grosimea stratului de metal din crustă care se îndepărtează la o prelucrare și numărul mediu de montări a cilindrilor într-o caje dată.

După un studiu cu privire la consumul de cilindri în procesul de laminare la cald pentru o perioadă de zece ani laminoarele fiind amplasate după o instalațiile de turnare continuă, în România au rezultat în medie următoarele consumuri de cilindrii pe tipuri de laminoare:

➤ laminoare semifabricate .....	0,40	kg/t oțel laminat;
➤ laminoare de profile grele .....	1,8 ... 2,0	kg/t oțel laminat;
➤ laminoare de profile mijlocii .....	1,5	kg/t oțel laminat;
➤ laminoare de profile mici .....	0,45	kg/t oțel laminat;
➤ laminoare sârmă .....	0,40	kg/t oțel laminat.

Pentru laminarea unei tone de oțel în produs finit se consumă în medie 1,03 kg cilindrii de laminare. Astfel, pentru laminarea unui milion de tone de oțel se consumă în medie cel puțin 1030 tone cilindri de laminare, reprezentând o valoare de:

$$1030 \times \text{tone} \times 50.000.000 \text{ lei/tonă oțel cilindru} = 51.500.000.000 \text{ lei.}$$

La nivelul economiei naționale în perioada unui an se laminează peste patru milioane tone oțel în produse finite, reprezentând un consum valoric de cilindrii de peste 206 miliarde lei, cifră ce justifică inițierea unor ample cercetări cu aport economic însemnat.

Din analiza efectuată pe o perioadă de zece ani, a rezultat că a opta parte din cilindrii de laminare sunt scoși din exploatare înainte de încheierea ciclului de funcționare datorită ruperilor, producând avarii și opriri accidentale sau datorită unor uzuri premature. Pagubele produse nu se rezumă numai la costul cilindrilor, aceste consecințe negative se extind și asupra pierderilor de producție dereglând întregul flux tehnologic.

Rezultă că o problemă de mare actualitate pentru industria metalurgică o reprezintă durabilitatea scăzută în exploatare a cilindrilor de laminare care lucrează în condiții de solicitări variabile datorate procesului de deformare, solicitări care se repetă la anumite intervale ciclice.

Deformarea materialului metalic produce în primul rând uzura abrazivă a cilindrilor de laminare la care se adaugă acțiunea tensiunilor mecanice normale și tangențiale, precum și tensiunile produse de variații ale temperaturii, care au cele mai însemnate valori. Starea de solicitare compusă este rezultatul acțiunii simultane a tensiunilor de încovoiere rotativă, presiune de contact, compresiune și întindere, precum și tensiunile produse de variațiile ciclice de temperatură. La toate acestea se mai adaugă și tensiunile interne rezultate în urma aplicării tratamentelor termice.

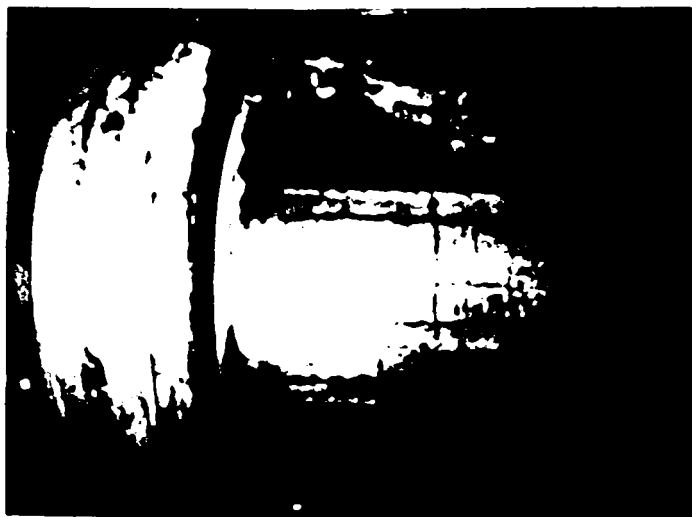
Repetarea fenomenului de încălzire și răcire la fiecare rotație a cilindrilor de laminare produce variații ciclice de temperatură atât în straturile superficiale cât și în secțiunea cilindrilor, care sunt generatoare de tensiuni termice variabile ce ajung la valori însemnate, depășind în multe cazuri limita de rezistență a materialului din care sunt confecționați cilindrii respectivi, producând fisuri specifice în stratul superficial al calibrelor.

Este important să analizăm faptul că temperatura cilindrilor de laminare este influențată de mai mulți factori tehnologici, dintre care se menționează:

- temperatura de laminare;
- viteza de laminare, respectiv numărul de rotații a cilindrilor de laminare;
- lungimea materialului care se laminează;
- durata de laminare;
- durata pauzelor din timpul procesului de laminare;

- masa laminatului în comparație cu masa cilindrilor de laminare.

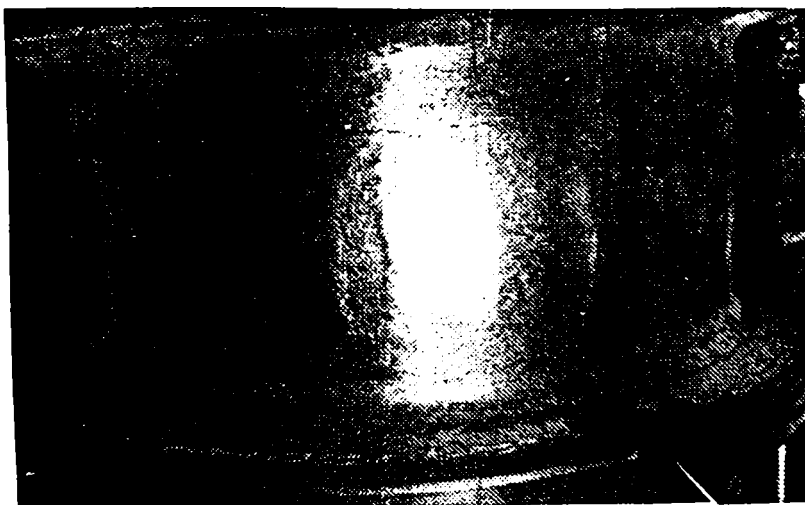
O analiză detaliată a factorilor amintiți arată că toți cilindrii de laminare la cald suportă într-un anumit mod oboseala termică care se manifestă prin fisuri specifice ce se propagă în stratul superficial a calibrelor de laminare. Astfel de fisuri se manifestă în mod deosebit de pronunțat la cilindrii forjați din oțel care de obicei au



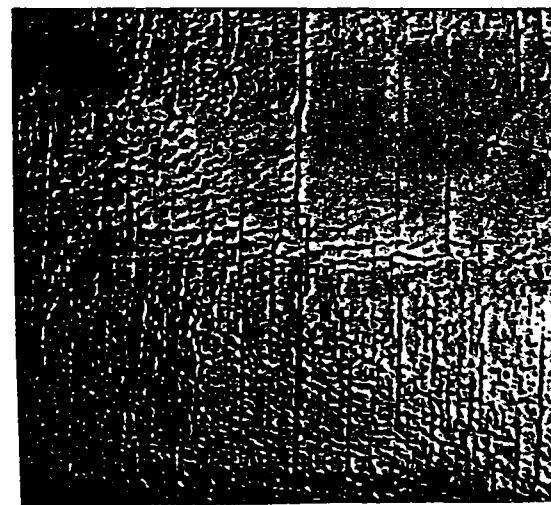
*Fig.2.1. Aspectul calibrului de lucru la un laminor de semifabricate pe suprafața căruia se observă fisurile cu nuanțe de crăpături.*

un număr mic de rotații, cum sunt cilindrii din cajele degrositoare.

În fig.2.1. se observă aspectul fisurilor de oboseală pe un cilindru dintr-un laminor de semifabricate unde se folosesc cilindrii forjați din oțel.



*Fig.2.2,a – Calibru de lucru la un bluming, observându-se fisurile de oboseală termică cu nuanțe de crăpături.*



*Fig.2.2,b Aspectul fisurilor de oboseală apărute pe suprafața cilindrilor la bluming.*

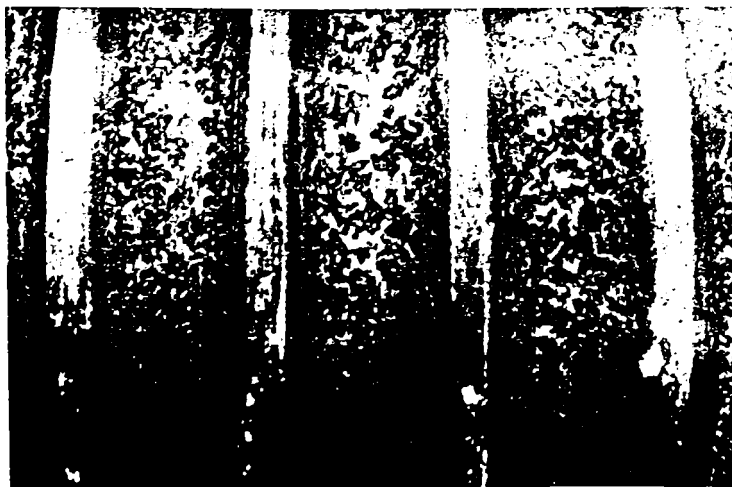
Aspectul fisurilor de distrugere a calibrelor cilindrilor de laminare apare mult mai evident la cilindrii de lucru a laminoarelor bluming și de semifabricate, precum și la rolele de ghidare de la instalațiile de turnare continuă. Aspectul fisurilor de oboseală termică la cilindrii unui bluming se prezintă în fig.2, a, b.



*Fig.2.3. - Aspectul fisurilor de oboseală apărute pe suprafața calibrului la un cilindru de laminare din oțel Adamit.*



*Fig.2.4,a - Aspectul calibrului pentru cilindrul din fontă FD1. Diametrul nominal  $\phi$  320mm, iar după recalibrări,  $\phi$  293mm.*

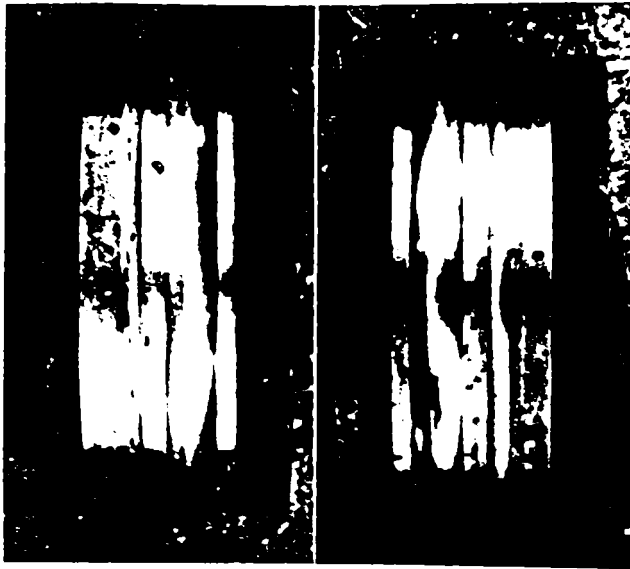


*Fig.2.4,b - Aspectul uzurii sub formă de pe calibrul cilindrului din fontă FD1, pe care s-au laminat 900 t.*

Fisurile de oboseală termică se atenuează substanțial la cilindrii din oțelurile de tip Adamit care au o largă utilizare datorită proprietății de împiedecare a propagării fisurilor de oboseală. La acești cilindrii, propagarea fisurilor de oboseală termică are ca obstacole de dezvoltare nodulii de grafit din structura stratului superficial a cilindrilor de laminare.

În fig. 2.3, se prezintă ansamblul calibrului unui cilindru executat din oțel Adamit, la caja laminorului de sârmă 3 de la „Siderurgica” Hunedoara unde s-au efectuat cercetările pentru îmbunătățirea tehnologiei de fabricație a cilindrilor de laminare. De asemenea, în figurile 2.4, a și b se observă aspectul uzurii pe calibrele unui cilindru din caja de lucru a aceluiași laminor. Cilindrul respectiv, din trenul intermediar, este turnat din fontă FD1, a suportat șase recalibrări și s-au laminat 900 tone oțel/calibru.

Distrugerea calibrelor de laminare se poate și la cilindrii executați din carburi metalice ce lucrează în blocurile finisoare a laminoarelor de sârmă. Astfel, în figura 2.5, se poate observa ansamblul calibrelor unui cilindru-rolă, având diametrul nominal  $\text{Ø}216$  mm, care după 20 recalibrări a ajuns la  $\text{Ø}205$  mm. Pe acest cilindru s-au laminat 2000 tone oțel. În zona calibrelor celor doi cilindrii analizați se observă exfolieri și ciupituri produse pe suprafața calibrelor,



*Fig.2.5. Ansamblul calibrelor unui cilindru-rolă cu exfolieri și ciupituri.*

De obicei uzura cilindrilor la o montare în caje se socotește după grosimea minimă a crustei de lucru care se îndepărtează prin restrunjire pentru restabilirea profilului inițial.

Cu cât duritatea crustei de lucru a cilindrilor este mai ridicată, cu atât uzura este mai scăzută, dar nu există o dependență directă între aceste două caracteristici. Dacă în condițiile respectării tehnologiei, uzura cilindrilor este totuși prea mare, atunci se recurge la alegerea unui alt tip de cilindrii, ținând seama de caracteristicile de rezistență ale acestora.

Din figurile prezentate s-a observat că la acțiunea termică a materialului ce se laminează, pe tăblia cilindrilor apar rețele fine de crăpături. Acest defect apare ca urmare a oboselii metalului în urma încălzirii suprafeței cilindrului la contactul cu laminatul până la temperaturi de  $600^{\circ}\text{C}$ , sau chiar mai mult și răcirea bruscă cu apă până la temperaturi de  $50 \dots 150^{\circ}\text{C}$ .

Structura materialului de pe suprafețele cilindrilor pentru laminarea profilelor, precum și a cajelor degrositoare este destul de neomogenă. Alături de separări grosolane de cementită (dură și fragilă), în cilindrii pot exista zone mari de perlită cu diferite grade de dispersie, precum și grafit nodular sau lamelar. De aceea, uzura suprafeței cilindrilor nu poate fi uniformă. În timpul exploatării cilindrilor, particulele de grafit sunt smulse din masa metalică de bază sau ard. Ca rezultat apar o mulțime de ciupituri în zona suprafeței care vine în contact cu materialul metalic încălzit. Sub influența concomitentă a presiunilor mari, a apei de răcire și a acțiunii oxidante a aerului, apar pe suprafața de lucru rețele de oxizi care duc la dezvoltarea unor fisuri fine.

Ca urmare a apariției pe suprafața cilindrilor a diverselor rugozități, uzura acestora se mărește cu atât mai mult cu cât temperatura lor este mai scăzută, deoarece oxizii devin mai duri.

Uzura cilindrilor de orice tip este amplificată de vitezele periferice diferite, ca urmare a diferenței dintre diversele părți ale tăbliei. Adesea, schimbarea sistemului de calibrare în scopul egalizării vitezelor periferice contribuie la micșorarea forțelor de frecare în calibrele puternic solicitate și deci la reducerea uzurii acestora. În aceste

datorită tensiunilor complexe cauzate de temperatura și presiunea de contact dintre laminat și calibrul.

Din cele prezentate rezultă că durabilitatea în exploatare a cilindrilor este determinată în principal de rezistența lor la uzură care depinde nu numai de calitatea aliajului din care aceștia sunt realizați ci și de natura oțelului care se laminează, precum și de modul și condițiile în care ei lu – crează.



situații este indicată folosirea cilindrilor cu calibre turnate, care au durabilități mai mari.

Deformări mari ale crustei au loc în cazul patinării și opririi cilindrilor, când datorită contactului mai îndelungat al acestora cu laminatul au loc încălziri locale ce provoacă tensiuni de întindere ce pot determina formarea crăpăturilor longitudinale. Este foarte periculoasă situația când apa de răcire cade pe suprafața caldă a cilindrului care a patinat.

Cilindrii înalt aliați care au durități ridicate necesită o deosebită atenție la încălzirea și răcirea lor deoarece tensiunile termice care apar pot provoca chiar ruperea acestora. Deoarece la încălziri rapide suprafața cilindrilor se dilată iar miezul rece este supus acțiunii forțelor de întindere, ruperea survine în cazul depășirii rezistenței aliajului din care s-au turnat cilindrii.

Fenomene asemănătoare se observă și în cazul răcirii bruște a cilindrilor. De aceea, înainte de montarea în caje, cilindrii se vor preîncălzi cu viteză redusă până la temperatura lor de lucru și se vor răci cu viteză lentă în cazul demontării din caje. La răcire și încălzire cilindrii se vor menține atât timp cât este necesar pentru egalizarea temperaturii pe întreaga lor secțiune. Vitezele de încălzire și de răcire depind de dimensiunile cilindrilor. Metoda de încălzire nu are nici un rol, importantă fiind asigurarea uniformității încălzirii. Adesea, pentru acest lucru se folosesc sisteme speciale de preîncălzire electrică care se aplică pe cilindrii. Pentru răcire se folosesc camere speciale foarte bine izolate din punct de vedere termic.

Răcirea cilindrilor cu apă în timpul procesului de laminare joacă un rol deosebit în menținerea integrității acestora. Nerespectarea regimului de răcire poate determina apariția unor tensiuni termice în cilindrii.

Răcirea cilindrilor nu trebuie să fie nici prea lentă nici prea rapidă, ci executată corespunzător cu materialul din care este executat cilindrul și în conformitate cu condițiile impuse laminatului. Astfel, la răcirea cilindrilor aliați, folosiți la laminoarele continue, temperatura stabilită pentru suprafața cilindrului trebuie să se afle în limitele  $70 \dots 90^{\circ}\text{C}$ . Exploatarea cilindrilor la temperaturi mai ridicate conduce la descompunerea treptată a structurii martensitice, și deci la scăderea durității acestora.

La laminoarele mari de profile, pentru creșterea durabilității în exploatare este de preferat ca răcirea să se facă prin adăugarea în calibrul a unei emulsii de ungere care protejează calibrul contra uzurilor avansate.

La folosirea emulsiei se constată creșterea calității suprafeței laminatelor, micșorarea consumului de energie, ceea ce uneori permite mărirea presiunilor de laminare [1]; [2].

Adăugarea emulsiei se întrerupe automat între perioadele de trecere a materialului metalic printre cilindrii.

## CAPITOLUL 3

## ANALIZA TEHNOLOGIEI DE FABRICAȚIE ȘI TRATAMENT TERMIC A CILINDRILOR DE LAMINARE

### 3.1. CILINDRII DIN OȚEL TURNAT DE TIP ADAMIT

Pentru cilindrii de laminare din oțel de tip Adamit, există instrucțiuni și norme interne privind execuția și recepția lor. Acești cilindrii sunt fabricați din oțel hipereutectoid, cu conținutul de carbon ridicat, aliat cu Ni, Cr, Mo, cunoscut sub denumirea de Adamit și având simbolizarea după norme interne OTA 1, OTA 2 și OTA 3, reprezentând oțel turnat Adamit din grupele 1, 2, 3, deosebirea dintre aceste grupe fiind dată de compoziția chimică și duritatea pe tăblie după tratamentul final.

COMPOZIȚIA CHIMICĂ A OȚELURILOR DE TIP ADAMIT

Tabelul 3.1.

OȚEL MARCA	COMPOZIȚIA CHIMICĂ [ % ]								
	C	Si	Mn	P <sub>max.</sub>	S <sub>max.</sub>	Cr	Ni	Mo	Cu <sub>max</sub>
OTA1	1,8÷2,0	0,3÷0,6	0,6÷0,8	0,04	0,01	1,0÷1,2	max. 0,5	0,3÷0,5	0,2
OTA2	1,8÷2,0	0,7÷0,9	0,5÷0,9	0,04	0,02	0,8÷1,2	max. 0,5	0,3÷0,5	0,2
OTA3	1,8÷2,0	1,8÷2,0	1,8÷2,0	0,04	0,02	1,0÷1,2	1,6÷2,0	0,3÷0,5	0,2

De asemenea, se remarcă faptul că norma pentru cilindrii prevede și posibilitatea de livrare a lor cu abateri de la limitele elementelor prevăzute în compoziția chimică din tabelul 3.1, impunând doar condiția asigurării unei structuri și durități corespunzătoare condițiilor de exploatare.

Norma existentă impune ca după tratamentul termic final, duritatea suprafeței tăbliei să fie în limitele:

- OTA 1 – 320 ... 360 HB sau 46 ... 52 Shore C;
- OTA 2 – 300 ... 330 HB sau 45 ... 50 Shore C;
- OTA 3 – 380 ... 430 HB sau 55 ... 62 Shore C.

Stabilirea mărcilor de oțeluri hipereutectoide de tip Adamit, pentru producția internă de cilindri de laminare, la "Siderurgica" Hunedoara, ajută la urmărirea comportării cilindrilor în exploatare pe caje de lucru și dimensiuni făcând posibilă prin rezultatele cercetărilor efectuate, eliminarea în totalitate a importului de cilindri.

Tehnologia de fabricație a cilindrilor de laminare din cele trei grupe de oțeluri Adamit s-a aflat până la inițierea și aplicarea în producție a acestor cercetări într-o fază nedecisă, căutându-se soluții tehnologice pentru creșterea rezistenței la uzură și diminuarea tensiunilor interne, care de cele mai multe ori produc distrugerea cilindrilor în exploatare.

Astfel, se poate considera asimilată numai tehnologia de turnare, care nu a mai ridicat probleme deosebite în execuția cilindrilor, având doar deficiențe în privința scoaterii acestora din forme și a răcirii lor după turnare. Din cauza răcirii neregulate, structura obținută nu asigură duritatea și durabilitatea necesară în exploatare. A rezultat de asemenea că o atenție mai mare trebuie acordată controlului solidificării metalului lichid în forma de turnare.

Pentru a asigura obținerea unor cilindri lipsiți de defecte, solidificarea trebuie să se producă progresiv, de la secțiunea transversală cea mai mică, spre secțiunea cea mai mare. Con tracția are loc în cursul fiecărei etape a procesului de solidificare și trebuie să fie compensată prin alimentare cu metal lichid din zonele învecinate solidificării. Pentru a compensa contracția care se produce în interiorul părții cu secțiunea cea mai mare, care se solidifică ultima, se prevede o masetă cu volum corespunzător, care îndeplinește funcția de rezervor de metal lichid. Pentru a obține avantajul unei curgeri gravitaționale în timpul acestui proces de solidificare – turnare, precum și pentru a obține proprietăți mecanice dorite, masetota este amplasată întotdeauna în partea superioară a formei de turnare, așezată la rândul ei în poziție verticală (fig.3.1).

Procesul tehnologic de turnare a cilindrilor include următoarele etape:

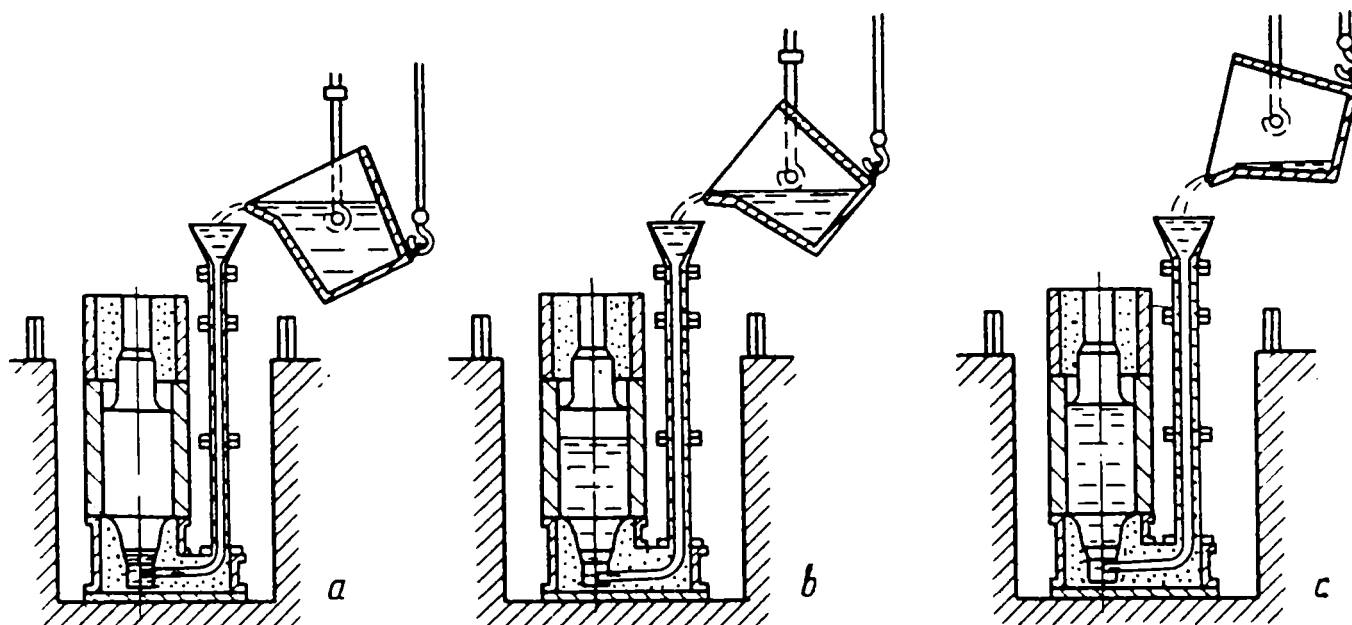


Fig.3.1. Schema de turnare a cilindrilor



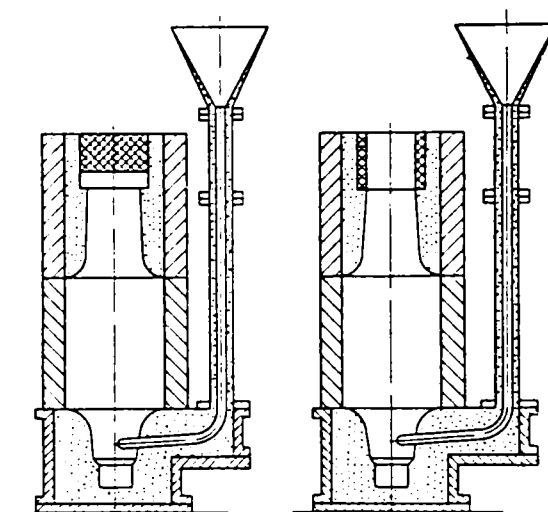
Prima etapă (fig.3.1,a) reprezintă începutul turnării și ea se realizează cu un jet subțire. Forma se toarnă până la acoperirea cu metal a secțiunii alimentatorului (fig.3.1,a), adică cca. 5s. De îndată ce secțiunea alimentatorului a fost acoperită cu metal, viteza de turnare se mărește iar turnarea se face cu pâlnia umplută cu metal (fig.3.1,b). După umplerea cu metal a formei fusului superior, viteza se reduce și se continuă umplerea cu viteză redusă a maseletei cilindrului astfel ca să se întrerupă turnarea în momentul în care metalul a ajuns la nivelul prestabilit (fig.3.1,c).

La turnare, oțelul pătrunde în fusul inferior printr-un canal de turnare tangențial cu periferia fusului. S-a introdus acest sistem pentru a obține o mișcare de vârtejire la intrarea oțelului în formă.

Efectul centrifugal concentrează murdăria și impuritățile în centrul materialului metalic topit ce se ridică în forma de turnare, și pe măsură ce acesta continuă să se ridice, impuritățile sunt purtate în sus, în maselotă.

Cavitatea din maselotă este completată prin turnarea de metal topit prin maselotă în corpul cilindrului, pentru a compensa concentrația în timpul solidificării.

Pentru îmbunătățirea condițiilor de solidificare a cilindrilor din oțel Adamit obținuți prin rețea de turnare tangențială, forma se umple prin rețea ceva mai sus de marginea tăbliei, restul turnându-se prin maselotă. La terminarea turnării se îndepărtează zgura de pe suprafața materialului metalic din maselotă. După 5 ... 10 min. de la turnare, maselotă se alimentează cu oțel cald și peste acesta se administrează materiale exoterme sau plăci, termoizolante (fig.3.2). La turnarea cilindrilor foarte mari, această operație se repetă de 1 ... 2 ori.



*Fig. 3.2. Schema de protejare a maseletei cu amestecuri exoterme și termoizolante*

Forma secțiunii transversale obținută pe această cale se apropie de forma unui con întors. Această amplasare este adesea modificată sau chiar inversată, din cauza formei necesare a cilindrului, precum și din cauza regulii generale considerându-se mai bine ca, capătul acționat să fie amplasat în partea inferioară. În această situație s-a efectuat un control sever asupra procesului de solidificare. Au fost experimentate mai multe soluții pentru aceasta, una dintre ele constă în a prevedea o grosime suplimentară pentru porțiunea în care secțiunea este prea mică, pentru a obține o

solidificare corectă în raport cu restul piesei turnate.

Un alt mijloc de a controla procesul de solidificare în formele de turnare a metalului topit, este accelerarea acestui proces prin folosirea „răcitorilor pentru forme”, constituiți din blocuri, inele sau segmenti groși de metal introduși în forme, aproape de suprafața care intră în contact cu metalul lichid. Răcirea realizată pe această cale nu are numai efectul de a accelera solidificarea, dar și de a favoriza formarea unei cruste dense cu granulație fină în zonele de contact ale cilindrului, ceea ce constituie o caracteristică foarte apreciată. Deși procesele de formare și turnare sunt controlate cu mare atenție, se întâmplă adesea ca particule de amestec să fie fixate accidental pe suprafața cilindrului turnat și pentru a putea elimina aceste defecte de suprafață, în timpul prelucrării ulterioare pe mașini unelte, cilindrii sunt adesea turnați supradimensional. Surplusul de metal trebuie să aibă însă o grosime corespunzătoare, astfel încât cazurile în care tratamentul termic precede celelalte operații de prelucrare a cilindrilor, crusta dură obținută prin tratamentul termic să nu fie eliminată în timpul prelucrării prin așchiere.

Pentru obținerea unor cilindrii fără defecte, este foarte important să se determine temperaturile optime și vitezele de turnare. Turnarea cilindrilor din oțel cu temperaturi și viteze prea înalte conduce la creșterea tendinței de formare a golurilor de contracție, precum și de apariție a crăpăturilor la cald.

Experiența turnării cilindrilor din oțel hipereutectoid aliat cu Cr, Ni, Mo, arată posibilitatea obținerii unor rezultate mai bune când temperatura de turnare este de 1520 ... 1540<sup>0</sup>C. La mărirea temperaturii de turnare se grăbește scoaterea din uz a cochilei și crește tendința de formare a aderențelor.

Cutiile din oțel ale formelor de turnare sunt cilindrice și au posibilitatea să fie desfăcute în două jumătăți longitudinale. Operația începe prin ștamparea amestecului de formare corespunzător în fiecare din cele două jumătăți ale cutiei, după care modelul montat pe arborele rotativ este fixat de o jumătate a cutiei și rotit astfel încât să scobească amestecul de formare, corespunzător conturului modelului. Aceeași operație se execută și cu cealaltă jumătate a formei.

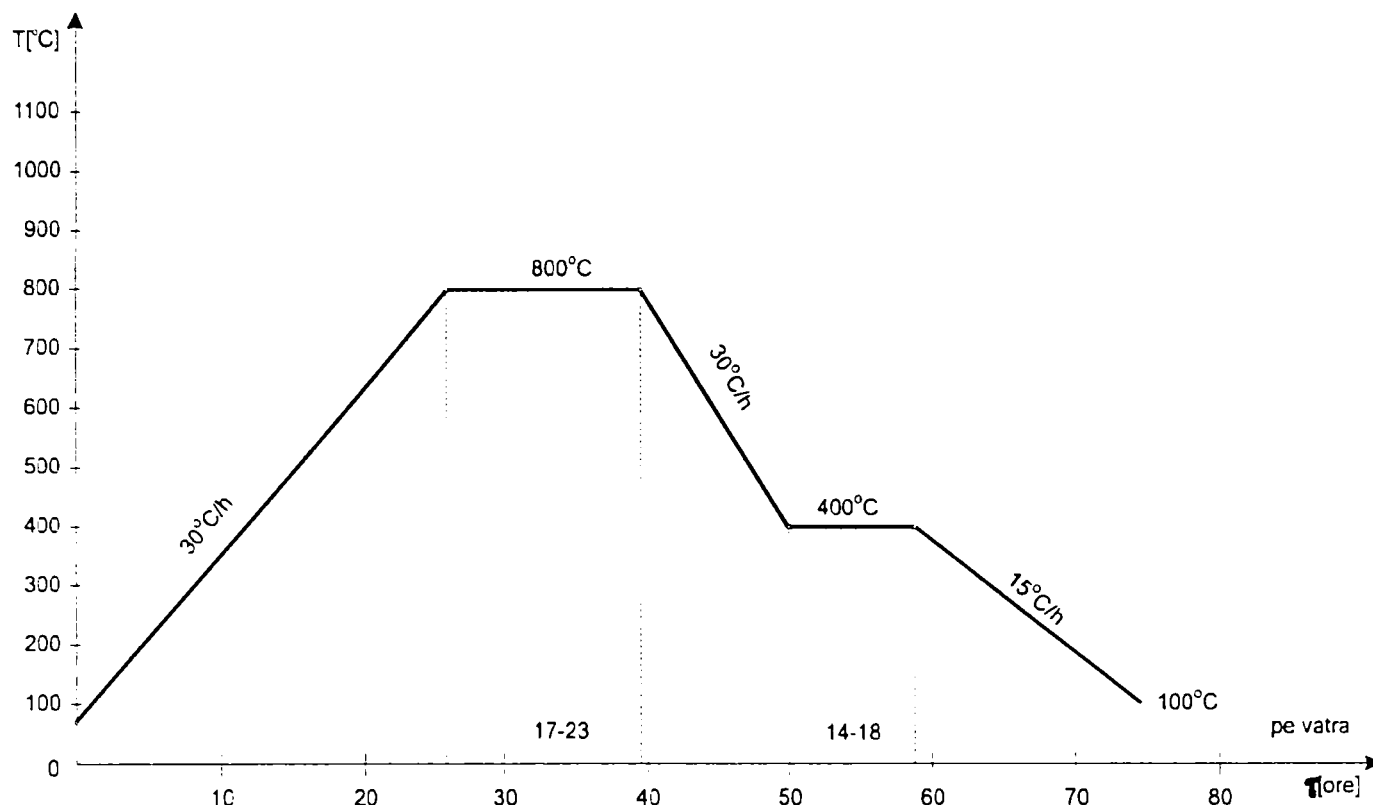
După scoaterea prin dezbatere a cilindrilor turnați din oțel hipereutectoid din formele de turnare, aceștia sunt pregătiți pentru tratamentul termic primar. Trebuie menționat că tratamentul termic primar și secundar la cilindrii din toate grupele de oțeluri Adamit nu a fost asimilat, efectuându-se în mod empiric, fără nici-o bază de cercetare științifică.

Pentru exemplificare, analizăm în continuare câteva elemente din tratamentele termice efectuate la acești cilindrii după tehnologia clasică.

Astfel, după această tehnologie, cilindrii erau în primul rând supuși unui tratament termic primar, constând dintr-o recoacere de detensionare, conform unei ciclograme prezentate în figura 3.3.

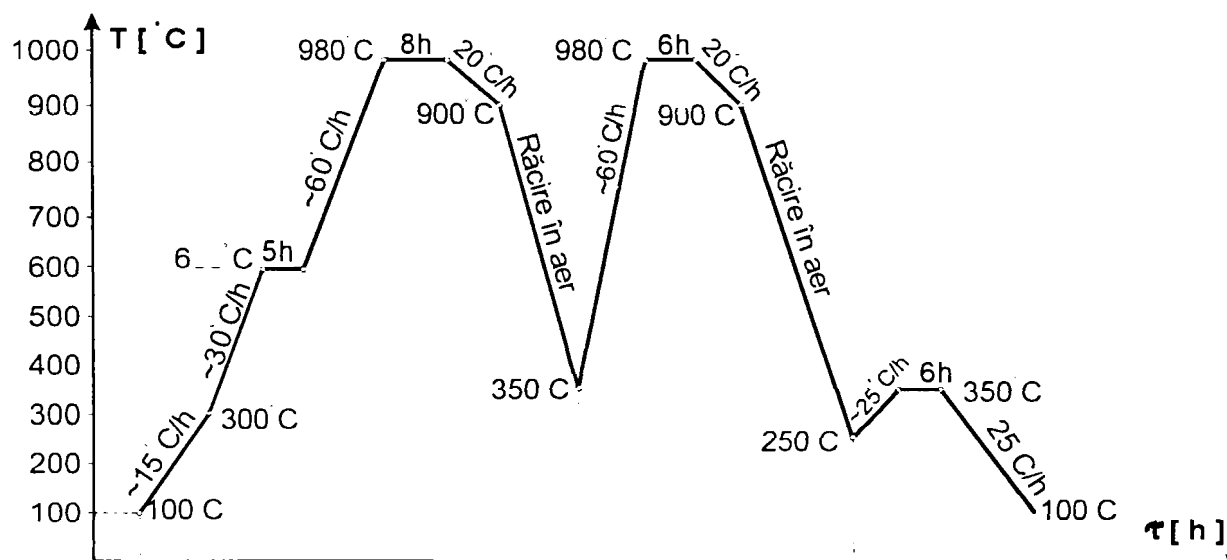
Timpii de menținere la temperaturile date se apreciau pentru fiecare cilindru în parte funcție de diametru și de modul de așezare a acestora în cuptor.

În ce privește tratamentele termice secundare care se aplicau cilindrilor din oțel hipereutectoid de tip Adamit, erau de asemenea într-o stare neclară, căutându-se mai multe variante de obținere a unei structuri cu masă de bază perlitică fină și cementită proeutectoidă fragmentată fin și omogen distribuită, având marginile rotunjite.



*Fig. 3.3. – Ciclograma pentru tratamentul termic primar a cilindrilor de laminare, după tehnologia clasică.*

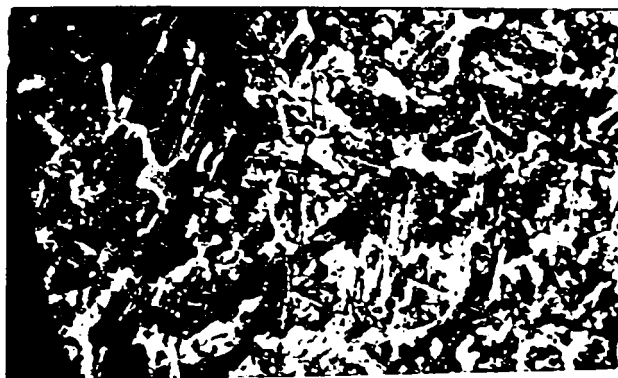
Pentru optimizarea structurii cilindrilor s-au experimentat mai multe variante de tratamente secundare realizate după ciclograme dintre care am selectat ultimele două variante, considerate ca fiind mai reprezentative pentru scopul urmărit. Astfel în fig. 3.4. este dată penultima variantă la tratamentul termic secundar pentru cilindrii cu



*Fig. 3.4. – Ciclograma pentru tratamentul termic secundar a cilindrilor de laminare din oțel hipereutectoid de tip Adamit.*

dimensiunile  $\varnothing 540 \times 900$  mm.

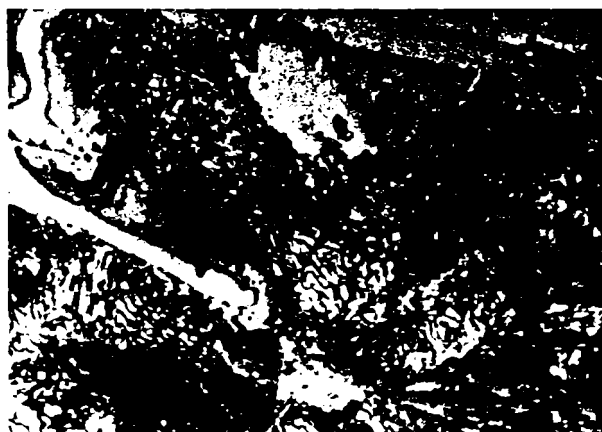
Din cilindrul considerat cu dimensiunile  $\varnothing 540 \times 900$  s-au prelevat probe pentru determinarea structurii în stare de semifabricat turnat. De asemenea, s-a măsurat pe tăblie o duritate de  $401 \div 409$  HB, iar structura obținută pe proba luată la o adâncime de 32 mm, prezentată în figura 3.5, este formată din perlită și cementită aciculară.



*Fig.3.5. - Structura probei la o adâncime de 32mm din secțiunea tăbliei unui cilindru turnat, atac nital 2%  $\times$  50.*

Din același cilindru s-au prelevat probe din fus, la o adâncime de 32 mm, iar structura rezultată este dată în fig. 3.6, din care se observă o structură fină, plus cementita grosolană de formă aciculară.

Rezultă că, tratamentul secundar efectuat după această variantă, respectiv o

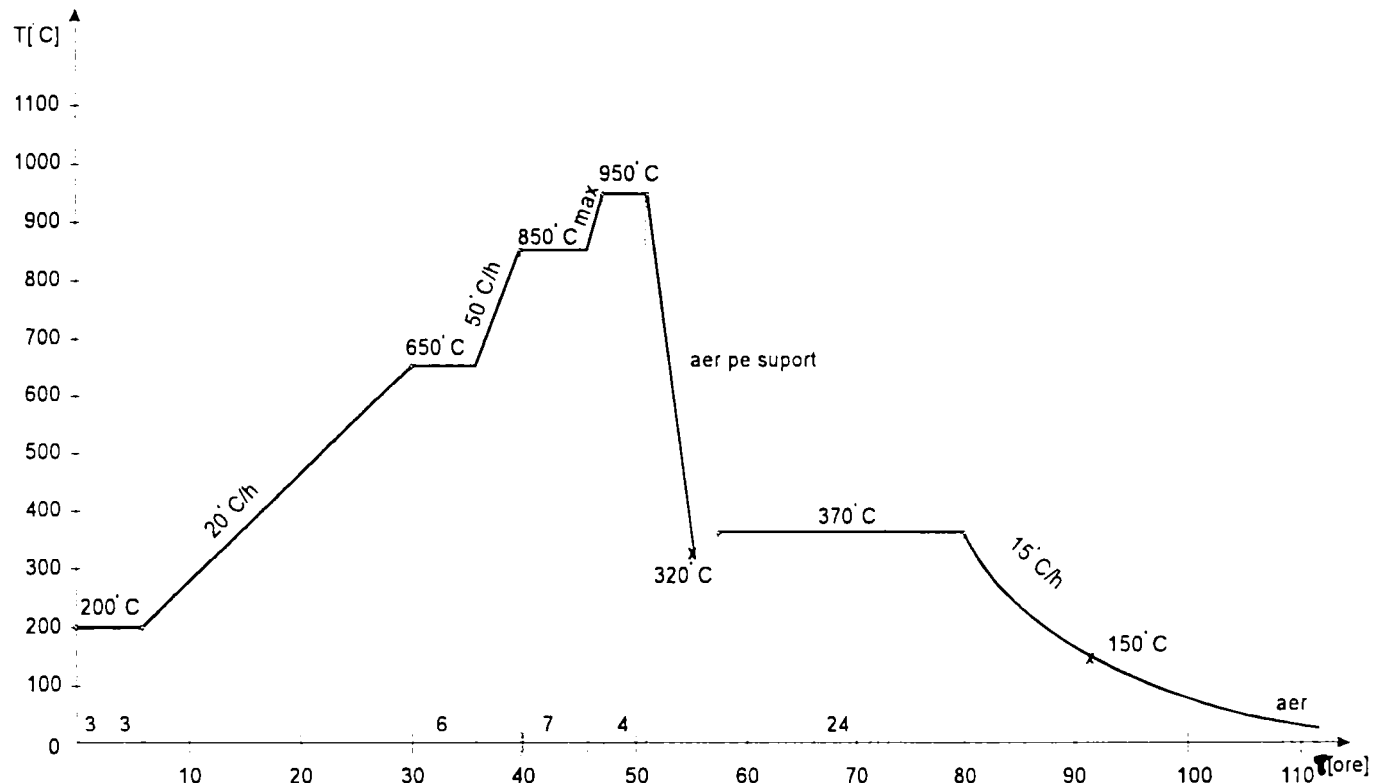


*Fig.3.6. – Structura la o adâncime de 32 mm, din secțiunea fusului unui cilindru turnat, atac nital 2%  $\times$  50*

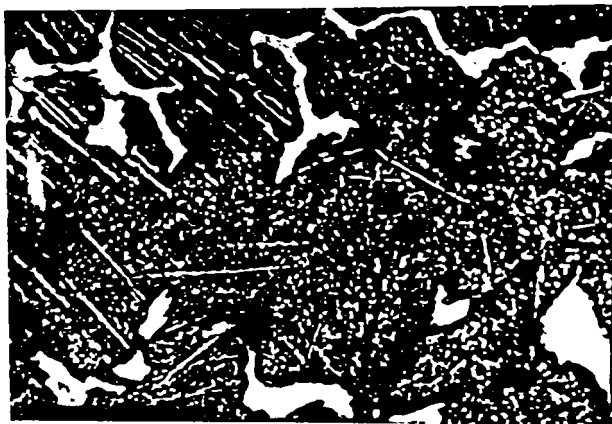
dublă normalizare nu modifică în esență structura, iar duritatea este destul de ridicată, în plus apare și inconvenientul unui tratament secundar de lungă durată –123 ore.

În cazul ultimei variante de tratament termic secundar aplicată oțelurilor de tip Adamit până la inițierea acestor cercetări, a constat din ciclograma dată în figura 3.7. Și în acest caz, pentru a aprecia efectele rezultate s-au prelevat probe dintr-un cilindru în stare de semifabricat turnat, cu dimensiunile  $\varphi 570 \times 900$  mm atât din secțiunea tăbliei la o adâncime de 32 mm, cât și din fusuri la aceeași adâncime, structurile acestora fiind date în figurile 3.8, și respectiv 3.9.

Se observă că tăblia cilindrilor analizat dispune de o structură formată din constituenți de perlită și cementită groabă, iar resturile de rețea sunt formate tot din cementită mai fină fărâmițată și dispersată aproape uniform. Structura fusurilor (fig.3.9.) este formată din perlită și cementită groabă dispersate sumar în anumite zone de o cementită fină.



**Fig.3.7.** Ciclograma de tratament termic secundar, aplicată cilindrilor de tip Adamit. după tehnologia inițială.



**Fig.3.8.** Structura probei din secțiunea tăbliei cilindrilor turnat cu diametrul  $\phi 370 \times 300$  mm, de tip Adamit atac nital 2%  $\times 100$ .



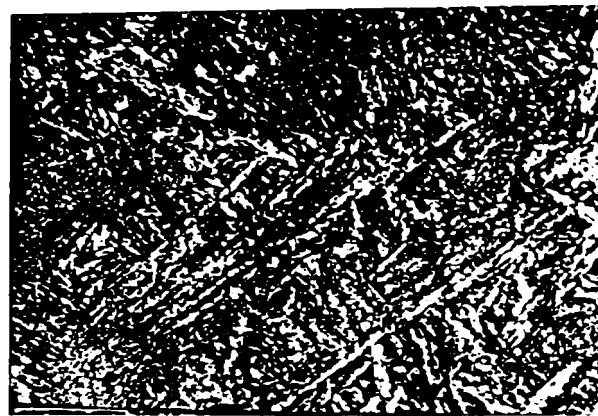
**Fig.3.9.** Structura fusurilor pentru cilindru turnat din oțel de tip Adamit  $\phi 570 \times 900$  mm, atac nital 2%  $\times 50$ .



După tratamentul termic secundar aplicat acestui cilindru cu diametrul de  $\text{Ø}570 \times 900$  mm s-au luat probe din secțiunea tăbliei, o probă de la adâncimea de 22 mm, și o altă probă de la o adâncime de 32 mm. Structurile rezultate pe aceste probe se prezintă în fig. 3.10 și 3.11. Structura din figura 3.10 evidențiază o formație de perlită și cementită aciculară ce se instituie ca o cementită cu ace lungi și subțiri, iar în structura prezentată în figura 3.11, se observă aceeași formație de perlită și cementită, însă de această dată lamelele de cementită sunt lungi și subțiri, așezate sub un unghi de aproximativ de  $60^\circ$ .



*Fig. 3.10. Structura probei din secțiunea tăbliei cilindrului  $\text{Ø}570 \times 900$  mm, prelevată la o adâncime de 22 mm.*



*Fig. 3.11. Structura probei din secțiunea tăbliei cilindrului  $\text{Ø}570 \times 900$  mm, prelevată la o adâncime de 32 mm.*

În concluzie, tratamentele secundare aplicate cilindrilor analizați nu au influențat aproape cu nimic proprietățile fizico-mecanice a cilindrilor din oțelurile de tip Adamit și nu s-au dovedit a fi adecvate scopului urmărit pentru obținerea structurilor optime.

Analizând în detaliu tehnologia clasică de tratament termic primar și secundar aplicată grupelor de oțeluri de tip Adamit, se observă că aceasta necesită cercetări în continuare pentru îmbunătățiri substanțiale atât în fază de laborator cât și industrial. Motivația constă în faptul că nu se asigură structura dorită formată dintr-o masă perlitică fină de bază, cementită proeutectoidă având rețeaua discontinuă cu marginile rotunjite de cementită eutectoidă grobă asociată cu cementită proeutectoidă.

În aceste împrejurări considerăm că pentru îmbunătățirea tehnologiei de fabricație a cilindrilor trebuie aduse importante modificări în ciclogramele de tratament termic primar și secundar. În esență pentru fiecare din cele trei grupe de oțeluri hipereutectoide, precum și pentru fiecare tip de cilindrii turnați trebuie stabilite noi tehnologii de tratamente termice, care să asigure structuri și durități optime pentru fiecare grupă, inclusiv eliminarea unor tensiuni interne deosebit de periculoase, ce duc la scoaterea prematură din exploatare a unei însemnate cantități de aproximativ 1/8 din cilindrii de laminare.

### 3.2. CILINDRII DIN OȚEL FORJAT (MĂRICILE 55VMoCr12, 85MoCrNi10 și 90VMoCr15)

Majoritatea cilindrilor pentru laminare se produc din lingouri prin forjare. Această prelucrare la cald prezintă următoarele avantaje: finisarea structurii cristalelor relativ mari, inerente lingourilor în stare turnată; executarea unei prelucrări suficiente a lingoului pentru a obține proprietățile mecanice și metalurgice dorite; obținerea unei mase de oțel sănătoase și omogene de mărimea și forma dorită.

#### Viteza de încălzire

Cilindrii care fac obiectul prezentei lucrări se obțin din lingouri de 23,5t. Această masă de oțel necesită un control atent al tehnicii de încălzire care trebuie schimbată în funcție de compoziția chimică, mărimea lingourilor și prelucrarea lor termică anterioară.

Acești factori dirijează diferitele operații de reîncălzire necesare producerii cilindrilor de laminare forjați.

Obiectivele principale la controlul operațiilor de încălzire sunt: obținerea unei temperaturi uniforme în lingou și stabilirea vitezelor de încălzire care să realizeze gradul de uniformitate adecvată a temperaturii în timpul cel mai scurt.

Aspectele practice ale timpului și vitezei de încălzire sunt reducerea cantității de țunder și decarburarea suprafeței oțelului.

Cuptoarele cu flacără directă și vatră mobilă se utilizează de obicei pentru încălzirea lingourilor mari. Orice cuptor folosit pentru această operație trebuie să fie dotat cu aparatură corespunzătoare pentru măsurarea, controlul și înregistrarea precisă a temperaturii.

Lingourile mari trebuie să fie încălzite încet și uniform. Viteza de încălzire stabilește destul de bine durata de timp necesară obținerii unei temperaturi uniforme de forjare în masa oțelului. Pentru aceasta trebuie să se aleagă o viteză care să evite diferențele prea mari de temperatură între partea inferioară și cea exterioară a masei de oțel.

Temperatura părții interioare este decalată față de cea exterioară pe o perioadă lungă a ciclului de încălzire și aproape de sfârșitul ciclului, după ce partea exterioară a atins temperatura de forjare, este necesar un anumit interval de timp pentru transmiterea căldurii în interior, în vederea atingerii temperaturii corespunzătoare.

Cu cât viteza de încălzire este mai redusă, cu atât va fi mai scurt timpul pentru egalizarea temperaturii. Se poate aplica încălzirea în trepte, adică oțelul poate fi menținut la un nivel sau la mai multe nivele de temperatură, sub temperatura de forjare, asigurându-se egalizarea ei înainte de trecerea la un nivel de temperatură mai ridicat. S-a constatat că după ce temperatura oțelului a fost egalizată la un punct mai ridicat decât temperatura critică superioară (aproximativ  $800^{\circ}\text{C}$ ), acesta poate fi încălzit cu o viteză de  $140 - 160^{\circ}\text{C/h}$ , până la obținerea temperaturii de forjare [7].

Acest ciclu are ca rezultat durata de încălzire de aproximativ  $\frac{3}{4}$  ore până la 1 oră pe 25,4 mm din diametru sau de grosime a lingoului.

În general, oțelurile carbon cu conținut de peste 0,50% carbon și oțeluri aliate necesită viteze de încălzire mai mici decât oțelurile carbon cu conținut de carbon sub 0,50%.

### Temperatura de forjare

Temperatura de forjare se alege în vederea asigurării unor condiții optime de prelucrare la cald a oțelului dat. Deși proprietățile finale ale cilindrilor sunt determinate în mare măsură de tratamentele termice aplicate după prelucrarea la cald, temperatura la care s-a realizat prelucrarea la cald influențează în mod diferit, în funcție de marcă, asupra felului tratamentelor termice necesare precum și asupra proprietăților mecanice finale ale cilindrilor. În general, temperaturile de forjare mai joase au ca rezultat o microstructură cu granulație mai fină după forjare.

Trebuie să se ia măsuri de prevenire pentru a evita supraîncălzirea și arderea oțelului. Limita superioară nepericuloasă a intervalului de prelucrare la cald este un interval corespunzător de temperatură sub punctul de topire al componentului din oțel cu punctul de topire cel mai coborât.

Arderea constă în încălzirea oțelului la o temperatură înaltă în atmosferă oxidantă, astfel încât topirea reală și oxidarea se produc la granițele de austenită, cauzând fragilitatea la roșu, care se manifestă prin suprafețe cu rupturi mari și prin rupturi interne în cursul prelucrării la cald. Oțelul ars nu mai poate fi recuperat. Supraîncălzirea are efecte mult mai evidente, cauzate de încălzirea până la o temperatură înaltă, nu atât de înaltă însă, încât să provoace arderea.

Efectele unei supraîncălziri ușoare se pot înlătura prin prelucrarea la cald ulterioară, dar o supraîncălzire mai mare poate provoca o ductilitate scăzută a cilindrilor forjați, la încercare după tratamentul termic final.

### Echipment de manipulare

Pentru manipularea maselor mari de oțel cum sunt lingourile de forje, este nevoie de un echipament special. Pentru încărcarea lingourilor și a pieselor forjate pe vetrele cuptoarelor cu vatră mobilă, pentru descărcarea transporturilor până și de la presele de forjare, se folosesc poduri rulante electrice cu dispozitive speciale de ridicat.

O macara electrică pentru presa de forjare este prevăzută cu un dispozitiv reversibil, suspendat de troliul principal. Dispozitivul reversibil este format dintr-un cadru care poartă un tambur ce poate fi rotit de un motor electric prin intermediul unei transmisii dințate. Un lanț fără sfârșit denumit buclă, executat din plăci și bolțuri trece peste tambur și se deplasează cu acesta.

Un dispozitiv denumit bară manipuloare are un capăt tubular în care poate intra masele lingoului de forje. Greutatea reprezentată de lingou și bara



manipulatorului este echilibrată prin plasarea buclei în centrul de greutate al sistemului; bucla trebuie mutată la anumite intervale de timp pentru a asigura echilibrul, pe măsură ce s-au modificat dimensiunile presei forjate.

O manipulare mai rapidă și mai precisă a oțelului cald se realizează prin utilizarea unor mașini, denumite manipuloare. Aceste mașini sunt prevăzute cu clești puternici situați la capătul unui braț orizontal care poate fi deplasat dintr-o parte în alta, ridicat sau coborât sau rotit în jurul axei sale longitudinale.

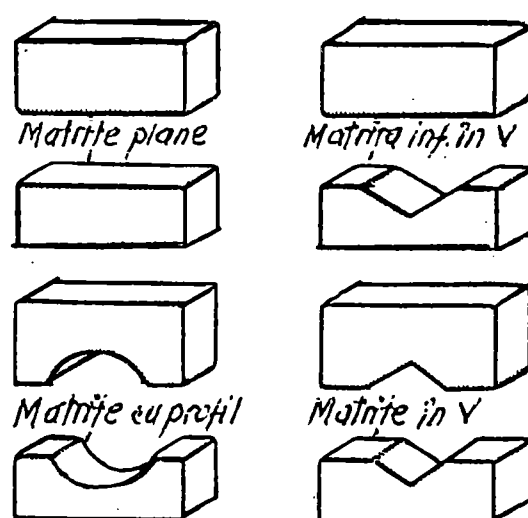
Manipulatorul funcționează pe șine, așezate pe pardoseală în fața unei prese hidraulice de 20 MN și are o capacitate de manipulare a lingourilor până la greutatea de 75t. Manipuloarele mai mici se deplasează pe roți prevăzute cu panouri elastice sau rigide.

### Matrite deschise pentru forjare

Matritele folosite la forjarea deschisă sunt de trei tipuri, înfățișate schematic în figura 3.12. Ele sunt cunoscute sub denumirea de matrite plane, matrite în formă de V și matrite cu profil.

### Principalele operații de forjare

Datorită caracteristicilor superioare de calitate, tenacitate și rezistență, cilindrii forjați prezintă siguranță în condițiile de exploatare cele mai grele. Operațiile succesive care au loc în producerea de cilindri forjați la prese, prin forjarea de matrite deschise sunt minuțios planificate și executate în ordinea corespunzătoare pentru a ajunge la conturul final (care poate avea secțiuni foarte variate), realizând în același timp finețea corespunzătoare a structurii.



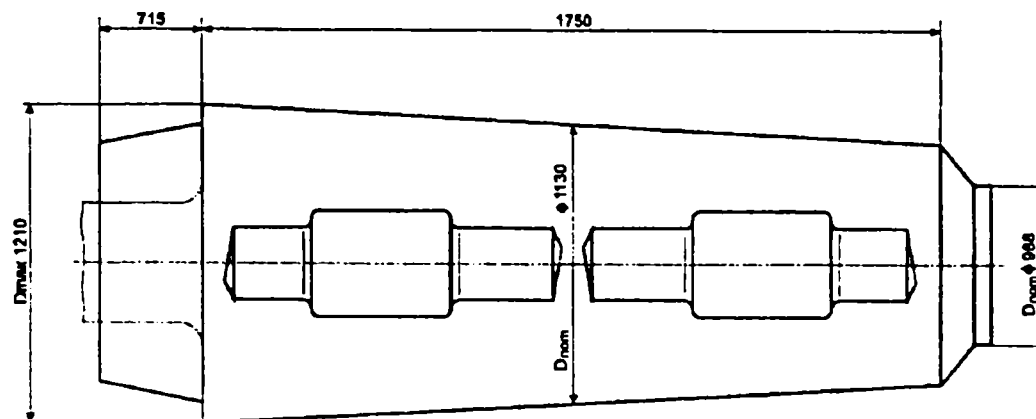
*Fig.3.12. Tipuri principale de matrite deschise pentru forjarea cilindrilor.*

Prelucrarea inițială a unui lingou este de obicei denumită degroșare și îndepărtează colțurile și ondulațiile formate pe lingou în timpul solidificării în

lingotieră și care are ca scop prevenirea formării crăpăturilor pe suprafața lingoului în cursul solidificării și răcirii.

Lingoul este supus la reduceri mici până când se netezesc neregularitățile de pe suprafața acestuia, apoi se aplică reduceri mai mari și prelucrarea continuă de obicei pentru a modifica secțiunea transversală a lingoului. Forjarea se execută pe presa hidraulică de 20 MN, asigurându-se un corajaj de 19,7 pentru lingoul utilizat de 23,5t.

Din fiecare lingou rezultă doi cilindrii, forjarea efectuându-se de la mijlocul lingoului înspre masele și picioare, pentru scoaterea pe cât posibil a retasurii (fig.3.13).



*Fig.3.13. Schema de obținere a cilindrilor forjați din lingouri de 23,5t.*

Pentru minimalizarea riscului de fisurare și mărirea productivității se recomandă forjarea între două nicovale profilate, ceea ce duce la micșorarea lății și creșterea alungirii la deformare. Sculele frecvent utilizate în acest scop sunt:

- nicovale combinate (nicovala superioară plană și cea inferioară profilată) cu lățimea de 650 mm, pentru operațiile de întindere a lingoului;
- nicovale plane cu lățimea de 600 mm pentru operațiile de biletare a lingoului și finisarea piesei;
- platou de refulare.

Pentru secțiuni variabile sau pentru retrageri în trepte, se folosesc cuțite de marcă sau scule în v pentru a marca volumul de metal necesar unei anumite secțiuni.

Fazele tehnologice pentru obținerea semifabricatului brut forjat includ o serie de reîncălziri la temperaturi de 1200°C, după care se execută în principal operații de întindere și refulare. Avantajul obținut dintr-o asemenea prelucrare rezultă din curgerea pe circumferință care asigură structura cea mai adecvată pentru piese supuse la solicitare tangențială sau radială, sau la ambele solicitări. De aceea, recomandăm refularea ca operație intermediară la forjarea cilindrilor de laminare. În acest caz, lingoul se forjează într-un blum de dimensiune predeterminată, de obicei cu secțiunea octogonală, din care se taie semifabricatul pe jumătate. Semifabricatul este refulat și forjat pentru a-i reduce lungimea cu 20-30%. Forjarea în continuare constă din nou în prelucrare longitudinală, marcă și conturare.

Printre avantajele obținute prin această succesiune a operațiilor se menționează posibilitatea prelucrării în toate direcțiile cu scopul obținerii unui metal mai sănătos și al reducerii caracterului anizotrop al proprietăților.

La refulare este necesar să se mențină lungimea semifabricatului între anumite limite (de obicei cel mult de  $2\frac{1}{2}$  ori mărimea octogonului) pentru a preveni îndoirea sau încovoierea în timpul refulării. La unele tipuri de operații de refulare se pot folosi scule cave, cilindrice, asemănătoare matrițelor, denumite gulere, pentru a menține o parte a semifabricatului și a prevenii modificarea dimensiunilor sale în timp ce forța de refulare este aplicată pentru a deforma restul semifabricatului.

După aplicarea ultimei reîncălziri se va lucra cu maximă operativitate astfel ca finisarea și îndreptarea piesei să se facă la o temperatură apropiată de cea de sfârșit de forjare, corectându-se astfel structura materialului după forjare.

Cu oarecare aproximație, căderea de temperatură  $\Delta t$ , se poate calcula cu relația:

$$\Delta t = \frac{A_s (t_s - t_m)}{M_s \cdot C} \quad (3.1.)$$

în care  $A_s$ , reprezintă aria totală a semifabricatului în  $m^2$ ;

$t_s$  – temperatura semifabricatului, în  $^{\circ}C$ ;

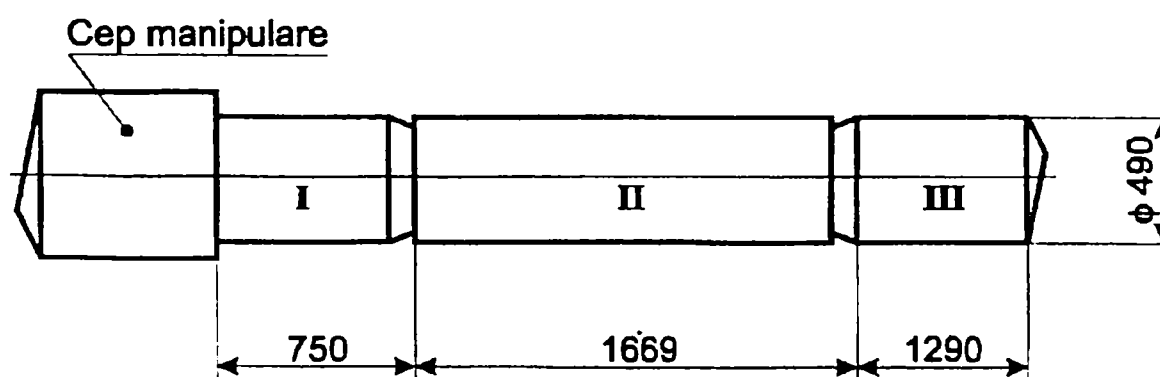
$t_m$  – temperatura mediului ambiant, în  $^{\circ}C$ ;

$M_s$  – masa semifabricatului, în Kg;

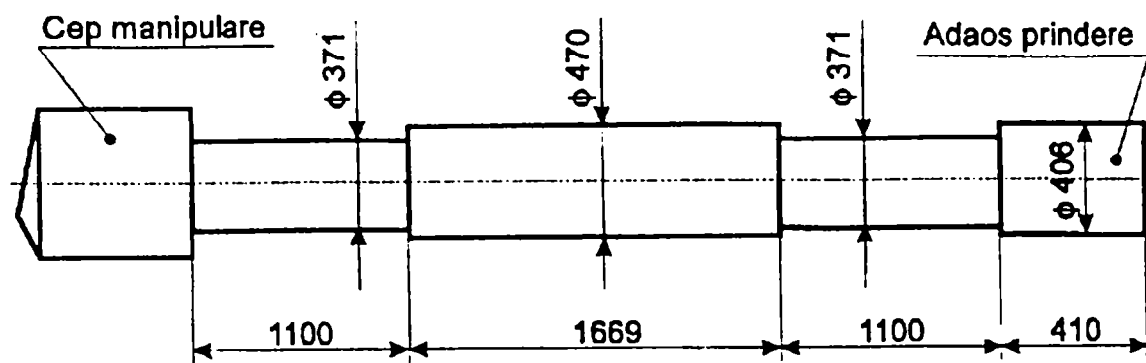
$C$  – căldura masică a materialului, în  $J/Kg^{\circ}C$ .

Rezultă că  $\Delta t = 380^{\circ}C$ , deci temperatura semifabricatului după forjarea de finisare și îndreptare va fi de  $800^{\circ}C$ .

Ultimele operații tehnologice constau în forjarea porțiunii III și I din figura 3.14, rezultând produsul indicat în figura 3.15.

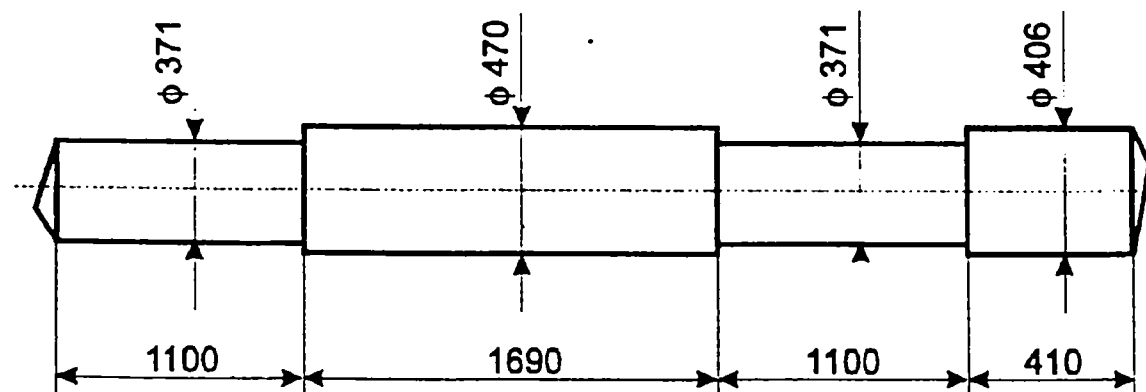


*Fig.3.14. Operațiile finale de forjare a cilindrilor de laminare.*



*Fig.3.15. Produsul obținut după forjarea porțiunilor III și I.*

Produsul rezultat după operațiile de îndreptare, măsurare și debitare cep manipulare, este pus în evidență prin figura 3.16.



*Fig.3.16. Semifabricatul brut forjat pentru un cilindru de laminare cu  $\phi$  420mm.*

### Răcirea după forjare

Este important ca cilindrii forjați să fie răciți după terminarea prelucrării la cald, în așa fel încât să se prevină apariția crăpăturilor termice sau a rupturii cauzate de tensiunile interne datorate răcirii în mod neuniform a diferitelor zone ale piesei forjate și pentru prevenirea formării fulgilor, fenomen care se atribuie gazelor (în special hidrogenului) absorbite de metalul lichid în timpul elaborării oțelului.

Degajarea continuă în vid a oțelului pentru micșorarea conținutului de hidrogen la limitele admisibile va preveni în mod eficace formarea fulgilor chiar în lingouri foarte mari, iar retopirea cu electrod consumabil și topirea în vid poate să servească aceluiași scop și în cazul lingourilor mici.

Cu toate acestea însă tensiunile interne dăunătoare pot fi prevenite numai printr-o răcire bine controlată. Pentru aplicații în care sunt necesare tensiuni

remanente minime, sunt indicate viteze de răcire foarte mici și durate lungi de revenire.

### ***3.3. EFECTELE ELEMENTELOR DE COMPOZIȚIE ASUPRA STRUCTURII ȘI CARACTERISTICILOR DE EXPLOATARE***

Microstructura oțelului este determinată de treptele de revenire în care are loc transformarea austenitei în timpul răcirii. Aceasta este determinată la rândul său de viteza de răcire și de viteza de transformare a oțelului. Acest ultim factor depinde în mare măsură de compoziție. Astfel, de exemplu pentru o anumită viteză de răcire după forjare, microstructura rezultată depinde considerabil de compoziție.

Compoziția va acționa asupra microstructurii în mod similar, pentru anumite condiții de răcire la cilindrii din oțel turnat, forjat sau tratați termic.

Transformarea austenitei în oțelul obișnuit este determinată aproape în întregime de conținutul de carbon și de mangan. Efectul fosforului și al sulfurii este aproape neglijabil, iar conținutul de siliciu este în mod normal atât de jos încât nu poate avea nici-o influență. Conținutul de carbon este de obicei stabilit în așa fel încât să se obțină rezistența mecanică dorită, iar conținutul de mangan este astfel ales încât să se asigure microstructuri dorite la conținutul de carbon dat și în condițiile de răcire date.

Astfel, duritatea ridicată a crustei cilindrilor corelată cu rezistența mecanică și la temperatură înaltă ridicată, precum și adesea cu reziliențe mai ridicate ale metalului în miez, fusuri și trefle sunt destul de dificil de obținut.

Din aceste motive, problema este destul de delicată-obținerea în diferite puncte ale uneia și aceleiași piese de proprietăți fizico-mecanice diferite.

Deoarece proprietățile oricărei piese turnate din oțeluri sunt determinate de microstructura care se formează în timpul solidificării și răcirii acesteia, criteriul de bază care determină proprietățile fizico-mecanice ale cilindrilor este structura acestora.

Structura oțelurilor turnate este determinată de compoziția și condițiile de răcire, în același fel ca și în cazul oțelurilor forjate.

Oțelurile turnate au de obicei o granulație grosolană datorită faptului că austenita se formează la o temperatură foarte ridicată iar perlita este de obicei grosolană deoarece răcirea, mai ales în cazul răcirii în forme a cilindrilor turnați, are loc la temperaturi scăzute.

În oțelurile hiperentectoide cementita este precipitată în mod curent la limitele grăunților de austenită inițială în decursul călirii. Astfel de amestecuri de cementită și perlită cu granulație grosolană au rezistența mecanică și ductibilitatea mai reduse, fiind în general necesar un tratament termic pentru obținerea structurii dorite.

Datorită segregării dendritice care are loc în timpul solidificării cilindrilor din oțel turnat, se formează o microstructură neregulată căreia îi corespund caracteristicile fizico-mecanice inferioare ale pieselor. O omogenizare a acestei structuri se poate realiza prin tratament termic.

### Efectele carbonului

Este unul din cele mai eficace și economice elemente care măresc rezistența. În general, o creștere de circa  $3,5 \text{ N/mm}^2$  a limitei de curgere corespunde unei creșteri a conținutului de carbon cu 0,01%. Totuși, deoarece creșterea rezistenței în acest mod este însoțită de o micșorare a ductibilității, rezilienței și sudabilității, conținutul de carbon al oțelurilor slab aliate de mare rezistență se menține sub o anumită limită maximă, care depinde de compoziția chimică generală și de destinația oțelului.

Adaosul de carbon îmbunătățește limita de oboseală direct proporțional cu valoarea cu care mărește rezistența la tracțiune. Aplicând viteze diferite de răcire în zone diferite ale cilindrului (tăblie, fusuri) se obțin structuri diferite care asigură realizarea proprietăților de exploatare necesare: rezistență mecanică și la uzură, capacitate de rezistență la variațiile bruște de temperatură ș.a.

Creșterea durității și rezistenței la uzură a crustei dure a cilindrilor se poate realiza și prin aliere cu crom, nichel, vanadiu dar totuși carbonul rămâne elementul de bază care asigură realizarea durității necesare a cilindrilor cu structură perlito-cementitică în crustă.

Rezistența și duritatea cilindrilor turnați din oțel sunt determinate ca și în cazul celor din fontă de conținutul de carbon. Oțelul hipereutectoid cu 0,4 ... 0,8 %C conține în structură ferită și de aceea se folosește pentru turnarea cilindrilor de la care se cere rezistență și reziliență ridicate. Duritatea acestor cilindrii nu depășește 250 HB, iar ca urmare rezistența la uzură a acestora nu este prea mare.

Cilindrii din oțel eutectoid cu 0,8 ... 1,1%C sunt mai rezistenți la uzură deoarece în structura acestora ferita lipsește sau se găsește într-o cantitate redusă. Rezistența acestor cilindrii este de asemenea ridicată. Durități ridicate precum și valori ridicate ale rezistenței la uzură au cilindrii turnați din oțel hipereutectoid care conține 1 ... 2%C. Acești cilindrii se utilizează pe acele linii de laminare unde este necesară rezistență ridicată la uzură, precum și rezistență la solicitări mecanice.

### Efectele manganului

Efectul acestui element asupra rezistenței și limitei de oboseală este asemănător celui al carbonului, dar în măsură mai mică. S-a constatat că manganul îmbunătățește reziliența și deseori este adăugat la oțelurile aliate pentru a anula slăbirea acestei proprietăți provocată de prezența unui alt element cu efect de mărire a rezistenței.

În oțelurile destinate unei utilizări care necesită sudare este necesar ca, conținutul acestui element să fie menținut sub o anumită limită maximă, limită care depinde de compoziția generală, dar mai ales de conținutul de carbon.



### Influența fosforului

Multe din oțelurile actuale slab aliate de mare rezistență au conținuturi de fosfor variind între 0,04 – 0,15% [7].

Adaosul de fosfor îmbunătățește simțitor proprietățile de rezistență ale oțelului, dar acest fenomen este însoțit de o descreștere a ductilității. În trecut se considera că fosforul într-o proporție mai mare de 0,10% determină o fragilizare a oțelului. S-a constatat însă că acest efect este influențat simțitor de conținutul de carbon și că nu este prea pronunțat la conținuturi reduse de carbon.

S-a mai observat că adaosul de aluminiu, care intervine de exemplu în procesul de dezoxidare cu silico-aluminiu, îmbunătățește reziliența oțelurilor cu fosfor.

Adaosul de fosfor, ca și cel de carbon și mangan, mărește limita de oboseală în proporție aproximativ directă cu creșterea rezistenței la tracțiune. De asemenea, dacă în oțel se află cantități mici de cupru, efectul fosforului este mult mai pronunțat astfel încât o anumită proporție de fosfor și cupru, luate împreună, produc un efect favorabil mai mare decât aceeași proporție din fiecare element în parte.

### Influența cuprului

În cantități limitate, cuprul are un efect favorabil asupra oțelurilor slab aliate de mare rezistență. Multe din oțelurile actuale de acest tip conțin procente de cupru între 0,20-1,30 %.

Cuprul îmbunătățește proprietățile de rezistență și duritatea oțelurilor cu conținut redus și mediu de carbon, corespunzător unei ușoare descreșteri a ductilității. Limita de oboseală este îmbunătățită prin prezența cuprului în aceeași proporție cu creșterea rezistenței la tracțiune.

Oțelurile cu un conținut minim de 0,50% cupru prezintă deseori ”fragilitate la cald” în timpul prelucrării, astfel încât în timpul formării la o temperatură prea ridicată sau în timpul prelucrării la cald după supraîncălzire se pot forma crăpături sau suprafețe extrem de aspre. Aceste fenomene de suprafață nedorite pot fi reduse printr-un control riguros al oxidării în timpul încălzirii și prin evitarea supraîncălzirii înainte de prelucrarea la cald.

Un efect favorabil asupra calității suprafeței oțelului cu cupru se obține prin adaos de nichel în cantitate egală cu cel puțin jumătate din conținutul de cupru.

### Efectele cromului

Este unul din cele mai active elemente stabilizatoare de carburi.

Capacitatea cromului de a menține duritatea pe întreaga secțiune a piesei are o mare importanță în cazul fabricării cilindrilor pentru profile unde se cere o cădere mică a durității pe adâncimea calibrelor realizate prin prelucrarea mecanică.

Cilindrii pentru profile sunt de regulă aliați cu crom în limitele 0,6 ... 1,5 %, indiferent de tipul acestora. În aceste cazuri în mod obișnuit se mai adaugă și nichel,

al cărui conținut este cu 0,2 ... 0,3 % mai ridicat decât a conținutului de crom. Un asemenea raport dintre crom și nichel asigură egalizarea durtății pe secțiunea cilindrilor și micșorarea în același timp a fragilității acestora.

Cilindrii din oțel hipereutectoid aliat cu crom au de obicei conținuturile în limitele 0,6 ... 1,25 % Cr. Mai rar se folosesc cilindrii turnați din oțel aliat cu 3 ... 4% Cr. În aceste cazuri, pentru obținerea unei rezistențe ridicate la temperaturi înalte, conținutul de carbon se mărește până la valori de 1,0 ... 1,4 % obținându-se o structură bainitică, iar pentru obținerea unei tenacități ridicate conținutul de carbon este de 0,5 ... 0,9 %.

### Influența nichelului

Neutralizează influența carburigenă a cromului iar creșterea rezistenței obținută pe seama nichelului se dublează la raporturi nichel/crom de 2:1.

La fabricarea majorității tipurilor de cilindrii turnați din oțel hipereutectoid, nichelul se adaugă în aceeași cantitate ca și cromul, iar la obținerea cilindrilor din oțeluri hipereutectoide și eutectoide acesta se adaugă în proporții de până la 1,5 ... 2,0 % pentru creșterea caracteristicilor de rezistență. La conținuturi de peste 0,5 % Ni, necompensate de conținuturi corespunzătoare de crom, provoacă separarea grafitului. Acest fapt se manifestă mai ales la turnarea cilindrilor mari în forme ce posedă o rezistență termică ridicată, adică în care metalul se solidifică cu viteze reduse.

Trebuie să se ia în considerare și faptul că la turnarea cilindrilor din oțel cu conținuturi mai ridicate de nichel, la cristalizare se formează o structură cu granulație grosolană, care se poate finisa prin tratament termic.

### Efectele molibdenului

Apartține grupei elementelor carburigene, însă influența sa se manifestă numai la conținuturi de peste 0,6 % Mo.

La conținuturi mai scăzute de 0,6 % Mo, în condițiile păstrării raportului dintre constituenții structurali, se obțin structuri dense cu granulație fină pe întreaga secțiune a cilindrilor, atât în crusta dură cât și în centrul acesteia precum și în fusuri și trefle. În acest fel se obține creșterea rezistenței la uzură și la temperaturi ridicate a crustei dure, a rezistenței mecanice și a durabilității în exploatare a cilindrilor. Chiar la conținuturi scăzute de molibden, acesta dezvoltându-se în ferita din perlită, provoacă creșterea rezistenței masei metalice de bază și prin urmare și a rezistenței globale a cilindrilor.

La conținuturi de peste 0,4 % Mo, dispersia masei metalice de bază crește în mod vizibil.

La conținuturi de cca. 1 % Mo, când se manifestă acțiunea sa carburigenă, adâncimea zonei de trecere se mărește, iar zonele cu cementită liberă se mențin pe



întreaga secțiune a cilindrilor. Dea ceea, la cilindrii pentru laminarea tablei conținutul de molibden se limitează la 0,3 ... 0,6 %.

Turnarea cilindrilor cu conținuturi de molibden sub 0,25 % nu este rațională, deoarece nu conduce la îmbunătățirea vizibilă a structurii acestora.

### Influența vanadiului

Este un element carburigen a cărui influență în aliajele pentru cilindrii este identică cu cea a cromului. Spre deosebire de acesta din urmă, vanadiul finisează structura primară pe întreaga secțiune a cilindrului, purifică crusta albă de prezența incluziunilor fine de grafit și mărește rezistența la uzură a acestuia.

La cilindrii turnați din oțel, adaosul de până la 0,2 % V provoacă creșterea caracteristicilor mecanice ca urmare a finisării granulației. La alierea cu peste 0,3 % V a oțelurilor pentru cilindrii are loc scăderea rezistenței acestora la rupere fragilă [8]; [9].

### Alte elemente

Se constată că în afară de elementele menționate, pentru oțelurile utilizate în prezenta lucrare se mai adaugă și alte elemente. Fiecare din aceste elemente prezente în compoziție a fost adăugat cu scopul de a îmbunătăți una sau mai multe din caracteristicile importante ale oțelurilor respective.

În general, obținerea în acest mod a unei rezistențe mecanice mai mari, precum și a unei limite de oboseală și rezistență la uzură superioare, are loc uneori în dauna capacității de prelucrare. Combinațiile specifice de elemente utilizate în diferitele oțeluri au determinat obținerea unor compromisuri ale proprietăților și caracteristicilor discutate.

## **3.4. EFECTELE ELEMENTELOR DE COMPOZIȚIE ASUPRA REVENIRII**

Microstructura rezultată după forjare este fragilă și pentru obținerea proprietăților prescrise în general pentru cilindrii, trebuie să fie reîncălzită sau revenită.

Deci, este necesar să se cunoască rolul elementelor de aliere în procesul de revenire și modul în care ele vor influența asupra comportării la revenire.

Principalul scop al revenirii este de a conferii oțelului un anumit grad de plasticitate și tenacitate pentru a anula fragilitatea constituenților structurali obținuți după prelucrarea prin forjare. Deși acest proces poate avea și are de obicei un efect de înmuiere a oțelului, fenomenul este doar incidental, față de creșterea importantă a tenacității.

Creșterea tenacității după revenire prezintă două efecte:

- reducerea tensiunilor interne ce iau naștere în timpul călirii;
- o cristalizare coalescentă și o globulizare a carburilor de fier și de elemente de aliere, având ca rezultat o microstructură care conferă o plasticitate mai mare oțelului.

Prezența elementelor de aliere care măresc călibilitatea unui oțel, permite micșorarea tensiunilor interne rezultate datorită obținerii structurii dintr-o răcire mai puțin energetică.

Din această cauză, când se urmărește obținerea unei durtăți mai mari, se recomandă ca oțelul aliat să fie supus unei căliri mai puțin energice și unei reveniri joase însoțită de o reducere relativ mică a tensiunilor interne. De reținut însă că în procesul de revenire acesta este numai un efect de ordin secundar al elementelor de aliere și că rolul lor principal este de a mări călibilitatea.

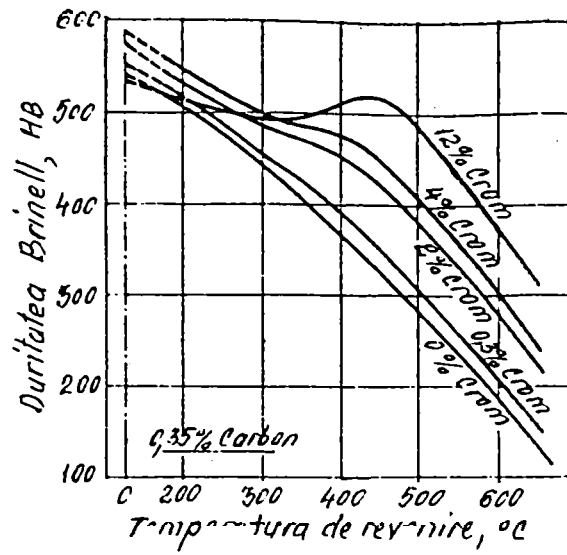
Elementele de aliere au însă un efect direct asupra cristalizării și coalescenței carburilor. În general acest efect se manifestă printr-o încetinire a proceselor de cristalizare și condensanță, ceea ce înseamnă că un oțel aliat va necesita temperaturi superioare de revenire sau durate mai mari de menținere la temperatură, pentru obținerea unei anumite durtăți.

Efectele unor elemente de aliere asupra vitezei de revenire sunt prezentate în diagramele din figurile 3.17 pentru crom, 3.18 pentru molibden și 3.19 pentru vanadiu. Aceste diagrame indică duritatea constituenților de revenire în aceste oțeluri după revenirea timp de o oră la temperatura corespunzătoare.

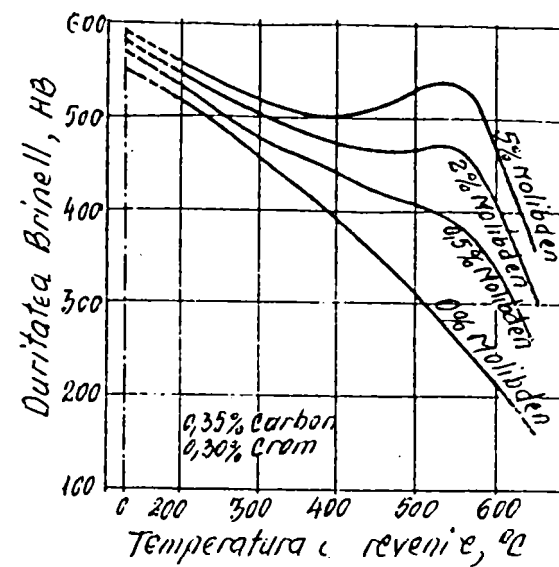
Efectele nichelului și manganului, ca și în cazul siliciului, sunt semnificative dar destul de reduse. Variația durtății este aproximativ în funcție directă de temperatura de revenire. Acest mod de comportare este caracteristic elementelor de aliere care se dizolvă intens în faza feritică și nu tind să formeze carburi.

Elementele care formează carburi, cum sunt cromul, molibdenul sau vanadiul, prezente în compoziția celor trei oțeluri care fac obiectul prezentei lucrări, au însă efecte importante asupra comportării la revenire.

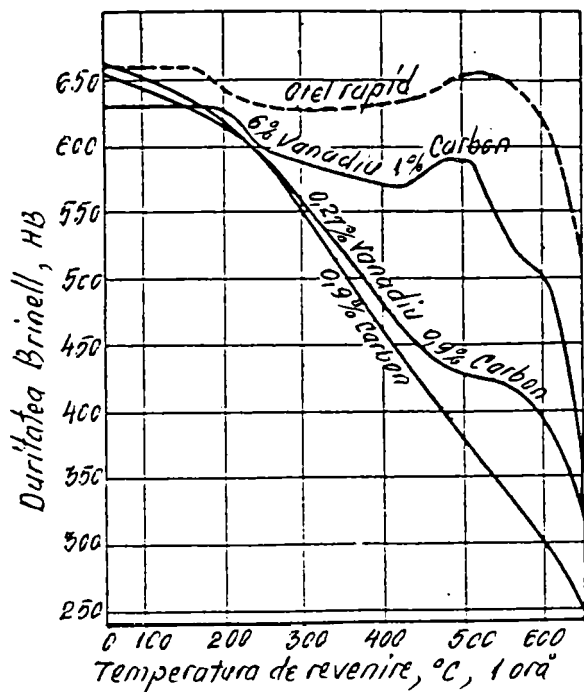
Pe lângă faptul că măresc temperatura de revenire, necesară pentru obținerea unei anumite durtăți, elementele din această categorie fac ca viteza de înmuiere să nu mai fie o funcție continuă de temperatura de revenire. În cazul oțelurilor de acest tip, cum este oțelul de 0,5% molibden (fig. 3.18.), există un interval de temperatură în care înmuierea este întârziată. La un conținut și mai mare de molibden cum este oțelul cu 2% molibden, la început duritatea descrește, apoi crește puțin înainte de a continua să descrească, pe măsura ridicării temperaturii de revenire.



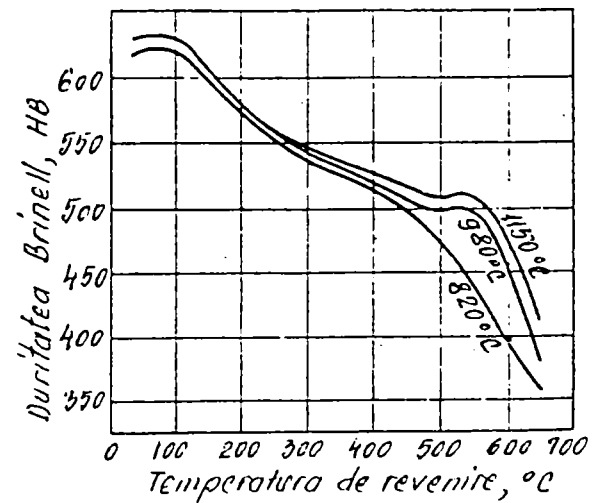
**Fig. 3.17.** Efectul cromului asupra vitezei de revenire a oțelului cu 0,35% C, revenit timp de o oră la diferite temperaturi.



**Fig. 3.18.** Efectul molibdenului asupra vitezei de revenire a oțelului cu 0,35% C, revenit timp de o oră la diferite temperaturi.



**Fig. 3.19.** Efectul vanadiului asupra vitezei de revenire a oțelurilor revenite la diferite temperaturi.



**Fig. 3.20.** Efectul dizolvării carburilor asupra vitezei de revenire a unui oțel Cr-Mo-V călit la 1150°C, 980°C și 820°C.

Pentru ca un element care formează carburi să-și poată exercita deplin efectul său asupra comportării la revenire este necesar să se dizolve în austenită la temperatura de încălzire. Acest lucru este ilustrat în figura 3.20, care reprezintă comportarea la revenire a unui oțel cu crom-molibden-vanadiu după călire. De la 820°C, 980°C și 1150°C se constată obținerea unei durificări secundare foarte

accentuată la oțelurile astfel călite. Acest fenomen este aproape absent în oțelurile călite de la  $820^{\circ}\text{C}$ , în care o proporție foarte mare de carburi este nedizolvată.

Efectul de durificare secundară este evident și în influența duratei tratamentului termic de revenire, la o temperatură anumită, asupra durității oțelurilor aliate conținând elemente care formează carburi. Acest fenomen este ilustrat în figura 3.21 care arată modul în care duritatea unui oțel cu 2% molibden variază cu durata de menținere la diferite temperaturi de revenire. Se observă că la cea mai înaltă temperatură de revenire de  $650^{\circ}\text{C}$ , efectul de durificare secundară se produce la durate între 10 secunde și 10 minute, în timp ce la cea mai joasă temperatură de revenire de  $320^{\circ}\text{C}$ , nu există timp de 1000 ore nici-o indicație asupra acestui fenomen.

Fenomenul poate fi explicat cel mai bine pe baza procesului de precipitare întârziată a carburii din aliaj. Din cauza numărului relativ mic de atomi ai elementelor de aliere în comparație cu atomii de fier și din cauza vitezei mici de difuziune a elementelor de aliere, în timpul revenirii va precipita mai întâi carbura de fier, iar scăderea inițială rapidă a durității reprezintă coalescența acestor particule de carbură de fier. Însă pe măsură ce crește durata de menținere mai ales la temperaturi superioare, la care viteza de difuziune a elementului de aliere crește rapid, se va precipita și o parte din carbura elementului de aliere. Deoarece acest lucru are loc după ce coagularea carburii de fier a progresat în foarte mare măsură, particulele fine vor avea ca efect o inversare a acțiunii de înmuiere.

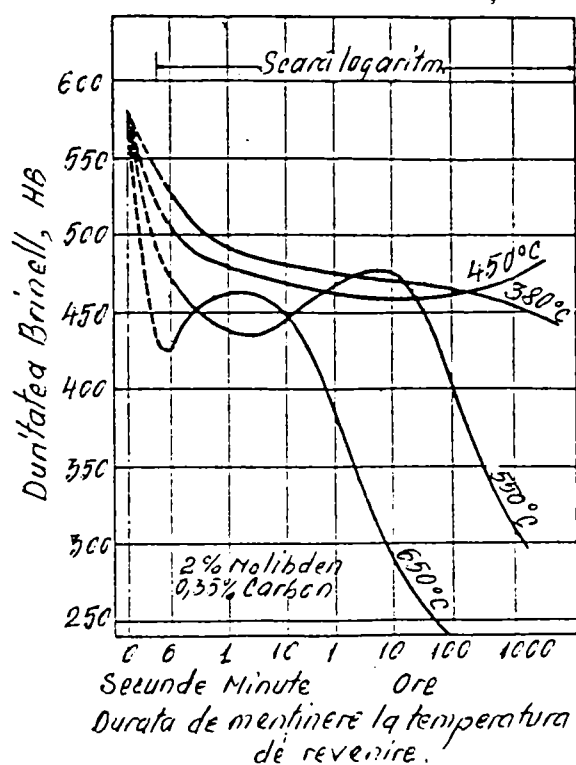


Fig.3.21. Efectul duratei de revenire asupra durificării secundare prin revenire.

trei oțeluri analizate sunt de așa natură încât deși un număr mare de carburi rămân nedizolvate, cantitatea rămasă încă în soluție este suficientă pentru a realiza o rezistență însemnată la înmuiere, la temperaturi de până la  $590^{\circ}\text{C}$ .

Acest efect al elementelor de aliere asupra revenirii și în special efectul elementelor care formează carburi, se pot manifesta printr-o tenacitate mai mare a

La un conținut relativ mic de element de aliere, acest lucru se va manifesta numai sub forma unei descreșteri a vitezei de înmuiere, în timp ce la un conținut ridicat de element de aliere va avea loc o creștere importantă a durității, pe măsură ce se intensifică precipitarea secundară.

În cazul celor trei oțeluri aliate pentru cilindrii forjați din prezenta lucrare, a căror compoziție constă dintr-o structură de bază de o mare plasticitate, cu o cantitate destul de mare de dispersie de carburi nedizolvate, se poate obține un mare avantaj de pe urma acestui efect de durificare secundară.

Acest obiectiv va fi urmărit de asemenea cu atenție în partea experimentală a lucrării.

Compoziția și tratamentul termic al celor

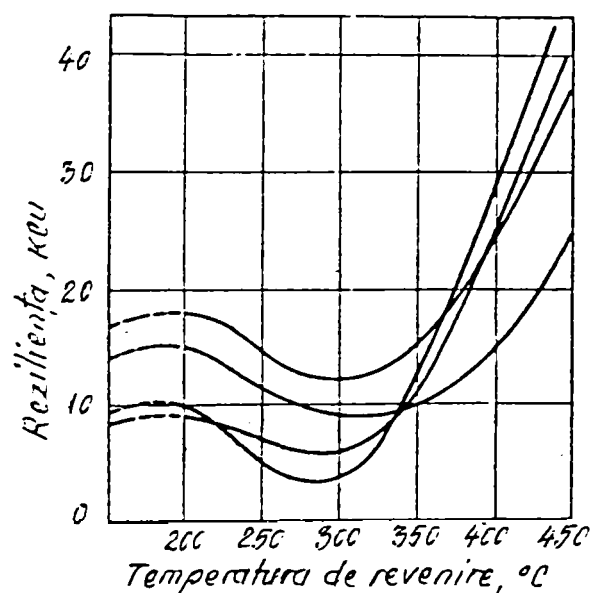
oțelurilor bogat aliate. S-a văzut că tenacitatea constituenților structurali de revenire este un rezultat al reducerii tensiunilor interne și al formării unei dispersii adecvate de carburi. Temperaturile de revenire mai ridicate pentru o anumită valoare a rezistenței caracteristică acestor oțeluri, vor permite un grad mai înaintat de reducere a tensiunilor, însoțit de o creștere a tenacității. În plus, oțelurile aliate revenite, reflectă nu numai starea de dispersie și coagulare a carburilor de fier, ci și starea elementelor de aliere; din această cauză coagularea și globulizarea carburilor de fier, trebuie să aibă loc în continuare pentru o anumită duritate, pentru a anula efectul de durificare secundară a carburilor elementelor de aliere.

Această microstructură mai complet globulizată va avea un efect favorabil asupra plasticității, în special la valori ale durității, la care a avut loc o coalescență moderată a dispersiei de carburi a elementelor de aliere.

Creșterea plasticității prin revenire a fost considerată până în prezent ca fiind un efect continuu, ca și când înmuierea și creșterea ductilității oțelului ar avea loc continuu, pe măsură ce temperatura de revenire crește. Acest lucru nu este întotdeauna valabil, deoarece multe oțeluri prezintă o tenacitate minimă prin recoacere la temperaturi de  $260 - 300^{\circ}\text{C}$ . Această comportare este ilustrată în figura

3.22, care indică valorile de reziliență ale mai multor oțeluri aliate în funcție de temperatura de revenire.

Fenomenul nu este pe deplin cunoscut și efectele elementelor de aliere asupra acestei comportări nu pot fi apreciate. Totuși se observă că este bine să se evite pe cât posibil revenirea la temperaturi cuprinse în acest interval ( $260 - 300^{\circ}\text{C}$ ).



*Fig.3.22. Descreșterea rezilienței la diferite oțeluri aliate, revenite la cca.  $260^{\circ}\text{C}$ .*

Un alt exemplu de descreștere discontinuă a plasticității în timpul revenirii este fragilitatea la revenire. Acest fenomen se manifestă sub forma unei descreșteri a tenacității prin răcire lentă, după revenire la temperaturi de minimum  $510^{\circ}\text{C}$  sau prin revenire în intervalul de temperatură de aproximativ  $450-590^{\circ}\text{C}$ . Astfel, un oțel care este sensibil la acest tip de fragilitate poate pierde mult din ductilitatea sa prin răcire lentă de la o temperatură de revenire de  $620^{\circ}\text{C}$  (conform indicațiilor obținute prin încercarea de reziliență cu epruvete crestate), deși acest oțel poate fi foarte tenace.



Dacă va fi călit chiar de la aceeași temperatură de revenire; călirea de la temperatura de revenire este un procedeu practicat în mod uzual spre a preveni această fragilizare a oțelurilor după revenire.

O fragilizare a acestor oțeluri va avea loc și prin revenirea la 450-565<sup>0</sup>C, în special dacă durata de revenire se prelungeste. În astfel de cazuri tenacitatea nu va mai fi complet recăpătată prin călire de la temperatura de revenire.

Nici acest fenomen nu este pe deplin cunoscut, deși se poate afirma că o substanță care se dizolvă la temperaturi de minim 590<sup>0</sup>C, va precipita într-o formă necorespunzătoare la temperaturi inferioare, fie în timpul răcirii lente, fie prin reîncălzire la aceste temperaturi. Această comportare pare a fi accentuată de conținuturi mari de mangan, fosfor și crom, iar molibdenul pare a avea un efect precis de întârziere a fenomenului.

Efectul principal al elementelor de aliere în cazul dat, constă în asigurarea unor calități superioare acestor oțeluri, prin influența lor asupra microstructurii și mai ales dacă se combină cu tratamente termice adecvate.

Compoziția lor este de așa natură încât la temperatura de tratament termic, majoritatea carburilor elementelor de aliere rămân nedizolvate în austenită.

Aceste particule dure de carbură servesc la mărirea rezistenței la uzură a celor trei mărci de oțeluri folosite pentru cilindrii, ceea ce reprezintă o altă funcție importantă a elementelor de aliere prezente în compoziția lor.

### **3.5. CONSIDERAȚII PRIVIND TEHNOLOGIA ACTUALĂ DE FABRICAȚIE A CILINDRILOR FORJAȚI**

Cilindrii de laminare realizați din oțeluri forjate, mărcile 55VMoCr12, 85MoCrNi10 și 90VMoCr15, au compoziția chimică standardizată, prezentată în tabelul 3.2, iar caracteristicile mecanice obținute după tratamentul termic secundar trebuie să se încadreze în limitele prevăzute în tabelul 3.3.

De regulă, analizele chimice se determină pe probe luate la turnarea fiecărei șarje, iar caracteristicile mecanice se stabilesc pe loturi de tratament termic și șarjă. Duritatea pe tăblie se verifică pe 3 generatoare la 120<sup>0</sup> și în 3 puncte echidistante pe fiecare generatoare, iar pe fusuri în 2 puncte la 180<sup>0</sup> radial simetric unul față de altul, pentru fiecare cilindru.

Stadiul cercetărilor cu privire la cilindrii de laminare forjați din mărcile de oțeluri nominalizate se află într-o fază inițială deoarece până în prezent nu s-au putut asigura caracteristicile mecanice și duritatea conform prevederilor impuse pentru aceste calități.

COMPOZIȚIA CHIMICĂ A OȚELURILOR CERCETATE

Tabelul 3.2.

OȚEL MARCA	COMPOZIȚIA CHIMICĂ [ % ]									Obs.
	C	Si	Mn	P	S	Mo	V	Cr	Ni	
55VMoCr12	0,50÷0,60	0,20÷0,37	0,35÷0,65	max. 0,04	max. 0,04	0,30÷0,50	0,10÷0,20	1,00÷1,30	Max. 0,30	Cu max. 0,20
85MoCrNi10	0,80÷0,90	0,20÷0,37	0,60÷0,80	max. 0,04	max. 0,04	0,20÷0,30	-	1,80÷2,10	0,90÷1,10	Cu max. 0,30
90VMoCr15	0,85÷0,95	0,20÷0,37	0,25÷0,45	max. 0,04	max. 0,04	0,20÷0,30	0,10+0,20	1,40÷1,70	max. 0,03	Cu max. 0,30

CARACTERISTICILE MECANICE A OȚELURILOR CERCETATE

Tabelul 3.3.

OȚEL MARCA	LIMITA DE CURGERE Rp <sub>0,2</sub> [N/mm <sup>2</sup> ]		ALUNGIREA A [% ]		GĂTUIREA Z [% ]		DURITATEA [HB]
	L	T	L	T	L	T	
55VMoCr12	min. 800	min. 760	min. 9	min. 6	min. 30	min. 15	380 ÷ 400
85MoCrNi10	min. 800	min. 760	min. 80	min. 80	min. 80	min. 80	380 ÷ 320
90VMoCr15	min. 800	min. 800	min. 80	min. 80	min. 80	min. 80	380 ÷ 420

în care, L – reprezintă probe longitudinale.

T – probe tangențiale.

Cilindrii respectivi se livrează cu certificat de calitate pentru compoziția chimică și caracteristicile mecanice la care se atașează diagrama de tratament termic secundar și fișa tip de urmărire în exploatare.

Astfel, duritatea tăbliei cilindrilor din oțelul 55MoCr12 s-a situat doar în limitele 260 ... 290 HB, ceea ce reprezintă o valoare mult sub limita impusă. Cilindrii din oțelul forjat de marcă 85MoCrNi10 au de obicei diametrul nominal peste 700 mm, iar duritatea obținută după tehnologiile cunoscute nu a depășit 280 ... 320 HB.

După tehnologia clasică, o importanță mai mare s-a acordat cilindrilor din oțel forjat de marcă 90VMoCr15, unde în urma tratamentelor termice aplicate s-a obținut o structură uniformă și o granulație mai fină, precum și globulizarea carburilor, asigurându-se în acest mod o prelucrabilitate acceptabilă.

Analizând în detaliu tehnologia de forjare și tratament termic a cilindrilor de laminare din cele trei mărci de oțeluri, se poate concluziona că aceasta nu are la bază o viziune științifică aplicativă. Din acest motiv cilindrii forjați nu au corespuns condițiilor impuse atât din punct de vedere a durității tăbliei și fusurilor, precum și din punctul de vedere al structurilor rezultate.

Aceasta pentru că în procesul fabricației lor nu s-a corelat structura obținută prin deformare plastică la cald și nici nu s-au eliminat gazele din oțel prin tratamentul termic, care să conducă la un conținut inofensiv de gaze în materialul cilindrului. Un

alt neajuns al tehnologiei clasice practicate până în prezent constă în faptul că înaintea tratamentului termic primar nu s-a aplicat recoacerea de dehidrogenare pentru difuzia hidrogenului și normalizarea pentru finisarea granulației.

De asemenea, în procesul tehnologic de tratament termic nu se aplicau anumite operații privind fusurile cilindrilor, în scopul obținerii unor durități mai mici în comparație cu tăblia. Această dificultate a făcut ca duritatea în secțiunea fusurilor să crească mult, ceea ce a condus la avarii prin ruperea acestora în timpul procesului de exploatare.

În concluzie, cercetările efectuate de autor cu privire la îmbunătățirea tehnologiilor de fabricație a cilindrilor de laminare, forjați din mărcile de oțeluri menționate, au un domeniu vast de aplicabilitate și valorificare.

### *CONCLUZII LA PARTEA I*

1. Ca urmare a contactului îndelungat cu materialul metalic încălzit în domeniul temperaturilor de prelucrare plastică, cilindrii de laminare suportă solicitări variabile complexe datorită tensiunilor termice care se dezvoltă;

2. Durabilitatea în exploatare a cilindrilor de laminare este determinată în principal de rezistența acestora la uzură care depinde nu numai de calitatea aliajului din care sunt realizați, ci și de natura oțelului care se laminează, precum și de modul și condițiile în care ei lucrează;

3. Din cauza unei răcirii neadecvate, structura obținută la cilindrii fabricați după tehnologia clasică nu asigură duritatea și durabilitatea necesară în exploatare. A rezultat de asemenea că tehnologia necesită îmbunătățiri, începând cu controlul solidificării metalului lichid în forma de turnare;

4. Experiența turnării cilindrilor din oțel hipereutectoid de tip Adamit aliat cu Cr – Ni - Mo, arată posibilitatea obținerii unor rezultate mai bune când temperatura de turnare este de 1520 ... 1540<sup>0</sup>C. La mărirea temperaturii de turnare se grăbește scoaterea din uz a cochilelor și crește tendința de formare a aderențelor;

5. Tratamentul termic primar și secundar la cilindrii din toate grupele de oțeluri Adamit nu a fost asimilat până în prezent, efectuându-se în mod empiric fără nici-o motivație de cercetare științifică, motiv pentru care nu se asigura obținerea unei structuri cu masa de bază perlitică fină și cementită proeutectoidă, fragmentată fin și omogen distribuită;

6. Pentru îmbunătățirea tehnologiei de fabricație, atât a cilindrilor turnați din oțeluri hipereutectoide, cât și a celor forjați din oțeluri aliate, trebuie aduse importante modificări în tratamentul termic primar și secundar. În esență, pentru fiecare din acestea se impun tehnologii noi, care să asigure structuri și durități optime, inclusiv eliminarea unor tensiuni interne deosebit de periculoase ce duc la scoaterea prematură a cilindrilor din exploatare.



## PARTEA A II-A

## CERCETĂRI PROPRII, ANALITICE ȘI EXPERIMENTALE

## CAPITOLUL 4

*SOLICITĂRILE MECANO-TERMICE A CILINDRILOR  
ÎN PROCESUL DE EXPLOATARE*

Una din problemele de mare actualitate a tehnologiilor de laminare, o constituie durabilitatea scăzută în exploatare a cilindrilor.

Relațiile utilizate pentru calculul clasic a cilindrilor de laminare corespund cerințelor reale de exploatare numai din punct de vedere al determinării diametrului nominal a cilindrilor. Este evident că pentru calculul tăbliei, determinarea diametrului pe baza momentului static de încovoiere nu corespunde cu solicitările reale din exploatare. Nu rare sunt cazurile când șocurile termice duc la ruperea cilindrilor de laminare prin secțiunile maxime ale acestora [1], [2].

În metodologia de calcul clasic a cilindrilor de laminare nu se ține seama de influența variațiilor de temperatură, care au efecte majore în timpul procesului de laminare. Amorsarea fisurilor specifice pe suprafața cilindrilor (vezi fig.2.2,b, fig.2.3) au un teren deosebit de favorabil pentru propagare, datorită fenomenelor care se produc la suprafața cilindrului care este supusă în permanență la variații termice, prin faptul că pe de o parte primește căldura prin conducție de la laminatul incandescent, iar pe de altă parte cedează căldură datorită răcirii cilindrilor cu jeturi de apă sub presiune. Toate aceste fenomene care sunt mai mult sau mai puțin accentuate, în funcție de tipul și specificul laminorului nu sunt luate în considerare în calculul clasic al cilindrilor de laminare.

După literatura de specialitate [8], [9], [10], [11], cilindrii de laminare se calculează la acțiunea forțelor statice, forțe ce rămân constante în timp. Această ipoteză o putem considera numai parțial satisfăcătoare și corespunzătoare cu condițiile practice de exploatare.

Noi considerăm calculul la solicitări statice, adoptat în literatura tehnică de specialitate, justificat numai pentru determinarea diametrului nominal al cilindrilor. Dacă însă studiul rezistenței cilindrilor de laminare se extinde și asupra durabilității în exploatare a acestora, atunci trebuie să se țină seama de întregul complex de solicitări variabile cu influențe mecano - termice. În condițiile cele mai favorabile de exploatare, pe suprafața cilindrilor de laminare apar fisuri specifice de oboseală termică care limitează utilizarea cilindrilor în perioada unei campanii de laminare, după care cilindrii se recalibrează pentru a fi din nou folosiți.

Calculul clasic de rezistență a cilindrilor de laminare, după [8], [9], se rezumă la următoarele solicitări:

- tăblia cilindrilor se calculează la tensiuni de încovoiere;
- fusurile cilindrilor se calculează la tensiuni de încovoiere și răsucire;

– paleta cilindrului sau rozeta, se calculează la tensiuni de răsucire.

În fig. 4.1 se reprezintă schematizat cilindrul unui laminor de semifabricate, asupra căruia acționează forțele de laminare ce produc pe tăblie tensiuni clasice de încovoiere rotativă și presiune de contact.

Din literatura de specialitate [11], [12], [13], [14], [15], tensiunile de încovoiere și răsucire se determină cu precizie suficientă fără dificultăți. De remarcat este faptul că tensiunile de încovoiere, așa cum se observă din figură, sunt variabile în secțiune, fiind de compresiune în zona de deformare, iar în partea opusă acesteia, de întindere, notate cu valori pozitive.

Se cunoaște că tensiunile de încovoiere se determină cu relația (4.1):

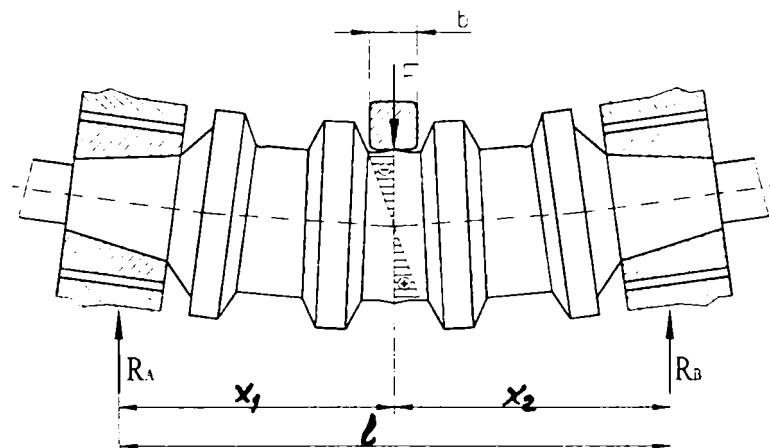
$$\sigma_i = \frac{M_i}{I/y} \alpha_k \quad [\text{N/mm}^2] \quad (y = r) \quad (4.1)$$

în care:

$M_i$  – reprezintă momentul de încovoiere ce acționează asupra cilindrului în procesul de laminare, în cazul unei forțe de laminare uniform repartizată pe lățimea  $b$  a laminatului [9];

$I$  – momentul de inerție pentru solicitarea la încovoiere a cilindrului;

$Y$  – reprezintă distanța de la axa cilindrului până la secțiunea elementară ( $y = r$ )



*Fig.4.1. Repartizarea solicitării cilindrului de laminare la tensiuni de încovoiere a tăbliei.*

$$M_i = F \left[ \frac{x_1 \cdot x_2}{l} - \frac{b}{8} \right] \quad (4.2.)$$

în care,  $x_1, x_2$  - distanța de la axa lagărelor până la axa laminatului, care se schimbă funcție de poziția calibrului pe cilindrul respectiv.

În cazul dat 
$$x_1 = x_2 = \frac{l}{2}$$

- $l$  - distanța între axele lagărelor cilindrilor;  
 $b$  - lățimea laminatului;  
 $R$  - raza cilindrului pe calibrul care se efectuează laminarea;  
 $\alpha_k$  - factorul de formă pentru corectarea tensiunilor cilindrilor calibrați la laminoarele degrositoare;  
 $F$  - forța de laminare, determinată din calculul de calibrare a cilindrilor.

Tăblia cilindrilor de laminare este solicitată și la tensiuni produse de momentul de laminare. Aceste tensiuni se determină cu relația (4.3):

$$\tau = \frac{M_t}{I_p / r} \alpha_k \quad [\text{N/mm}^2] \quad (4.3)$$

în care:  $M_t$  - reprezintă momentul de torsiune egal cu momentul de laminare [9];  
 $I_p$  - modulul polar de inerție al tăbliei cilindrului;  
 $r$  - raza considerată din axa cilindrului până la suprafața elementară în care se calculează tensiunea tangențială.

Este cunoscut faptul că, tensiunile de încovoiere și răsucire acționează simultan în cilindrii, astfel că poate fi determinată și valoarea tensiunilor compuse. Aceste determinări numerice le vom efectua pentru mai multe fibre din secțiunea cilindrului în mod deosebit pentru fibrele corespunzătoare razei  $r$  – la nivelul cărora se vor determina și tensiunile termice, având astfel posibilitatea comparării tuturor tipurilor de tensiuni ce acționează în cilindrii de laminare.

În condițiile de deformare plastică din zona de deformare cu o precizie suficientă de calcul, presiunea pe suprafața de contact dintre materialul metalic și suprafața calibrului este echivalentă cu tensiunea de deformare. Aici trebuie arătat că pentru determinarea tensiunilor de contact nu poate fi utilizată relația lui Hertz, aceasta corespunde doar pentru solicitările din domeniul elastic.

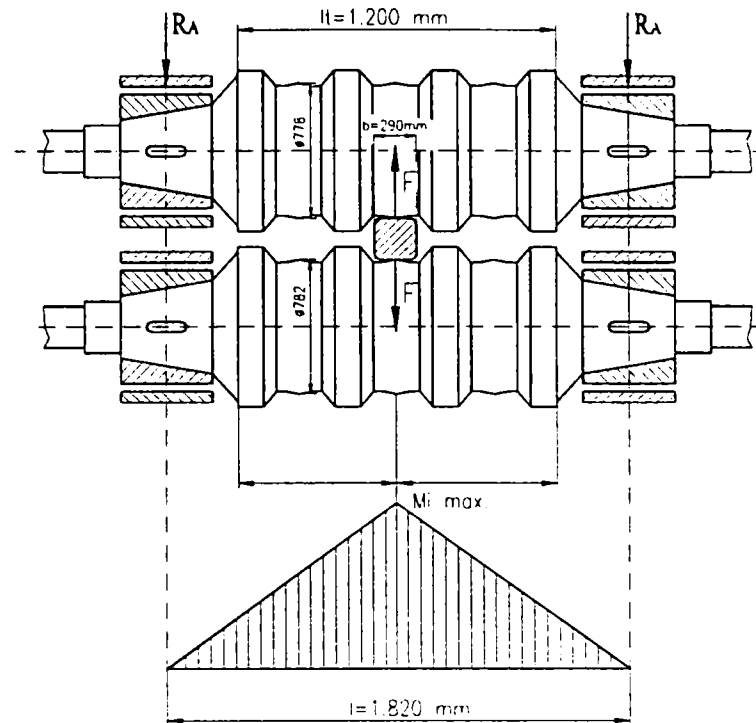
Tensiunile la presiunea medie de contact se determină cu relația (4.4), [16], [17], [18],

$$\sigma_{pc_m} = \frac{F_{\max.}}{B_m \sqrt{R \cdot \Delta h}} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (4.4)$$

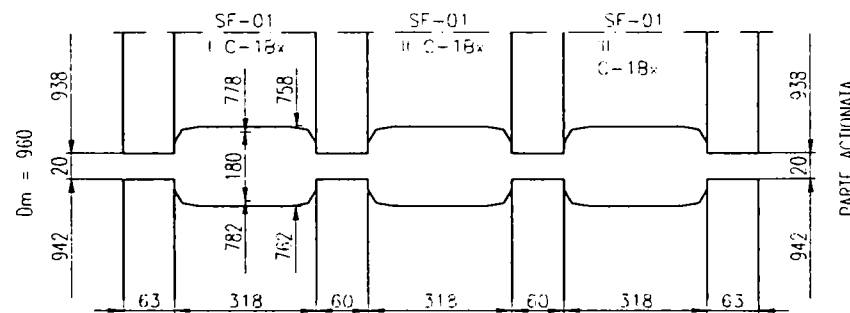
Tensiunile statice sunt luate în considerare prin determinarea rezistenței admisibile cu ajutorul coeficienților de siguranță. De cele mai multe ori cilindrii de laminare se dimensionează pe baza unor calcule aproximative cu relații clasice, fără să se țină seama de influența efectului solicitărilor variabile, respectiv de încovoiere rotativă și a tensiunilor termice. Astfel, Ţelikov [8] propune ca valoarea coeficientului de siguranță să fie egală cu 5 ( $c = 5$ ).

În fig. 4.2 se prezintă schema de calcul din ansamblul cilindrilor de laminare, a unui laminor de semifabricate. Cilindrii respectivi prezintă trei calibre identice pe care se laminează blumuri cu secțiunea de 380 x 280 mm, realizându-se o reducere de secțiune la 340 x 290 mm, conform schemei de calibrare (fig.4.3).

Forța de laminare determinată analitic pe baza schemei de calibrare, este  $F = 2.730$  kN.



*Fig. 4.2. Solicitarea cilindrilor de laminare din caja degrositoare a unui laminor de semifabricate.*



*Fig.4.3. Schema de calibrare a cilindrilor din oțel 90VMoCr15 la un laminor de semifabricate.*

**COMPOZIȚIA CHIMICĂ ȘI CARACTERISTICILE CILINDRILOR DIN CAJA  
DEGROSISOARE A LAMINORULUI DE SEMIFABRICATE**

Tabelul 4.1.

Marca oțelului	OȚEL ALIAT MARCA 90VMoCr15 Ø940 x 3970									
Compoziția chimică	C	Si	Mn	P <sub>max.</sub>	S <sub>max.</sub>	Cr	Ni <sub>max.</sub>	Mo	V	Cu <sub>max.</sub>
	0,85 ÷0,95	0,20 ÷0,37	0,25 ÷0,45	0,04	0,04	1,40 ÷1,70	0,03	0,20÷ 0,30	0,10÷ 0,20	0,30
Caracteristici mecanice pe tăblie	Duritatea [ HB ]		Limita de curgere R <sub>p02</sub> [N/mm <sup>2</sup> ]		Rezistența la rupere R <sub>m</sub> [N/mm <sup>2</sup> ]		Alungirea A [%]		Gâtuirea Z [%]	
	380÷420		min.800		min.900		min. 80		min. 80	
Difuzibilitatea termică	$a = \frac{\lambda}{\gamma_c}$ [m <sup>2</sup> /h]					45,9 · 10 <sup>-3</sup> m <sup>2</sup> /h				
Căldura specifică	C <sub>p</sub> [J/kg <sup>0</sup> K]					4,3 KJ/kg <sup>0</sup> K				
Coefficientul de conductibilitate termică	λ [W/m <sup>0</sup> k]					45,6 W/m <sup>0</sup> k				
Coefficientul de dilatare liniară	α [1/ <sup>0</sup> k]					11,7 · 10 <sup>-60</sup> K <sup>-1</sup>				
Modulul de elasticitate longitudinal	E [N/mm <sup>2</sup> ]					2,1 · 10 <sup>3</sup> N/mm <sup>2</sup>				
Coefficient de contracție transversală	μ = 0,3									

Având în vedere că cilindrii dispun de trei calibre identice și prin laminarea blumurilor priză folosite, se obține secțiunea □ 340×290 mm, solicitarea periculoasă este atunci când se laminează pe calibrul din mijloc. În această situație determinăm tensiunile de încovoiere, răsucire și presiune de contact pentru acest calibr, iar rezultatele obținute se prezintă în tabelul 4.2.

**REZULTATELE CALCULELOR PENTRU TENSIUNILE DE ÎNCOVOIERE,  
RĂSUCIRE ȘI PRESIUNE DE CONTACT (CALIBRUL II, SITUAT PE  
MIJLOCUL TĂBLIEI CILINDRULUI)**

Tabelul 4.2.

Secțiunea pe trecere [mm <sup>2</sup> ]	Forța de laminare F [kN]	Raza calibrului cilindrului superior R [mm]	Distanța de la lagăre		Lățimea b [mm]	Momentul încovoietor $M_i = F \left( \frac{x_1 \cdot x_2}{l} - \frac{b}{8} \right)$ [N·mm]
			$x_1 = \frac{\ell}{2}$ [mm]	$x_2 = \frac{\ell}{2}$ [mm]		
priză 380x280 reducere 340x290 $\Delta h = 40$ mm	2730	389	910	910	290	$178.496,5 \cdot 10^3$
Tensiunea la presiune de contact pe suprafața calibrului $\sigma_{pc} = \frac{F}{b \cdot \sqrt{R \cdot \Delta h}} = \frac{273.000}{290 \cdot \sqrt{389 \cdot 40}} = 75,5$ N/mm <sup>2</sup>			Momentul de răsucire $M_t = 0,5 \cdot F \cdot \sqrt{R \cdot \Delta h} = 0,5 \cdot 293 \cdot 10^3 \cdot \sqrt{389 \cdot 40} =$ $M_t = 17026,97 \cdot 10^3 \text{ N·mm}$			
Nivelul fibrei în care se determină tensiunea $R - \Delta_p$ [mm]	Modulul de rezistență la încovoiere $W_i = \frac{\pi R^4}{4r}$ [mm <sup>3</sup> ]	Modulul de rezistență polar $W_p = \frac{\pi R^4}{2r}$ [mm <sup>3</sup> ]	Tensiunea la încovoiere $\sigma_i = \frac{M_i}{\pi R^4 / 4r}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	Tensiunea tangențială $\tau = \frac{M_t}{\pi R^4 / 2r}$ [N/mm <sup>2</sup> ]		
$r_0 = R - 0 = 389$	$14.715,96 \cdot 10^3$	$29.431,93 \cdot 10^3$	169,8	8,10		
$r_1 = R - 1,5 \text{ mm} =$ $= 389 - 1,5$ $= 387,5$	$14.772,93 \cdot 10^3$	$29.545,86 \cdot 10^3$	169,1	8,02		
$r_2 = R - 3 \text{ mm} =$ $= 389 - 3$ $= 386$	$14.830,34 \cdot 10^3$	$29.660,68 \cdot 10^3$	168,5	8,01		
$r_3 = R - 6 \text{ mm} =$ $= 389 - 6$ $= 383$	$14.946,50 \cdot 10^3$	$29.893,01 \cdot 10^3$	167,1	7,93		
$r_4 = R - 9 \text{ mm} =$ $= 389 - 9$ $= 380$	$15.064,50 \cdot 10^3$	$30.129,00 \cdot 10^3$	165,9	7,91		
$r_5 = R - 15 \text{ mm} =$ $= 389 - 15$ $= 374$	$15.306,18 \cdot 10^3$	$30.612,36 \cdot 10^3$	163,2	7,78		
$r_6 = R - 25 \text{ mm} =$ $= 389 - 25$ $= 364$	$15.726,68 \cdot 10^3$	$31.453,36 \cdot 10^3$	158,9	7,57		

$r_7$	$= R - 50 \text{ mm} =$ $= 389 - 50$ $= 339$	$16.886,46 \cdot 10^3$	$33.772,92 \cdot 10^3$	126,2	7,05
$r_8$	$= R - 100 \text{ mm} =$ $= 389 - 100 =$ $= 289$	$19.807,99 \cdot 10^3$	$39.615,98 \cdot 10^3$	126,1	6,01
$r_9$	$= R - 300 \text{ mm} =$ $= 389 - 300 = 89$	$64.320,35 \cdot 10^3$	$128.640,0 \cdot 10^3$	38,8	1,85
$\Delta_r$ – adâncimea sub suprafața cilindrului; $\Delta_r = 0; 15; 30; 6; 9; 15; 25; 50; 100; 300 \text{ mm}$ $\alpha_k$ – coeficientul de concentrare a tensiunilor, $\alpha_k = 1,40$					

Tensiunile de solicitare a cilindrilor de laminare, în mod deosebit cele de încovoiere rotativă, așa cum rezultă din tabelul 4.2 au valori acceptabile, iar tensiunile tangențiale sunt cu totul neglijabile. Determinarea acestor tensiuni la diferite nivele sub suprafața calibrului de laminare, permite compararea lor din punct de vedere valoric, cu tensiunile produse de variațiile de temperatură, în masa cilindrilor, care uneori pot atinge valori ridicate și reprezintă motivul de producere a fisurilor specifice din stratul superficial al tăbliei cilindrilor.

Metodele clasice de dimensionare a cilindrilor nu răspund la multe din fenomenele procesului de laminare, fenomene care se produc între cilindrii și laminat. Aceste metode nu țin seama de influențele termice, deosebit de pronunțate, care constituie una din cauzele fundamentale ce duc la distrugerea cilindrilor de laminare la cald.

Literatura de specialitate cu privire la studii și cercetări asupra comportării cilindrilor de laminare, în general este foarte restrânsă. Cel mai mult sunt cercetați cilindrii laminoarelor de tablă. În lucrările [19], [20] se studiază cilindrii pentru laminarea tablelor. Cercetările întreprinse nu sunt îndreptate însă asupra fenomenelor din stratul superficial al tăbliei cilindrilor, acestea se rezumă doar la studiul profilului termic al tăbliei, respectiv la generarea acestui profil, factor deosebit de important la laminarea tablelor subțiri. Unele aspecte privind distrugerea cilindrilor de laminare datorită defectelor de material sunt studiate de Tilkın [21]. De asemenea Șicikov [20] arată că rezistența cilindrilor de laminare la cald cu influența diferitelor tipuri de tensiuni în detaliu nu este studiată. Apreciem însă că pentru studierea profilului termic a cilindrilor laminoarelor de tablă, autorul împarte câmpul de temperatură în câmp radial simetric și asimetric, fapt ce favorizează principiul adoptat de autor în studierea detaliată a tensiunilor termice din cilindrii de laminare la cald.

Cilindrii pentru laminarea la cald lucrează în condiții de solicitări variabile compuse care se datorează procesului de deformare plastică a metalului și care se repetă la anumite intervale ciclice de timp.

Repetarea încălzirii și răcirii la fiecare rotație, produce variații ciclice de temperatură – atât în straturile superficiale ale calibrelor cât și în secțiunile acestora. În această situație se produc tensiuni termice variabile care însumându-se cu



tensiunile mecanice ajung la valori însemnate, ce depășesc în multe cazuri limita de rezistență a materialului din care sunt confecționați cilindrii, producând fisuri în straturile de suprafață ale acestora.

În procesul de exploatare, factorii mai importanți care determină încălzirea cilindrilor, sunt:

- temperatura caracteristică pentru domeniul de laminare optim;
- viteza de laminare, respectiv numărul de rotații al cilindrilor de laminare;
- lungimea materialului care se laminează;
- durata laminării;
- durata pauzelor din timpul procesului de laminare;
- masa laminatului în comparație cu masa cilindrilor de lucru;

În multe cazuri fisurile produse de tensiunile termice pătrund în adâncimea calibrelor și produc avarii prin ruperea cilindrilor sau scoaterea prematură a acestora din exploatare.

Conform schemei de reprezentare a procesului de laminare la cald, din figura 4.4 se observă că laminatul 1 în stare incandescentă la o temperatură de peste  $1100^{\circ}\text{C}$  este deformat între cilindrul superior 2 și inferior 3, pe baza schemei întocmite. În timpul laminării, cilindrii sunt răciți cu jeturile de apă 5, transmise din colectoarele 4, pe care sunt montate diuzele de pulverizare. Analizând logic procesul de laminare rezultă că există posibilitatea cunoașterii principiului de repartizare a temperaturii pe suprafața cilindrilor, așa cum se prezintă în figura 4.5.

Dacă analizăm un punct material sau o suprafață elementară de pe tăblia cilindricului, aceasta își modifică temperatura în timpul unei rotații funcție de unghiul  $\varphi$  pe care îl parcurge în procesul de laminare, variația temperaturii în timpul rotației cilindricului se repetă ciclic cu aceleași valori în condiții identice de exploatare, când cilindrii de laminare ajung în regim termic staționar sau cvasistaționar.

După cum se observă din figura 4.5 variația temperaturii pe suprafața unui cilindru în timpul unei rotații are o limită maximă,  $t_{\max}$  în punctul II, desigur cu limită minimă,  $t_{\min}$  în punctele III+IV, cu valoarea aproape egală cu temperatura apei de răcire.

Se remarcă de asemenea faptul că variațiile de temperatură pe suprafața cilindricului de laminare se atenuază în stratul superficial al calibrului de laminare pe măsură ce înaintăm în adâncimea secțiunii cilindricului.

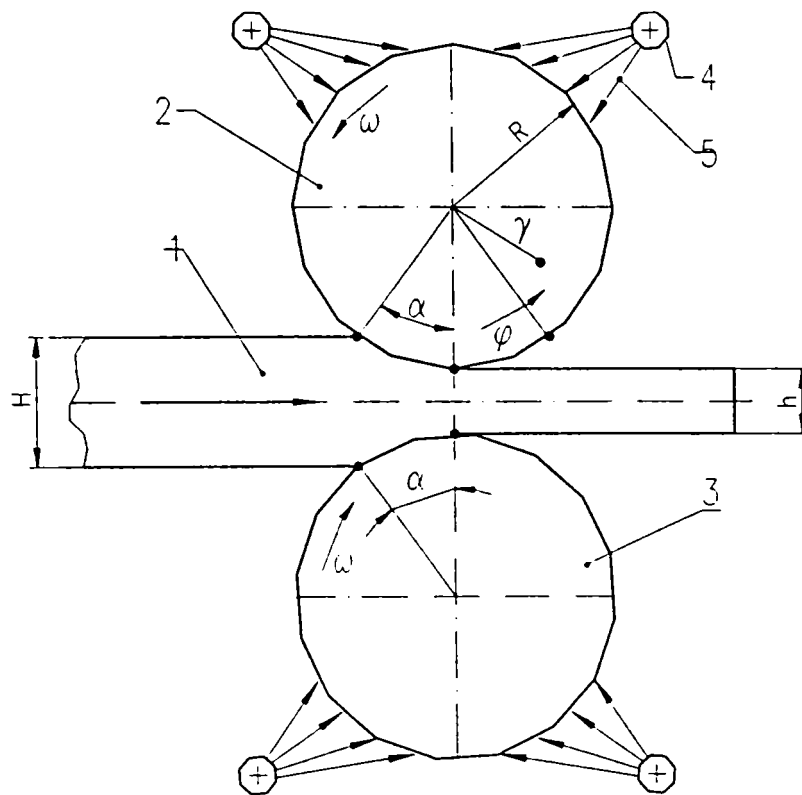
În această situație la o anumită adâncime de la suprafața cilindricului variațiile de temperatură devin aproape imperceptibile, astfel încât temperatura din secțiunea transversală de sub stratul de suprafață devine egală în toată secțiunea cilindricului, conform reprezentărilor din fig. 4.6, pe care o numim temperatură medie  $\bar{t}$ .

Cercetările experimentale efectuate [1], [2] la care autorul prezentei lucrări a fost coautor, au dovedit că variația temperaturii pe suprafața cilindricilor se atenuază la o adâncime  $\delta = 20 \dots 30$  mm.

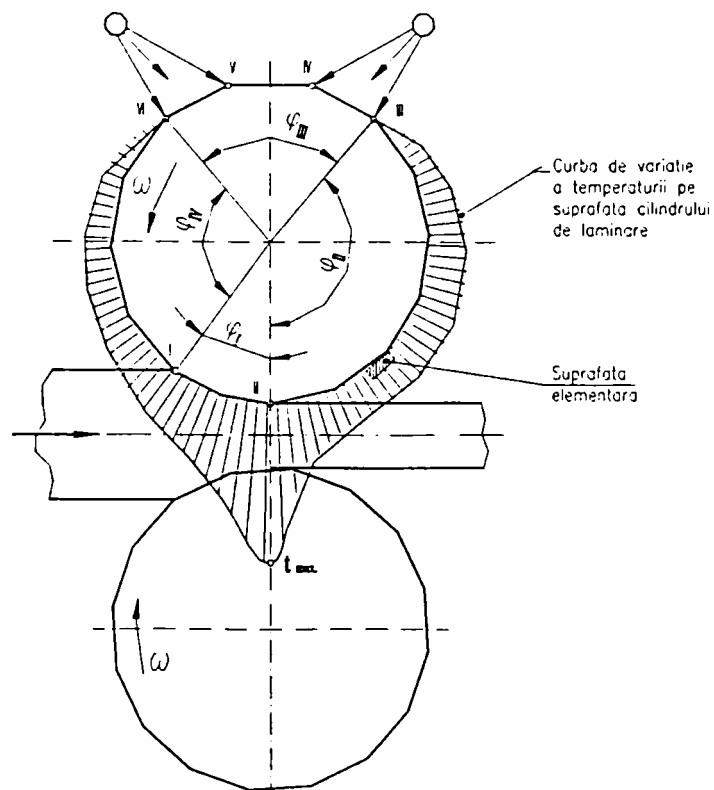
Astfel, stratul superficial al cilindricului de laminare, cuprins între raza  $R$  și  $R_{\delta}$  reprezintă suprafața din secțiune în care acționează temperaturile ce depășesc tempe-



ratura medie, respectiv  $\bar{t}$ , iar spre interiorul secțiunii reprezentată de suprafața limitată de raza exterioară  $R_8$  – acționează numai temperatura medie  $\bar{t}$ .



*Fig.4.4. Schema principiului de deformare plastică în procesul de laminare la cald.*



*Fig.4.5. Variația temperaturii pe suprafața cilindrilor, rezultată din analiza logică a procesului de laminare la cald.*

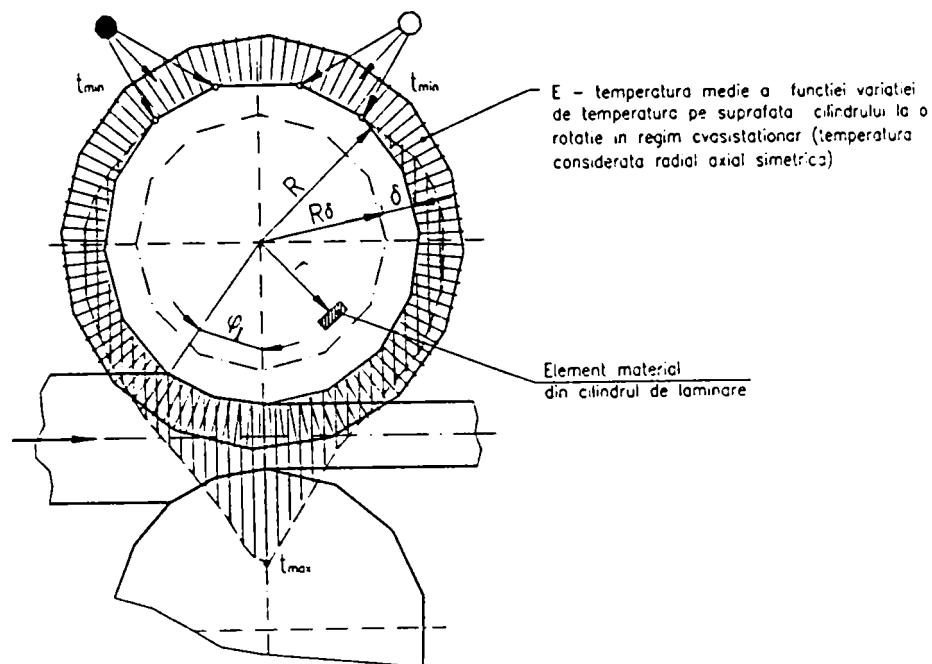


Fig. 4.6. Reprezentarea temperaturii medii din secțiunea transversală a calibrului cilindric de laminare.

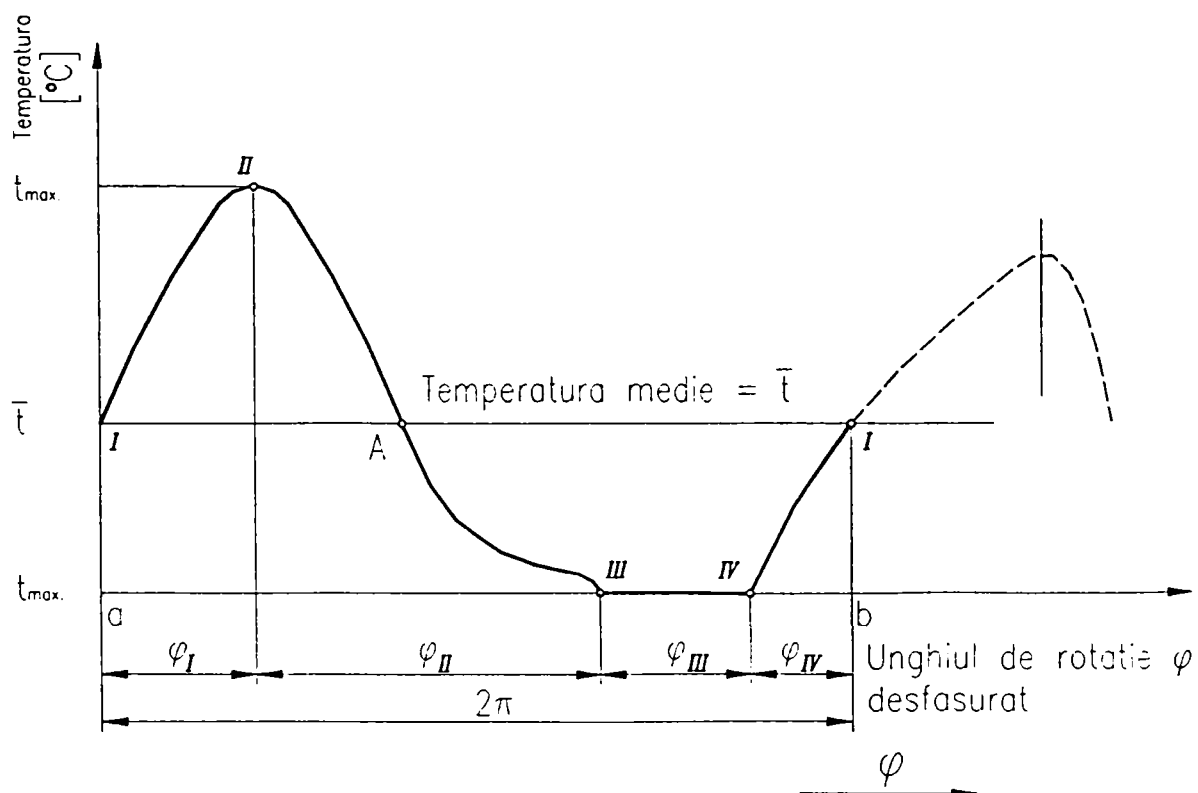


Fig. 4.7. Reprezentarea curbei variațiilor de temperaturi pe suprafața cilindricilor de laminare la o rotație într-un sistem bidimensional de axe de coordonate.

De asemenea, se observă că temperaturile care sunt limitate de curba I–A, ce depășesc nivelul temperaturii medii determină câmpul de temperaturi asimetric, iar linia dreaptă I–A–I reprezintă temperatura medie a cilindrului  $\bar{t}$ , respectiv câmpul de temperaturi simetrice, care se află în interiorul secțiunii circulare limitată de raza  $R_s$  și este funcție de variația temperaturii pe suprafața cilindrului.

Din punct de vedere matematic, câmpul de temperatură radial simetric este dat de integrala funcției ce o descrie curba exponențială de variație a temperaturii pe suprafața cilindrului de laminare [1], [2].

Valoarea temperaturii medii  $\bar{t}$  este funcție de raza  $r$ , unghiul de rotație  $\varphi$  și de timpul  $\tau$ , care se poate determina după relația (4), a lui Simpson [17].

$$\bar{t} = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} t(r, \varphi, \tau) d\varphi = \frac{1}{2\pi} \cdot \frac{b-a}{6n} \left\{ f_{(a)} - f_{(b)} + 4[f_{(x_1)} + f_{(x_3)} + \dots + f_{(x_{2n-1})}] + \right. \\ \left. + 2[f_{(x_2)} + f_{(x_4)} + \dots + f_{(x_{2n-2})}] \right\} \quad (4.5)$$

( $n = 1, 2, 3, 4 \dots$ )

în care:

$\tau$  – timpul în care se efectuează laminarea;

$t(r, \varphi, \tau)$  – funcția care descrie curba exponențială a variațiilor de temperatură pe suprafața cilindrului. Această curbă exponențială este cunoscută prin trasarea diagramelor de temperatură după oscilogramele înregistrate la laminarea experimentală [1]

$a$  – valoarea intervalului pe abscisă;  $a = 0$ ;

$b$  – valoarea intervalului;  $b = 2\pi$ ;

Separarea câmpurilor de temperatură în câmp radial simetric și asimetric, permite să studiem separat nu numai aceste câmpuri de temperatură dar și tensiunile produse de acestea [20], [21].

## CAPITOLUL 5

*EXPERIMENTĂRI PRIVIND REGIMUL TERMIC**A CILINDRILOR DE LAMINARE*

Cercetarea regimului termic a cilindrilor de laminare din caja unui laminor de semifabricate, a avut ca scop determinarea variațiilor de temperatură pe suprafața și în secțiunea radială a cilindrilor.

În acest scop, ne propunem să determinăm experimental curbele exponențiale care descriu variația temperaturii pe suprafața și în secțiunea radială a cilindrilor, care permite să delimităm câmpurile de temperatură radial simetrice și asimetrice la care sunt supuși cilindrii în interiorul unghiului de rotație  $\varphi = 2\pi$ , pentru regimul stabilizat al temperaturii, respectiv staționar sau cvasistaționar.

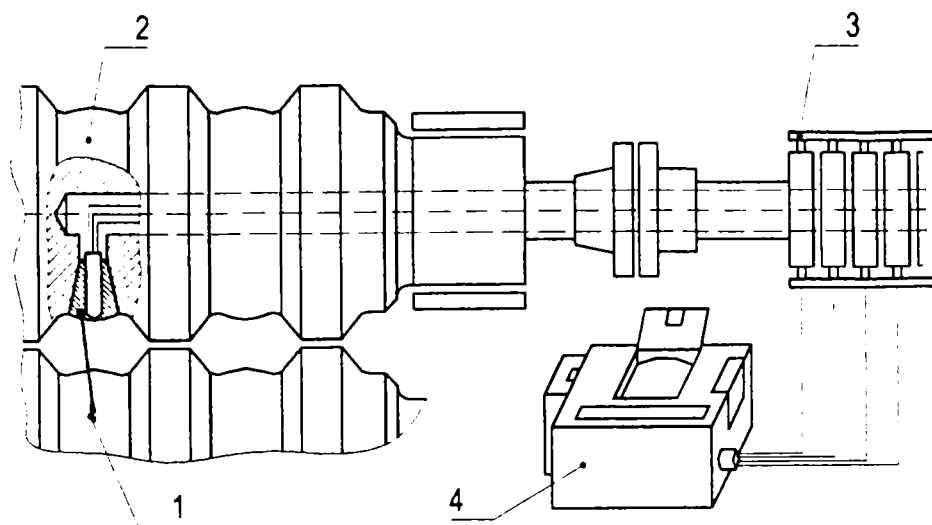
Condițiile inițiale de experimentare consideră faptul că în caja respectivă se realizează o laminare continuă din priza blum  $\square 380 \times 280$  mm, obținându-se o reducere de secțiune la  $\square 340 \times 290$  mm. Viteza de laminare este de 0,444 m/s, iar numărul de rotații a cilindrilor de laminare,  $n = 11,16$  rot/min.

Datorită condițiilor rigide de exploatare și a siguranței totale în funcționarea laminoarelor industriale existente, inclusiv a cajei din cadrul laminoarelor de semifabricate, precum și datorită operațiilor îndelungate și dificile din punct de vedere tehnic, pregătirea măsurătorilor și efectuarea experimentărilor direct pe cilindrii,  $\varnothing 940 \times 3970$  mm nu a fost posibilă. În această situație, înregistrarea curbelor de laminare s-a făcut pe un laminor experimental, conceput și realizat special pentru studiul regimurilor termice a cilindrilor de laminare la cald [1], cu simularea procesului din caja laminorului prezentat schematic în figura 5.1.

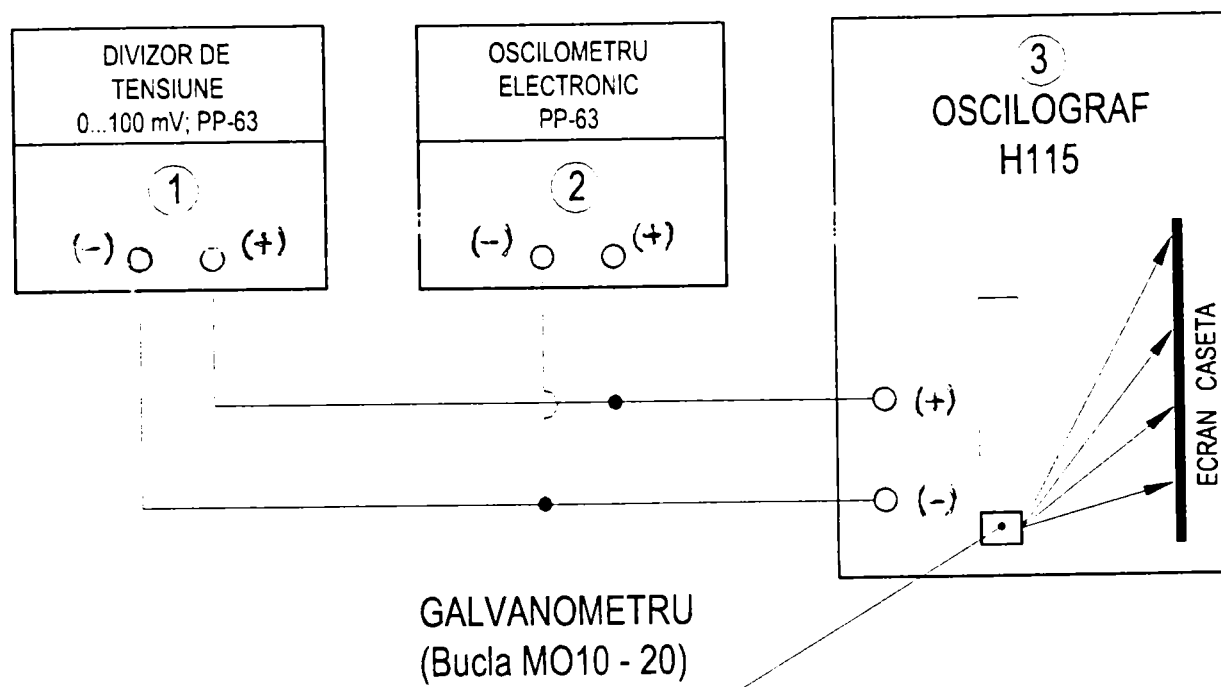
Instalația concepută pentru cercetarea variațiilor de temperatură, pe suprafața și în secțiunea cilindrilor de laminare, lucrează pe principiul efectului termo –electric în termocuple, după schema prezentă în figura 5.1. Termocuplele sunt formate din conductori de Pt 10-Rh/Pt cu diametrul de 0,06 mm. Acestea au fost montate în bolțurile conice 1, care s-au instalat în cilindrii experimentali de laminare 2, cu diametrul nominal,  $D = \varnothing 220$  mm. Termocuplele, utilizate pentru domeniul de temperatură cuprins între 50 ... 700°C au o inerție de răspuns de 0,08 secunde.

Cu ajutorul colectoarelor de termotensiune 3, având inele colectoare pe bază de perii de cărbune, termotensiunea din termocuple s-a transmis la oscilograful 4, tip H 115 cu 12 canale utilizând bucle de tip M010-20.

Etalonarea instalației pentru determinarea variațiilor de temperatură s-a efectuat după schema bloc prezentată în figura 5.2.



*Fig. 5.1. – Schema instalației pentru cercetarea variațiilor de temperatură pe suprafață și în secțiunea cilindrilor de laminare*



*Fig. 5.2. – Schema bloc pentru etalonarea instalației de înregistrare a valorilor de temperaturii din cilindrii de laminare.*

Cu ajutorul divizorului de tensiune 1 și a potențimetrului electronic 2, de tip PP-63, pentru curent continuu, s-a introdus tensiune electromotoare după SPIT-68, - Scara internațională practică de temperaturi [22], în  $\mu\text{V}$ , în bucla M010-20 montată în oscilograf 3.

Corespunzător tensiunii introduse în oscilograf s-a obținut devierea spotului luminos reflectat de oglinda galvanometrului, respectiv a buclei, realizându-se în acest fel scara etalon pentru temperaturi.

Determinarea tensiunii electromotoare în  $\mu\text{V}$  s-a făcut prin scăderea valorii de  $0,113 \mu\text{V}$  (reprezentând tensiunea rezultată la  $20^\circ\text{C}$ , având în vedere că etalonarea s-a

realizat la această temperatură) din valorile tabelare date în literatura de specialitate, care se referă la temperaturile sudurii termocuplului la 0°C.

Astfel după coloana diviziunilor obținute pe fanta ecran a oscilografului s-au determinat temperaturile din oscilogramele înregistrate pe hârtie fotografică, cu dezvoltare chimică.

La laminarea experimentală s-au utilizat bare din oțel pătrat  $\square 110 \times 110 \times 600$  mm., calitatea OL 50 încălzite la temperatura de 1130°C. Pentru a nu fi influențat caracterul variațiilor de temperatură, am realizat înregistrarea oscilogramelor la laminarea experimentală cu o viteză unghiulară, respectiv numărul de rotații  $n=11,16$  rot/min, egal cu numărul de rotații a cilindrilor de laminare din caja laminorului de semifabricate.

În figura 5.3 se prezintă una din oscilogramele înregistrate ce reprezintă o stare izocronă pe suprafață și în secțiunea cilindrului de laminare, în intervalul unei rotații, adică  $\varphi=2\pi$  rad. Dacă se face o analiză a curbelor exponențiale înregistrate pe oscilogramă, se poate observa că acestea confirmă caracterul exponențial al curbelor de variație a temperaturii pe suprafața cilindrului, caracter presupus în analiza logică a procesului de laminare la cald.

Vârfurile de temperatură de diferite nivele înregistrate de pe suprafața cilindrului  $\Delta_r = 0; 1,5; 3,0$  mm sunt deplasate pe orizontală, având un decalaj după un anumit unghi  $\varphi$  desfășurat, fapt ce indică timpul de transmitere a căldurii în masa cilindrului. De asemenea, într-o anumită zonă a unghiurilor jeturilor de răcire cu apă, temperatura la suprafața cilindrului de laminare este mai mică decât în stratul superficial la o adâncime  $\Delta_r = 1,5$  mm.

Trebuie menționat că pe oscilogramă s-au înregistrat simultan: curbele de variație a câmpurilor de temperatură, numărul de rotații a cilindrilor de laminare, respectiv viteza și forțele de laminare.

Studiul oscilogramelor înregistrate după mai multe bare laminate în aceleași condiții tehnologice, la același număr de rotații a cilindrilor de laminare, au fost sintetizate, iar media valorilor obținute, s-a centralizat sub forma unei diagrame de variație a temperaturii la scara 2,5:1, (fig. 5.4). În diagramă s-au înregistrat pe axa ordonată variațiile de temperatură pentru 32 diviziuni egale în interiorul unghiului  $\varphi=2\pi$  rad, desfășurat pe axa abscisă. Sinteza datelor caracteristice rezultate din diagrama de variație a temperaturii se prezintă în tabelul 5.1.

Pentru a efectua calculul tensiunilor produse de câmpurile simetrice și asimetrice de temperatură trebuie să se cunoască valorile temperaturilor înregistrate pentru toate cele patru curbe experimentale, adică pentru fiecare din cele 32 de diviziuni egale în care s-a împărțit unghiul  $\varphi=2\pi$  desfășurat pe axa abscisă a diagramei din fig. 5.4. Aceste valori sunt prezentate sintetic în tabelele 5.1 și 5.2.



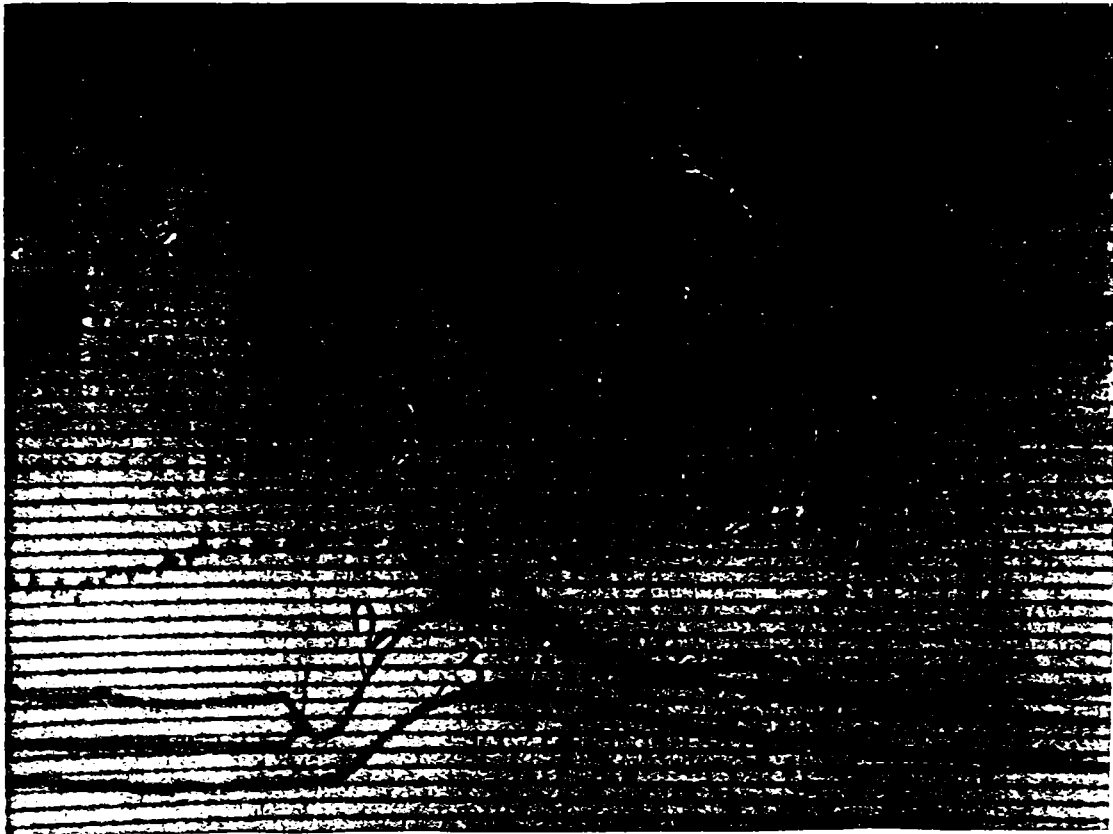


Fig.5.3. – Oscilograma câmpurilor de temperatură înregistrate în timpul laminării experimentale cu  $n=11,16$  rot/min.  
 1...3 – Variația temperaturii pe suprafața cilindrului și la adâncimile  $\Delta r = 1,5; 3,0$  mm; 4 – Viteza de laminare; 5, 6 - Forțele de laminare.

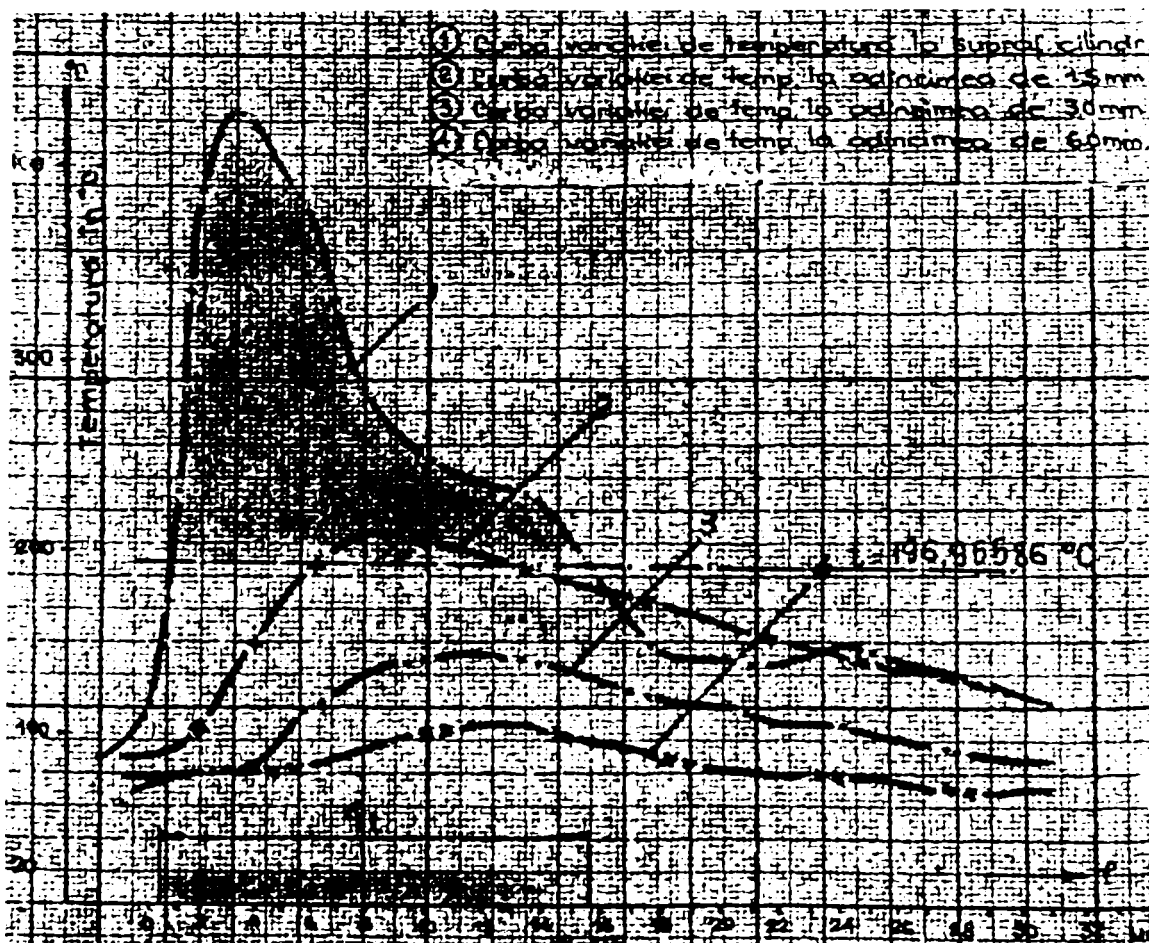


Fig.5.4. - Diagrama de variație a temperaturii rezultată din prelucrarea oscilogramelor la laminarea experimentală cu  $n=11,16$  rot/min.



**SINTEZA PRINCIPALELOR DATE CARACTERISTICE PENTRU CÂMPURILE DE  
TEMPERATURĂ EXPERIMENTATE (FIG. 5.4)**

Tabelul 5.1.

Unghiul $\varphi_i$ de introducere a căldurii în cilindru $\varphi_i = 182,9 \text{ }^\circ\text{C} = 3,1922763 \text{ rad.}$			Unghiul $\varphi_e$ de evacuare a căldurii din cilindru $\varphi_e = 177,1 \text{ }^\circ\text{C} = 3,090908 \text{ rad.}$	
Adâncimea sub Suprafață $\Delta r \text{ [mm]}$	Raza $r \text{ [mm]}$	Raza Specifică $\rho = \frac{r}{R}$	Temperatura determinată	
			Maximă $t_{\max} \text{ [}^\circ\text{C]}$	Medie $\bar{t} \text{ [}^\circ\text{C]}$
$\Delta r = 0$	$r_0 = R = 389$	$\rho_0 = 1$	412,5	196,9558
$\Delta r = 1,5$	$r_1 = 387,5$	$\rho_1 = 0,9961439$	192,8	141,6500
$\Delta r = 3,0$	$r_2 = 386$	$\rho_2 = 0,9922879$	131,2	92,2400
$\Delta r = 6,0$	$r_3 = 383$	$\rho_3 = 0,9845758$	96,0	73,1600

**VALORILE VARIATIILOR DE TEMPERATURĂ, DETERMINATE DUPĂ CURBELE  
1; 2; 3; 4 DIN DIAGRAMA PREZENTATĂ ÎN FIG. 5.4, în  $^\circ\text{C}$ .**

Tabelul 5.2.

Diviziunea		0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
Unghiul $\varphi$	rad	0,196	0,392	0,589	0,785	0,981	1,178	1,384	1,570	1,787	1,963	2,159	2,366
	grad	11,25	22,6	33,75	45,00	56,25	67,50	78,75	90,00	101,2	112,5	123,7	135,0
Curba 1 $\Delta r = 0 \text{ mm}$		210,7	210,7	375,0	412,5	402,7	382,1	353,5	325,0	264,2	240,6	231,2	225,0

Curba 2 $\Delta r = 1,5 mm$		80,0	84,0	96,0	125,0	142,8	160,0	175,0	183,0	192,8	192,8	189,2	187,5
Curba 3 $\Delta y = 3,0 mm$		70,0	70,0	70,0	72,0	74,0	92,0	103,5	114,2	121,4	128,1	131,2	131,2
Curba 4 $\Delta r = 6,0 mm$		69,0	70,0	70,0	71,0	71,0	73,0	75,0	76,0	84,0	88,0	92,0	96,0
<b>Diviziunea</b>		12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23
Unghiul $\varphi$	rad	2,552	2,748	2,945	3,141	3,337	3,534	3,750	3,926	4,123	4,319	4,516	4,722
	grad	146,2	157,5	168,7	180,0	191,2	202,5	213,7	225,0	236,2	247,5	258,7	270,0
Curba 1 $\Delta r = 0 mm$		219,0	216,0	210,7	203,5	168,7	146,8	134,2	128,1	125,0	125,0	128,1	134,3
Curba 2 $\Delta r = 1,5 mm$		183,9	178,5	173,3	166,6	163,3	160,0	157,1	150,0	146,8	143,7	139,0	134,3
Curba 3 $\Delta r = 3,0 mm$		131,2	129,6	126,5	121,4	117,8	114,2	110,7	107,1	103,5	96,0	96,0	100,0
Curba 4 $\Delta r = 6,0 mm$		96,0	94,0	92,0	90,0	86,0	80,0	78,0	77,0	72,0	68,0	68,0	70,0
<b>Diviziunea</b>		24	25	26	27	28	29	30	31				
Unghiul $\varphi$	rad	4,908	5,105	5,131	5,497	5,691	5,890	6,068	6,283				
	grad	281,2	292,5	303,7	315,0	326,2	337,5	348,7	360,0				
Curba 1 $\Delta r = 0 mm$		135,9	134,3	128,1	122,4	119,6	114,2	110,7	107,1				
Curba 2 $\Delta r = 1,5 mm$		131,2	128,1	125,0	121,4	117,8	114,2	110,7	107,4				
Curba 3 $\Delta r = 3,0 mm$		96,0	92,0	88,0	84,0	82,0	80,0	78,0	76,0				
Curba 4 $\Delta r = 6,0 mm$		68,0	67,0	66,0	64,0	64,0	64,0	66,0	66,0				

Calculul numeric a tensiunilor produse de variația câmpurilor simetrice de temperatură în cilindrii caiei degrositoare a laminorului de semifabricate, se efectuează cu relațiile (1.69), (1.70), (1.71); [2], și rezultatele se prezintă în tabelul 5.3.

**CALCULUL TENSIUNILOR PRODUSE DE CÂMPURILE SIMETRICE DE TEMPEATURĂ**

**Tabelul 5.3.**

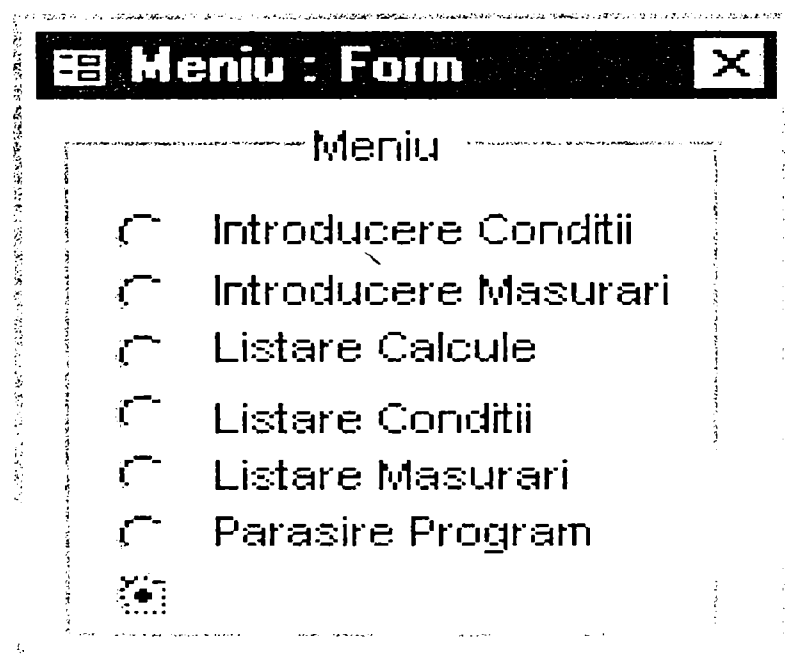
$\sigma_r^s = \frac{E \cdot \alpha}{1 - \mu} \left[ \int_0^1 \bar{t}(\rho, \tau) \rho \cdot d\rho - \frac{1}{\rho^2} \int_0^\rho \bar{t}(\rho, \tau) \rho \cdot d\rho \right]$				
$\int_0^1 \bar{t}(\rho, \tau) \rho \cdot d\rho$	$\Delta r [mm]$	$\frac{1}{\rho^2} \int_0^\rho \bar{t}(\rho, \tau) \rho \cdot d\rho$	$\sigma_r^s [N/mm^2]$	
24,64920196	0	24,64920196	0	
	1,5	18,64578585	21,43	
	3,0	18,49447142	22,25	
	6,0	18,30566279	22,65	
	9,0	18,29315887	22,69	
	389	11,5811245	46,65	
$\sigma_\varphi^s = \frac{E \cdot \alpha}{1 - \mu} \left[ \int_0^1 \bar{t}(\rho, \tau) \rho \cdot d\rho - \frac{1}{\rho^2} \int_0^\rho \bar{t}(\rho, \tau) - \bar{t}(\rho, \tau) \right]$				
$\int_0^1 \bar{t}(\rho, \tau) \rho \cdot d\rho$	$\Delta r [mm]$	$\frac{1}{\rho^2} \int_0^\rho \bar{t}(\rho, \tau) \rho \cdot d\rho$	$\bar{t}(\rho, \tau) [^\circ C]$	$\sigma_\varphi^s [N/mm^2]$
24,64920196	0	24,64920196	196,9558	-703,13
	1,5	18,64578585	141,65	-484,25
	3,0	18,49447142	97,24	-324,88
	6,0	18,30566279	73,16	-238,59
	9,0	18,29315887	73,16	-238,49
	389	11,5811245	73,16	-214,53
$\sigma_z^s = \frac{E \cdot \alpha}{1 - \mu} \left[ 2 \int_0^1 \bar{t}(\rho, \tau) \rho \cdot d\rho - \bar{t}(\rho, \tau) \right]$				
$\int_0^1 \bar{t}(\rho, \tau) \rho \cdot d\rho$	$\Delta r [mm]$	$2 \int_0^1 \bar{t}(\rho, \tau) \rho \cdot d\rho$	$\bar{t}(\rho, \tau) [^\circ C]$	$\sigma_z^s [N/mm^2]$
24,64920196	0	49,2984039	196,9558	-527,13

	1,5	49,2984039	141,65	-329,69
	3,0	49,2984039	7,24	-171,15
	6,0	49,2984039	73,16	-85,18
	9,0	49,2984039	73,16	-85,18
	389	49,2984039	73,16	-85,18
$E = 2,1 \cdot 10^4 \text{ N/mm}^2;$ $\mu = 0,3; \alpha = 11,9 \cdot 10^{-6} \text{ 1}^{\circ}\text{K}$		$\frac{E \cdot \alpha}{1 - \mu} = \frac{2,1 \cdot 10^4 \cdot 11,9}{(1 - 0,3)10^6} = 0,357$		

Din analiza datelor obținute se observă că în tabelul 5.2 valorile temperaturilor corespunzătoare diviziunilor 0...16 depășesc linia temperaturii medii și reprezintă câmpul asimetric de temperatură.

Câmpul asimetric de temperatură produce tensiuni ciclice la fiecare rotație a cilindrilor de laminare, calculul numeric al acestor tensiuni s-a realizat cu relațiile (1.72), (1.73), (1.74), (1.75); [2] cu un program de calcul în două variante. Prima variantă, corespunde pentru cilindrii analizați din caja degrositoare. Varianta I-a se utilizează doar pentru determinarea numerică a tensiunilor în cilindrul menționat, având raza  $R=389$  mm. Varianta II-a a programului de calcul se utilizează pentru o gamă mai largă de cilindrii de laminare care pot avea diametre diferite, deci raza maximă a cilindrului  $R$  poate avea valori diferite.

Programul de calcul pentru varianta I-a când cilindrul de laminare are raza calibrului  $R=389$  mm., are următorul conținut:



MENIU

Introducere Conditii Incercari	
Inercarea	1
$\rho = (R - \Delta r) / R$	1
$\rho / R$	0,0025706
$1/\rho^2$	1
$(1/\rho^2) - 1$	0
R-Dr	389
$\Delta r$	0
$2 - (1/\rho^2)$	1
$3 - (1/\rho^2)$	2

Record: 1 of 10

Introducere Condiții Încercare

Introducere Măsurări

Introduce Masurari	
Numar Ordine	0
$\sigma$	0,5067080
t1	196,9559000
t1-E	0,0000
$t(\rho, \sigma) \Delta r = 1,5$	83,4000
$t(\rho, \sigma) \Delta r = 3$	70,0000
$t(\rho, \sigma) \Delta r \geq 6$	70,0000
$\delta (t1 - E) / \delta \rho$	67,5262200

Record: 1 of 17

## Modulul Formule

**Option Compare Database****Option Explicit****Public Sub Calcul\_Formule()****Dim** db As Database**Dim** rec As Recordset**Dim** rec1 As Recordset**Dim** rec2 As Recordset**Set** db = CurrentDb

'coeficienți calculați

**Const** k1 = 0.1785**Const** k2 = 0.2499**Const** k3 = 0.4285714

'rezultate formule

**Set** rec = db.OpenRecordset("Sheet2")

'condiții încercări

**Set** rec1 = db.OpenRecordset("Sheet1")

'valori măsurate

**Set** rec2 = db.OpenRecordset("Sheet3")

'poziționare pe prima încercare

rec1.MoveFirst

**Do Until** rec1.EOF

'poziționare pe prima măsură

rec2.MoveFirst

**Do Until** rec2.EOF**With** rec

'adaug nou

.AddNew

'nr măsurare

.Fields(6).Value = rec2.Fields(0).Value

'număr încercare

.Fields(1) = rec1.Fields(0).Value

'Formula F1

.Fields(2).Value = (-k1) \* rec1.Fields(2).Value \*

rec1.Fields(4).Value \* rec2.Fields(3).Value

'Formula F2

.Fields(3).Value = k1 \* rec1.Fields(2).Value \*

rec1.Fields(8).Value \* rec2.Fields(3).Value

'Formula F3

**Select Case** rec1.Fields(6).Value

'pentru r = 0

**Case** 0

.Fields(4).Value = k2 \* (k3 \* rec1.Fields(2).Value \* rec1.Fields(7).Value \*  
(rec2.Fields(2).Value - 196.95586) - rec2.Fields(2).Value)

'pentru r = 1.5  
Case 1.5

.Fields(4).Value = k2 \* (k3 \* rec1.Fields(2).Value \* rec1.Fields(7).Value \*  
rec2.Fields(3).Value - rec2.Fields(4).Value)

'pentru r = 3  
Case 3

.Fields(4).Value = k2 \* (k3 \* rec1.Fields(2).Value \* rec1.Fields(7).Value \*  
rec2.Fields(3).Value - rec2.Fields(6).Value)

'pentru r > 3  
**Case Else**  
    .Fields(4).Value = k2 \* (k3 \* rec1.Fields(2).Value \*  
rec1.Fields(7).Value \* rec2.Fields(3).Value - rec2.Fields(7).Value)  
**End Select**  
'Formula F4  
    .Fields(5).Value = k1 \* rec1.Fields(2).Value \* rec1.Fields(4).Value \*  
rec2.Fields(5).Value

        'actualizare  
        .Update  
    **End With**  
    'următoarea măsurare  
    rec2.MoveNext  
    **Loop**  
    'următoarea condiție de încercare  
    rec1.MoveNext  
    Loop  
  
    rec2.Close  
    rec1.Close  
    rec.Close  
    **Set db = Nothing**  
    End Sub

Rezultatele calculelor efectuate pentru cilindrul cercetat din caja degrositoare a laminorului de semifabricate efectuat cu relațiile (1.72), (1.73), (1.74), (1.75) se prezintă în tabelele 5.4, 5.5, 5.6, 5.7.

Din analiza rezultatelor (tab.5.4) pentru calculul tensiunilor efectuate cu relația (1.72) se observă că tensiunile  $\sigma_r^{as}$  sunt reduse și produc compresione. Cu toate acestea, din punct de vedere practic ele pot fi neglijate. În concluzie, tensiunile radiale nu influențează starea de tensiune în secțiunea radială a cilindrilor de laminare.



Valorile tensiunilor circumferențiale  $\sigma_{\varphi}^{as}$  produse de câmpul de temperaturi asimetric se prezintă în tabelul 5.5. Din analiza acestor tensiuni rezultă că sunt subunitare și nu influențează în nici un fel starea de tensiune a cilindrului de laminare. În concluzie, din punct de vedere practic se pot neglija.

**REZULTATUL CALCULELOR PRIVIND DETERMINAREA VALORICĂ A TENSIUNILOR  
RADIALE PRODUSE DE CÂMPURILE ASIMETRICE DE TEMPERATURĂ  $\sigma_r^{as}$**

Tabelul 5.4.

$\sigma_r^{as} = \frac{E \cdot \alpha}{2(1-\mu)} \cdot \frac{\rho}{R} \cdot \left[ \frac{1}{\rho^2} - 1 \right] \cdot \left[ t_{(1,\varphi)} - \bar{t} \right] \left[ \text{N/mm}^2 \right]$									
$\Delta r$ [mm]	Coloană calculator (unghiul $\varphi$ în radiani)								
	0	1	2	3	4	5	6	7	8
	$\varphi_1$	$\varphi_1$	$\varphi_2$	$\varphi_3$	$\varphi_4$	$\varphi_5$	$\varphi_6$	$\varphi_7$	$\varphi_8$
	0,0506	0,2470	0,4433	0,6397	0,8360	1,0324	1,2287	1,4251	1,6214
0	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
1,5	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
3	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
6	0,00	0,00	-0,02	-0,03	-0,03	-0,02	-0,02	-0,02	-0,01
9	0,00	0,00	-0,03	-0,05	-0,04	-0,04	-0,03	-0,02	-0,015
15	0,00	0,00	-0,00	0,07	-0,07	-0,06	-0,05	-0,04	-0,02
25	0,00	0,00	-0,01	-0,013	-0,013	-0,011	-0,010	-0,00	-0,00
50	0,00	-0,017	0,226	-0,276	-2,61	-0,235	-0,18	-0,12	0,085
100	0,00	-0,037	-0,493	-0,596	-0,570	-0,512	-0,433	-0,354	-0,186
300	0,00	-0,252	-3,38	-4,096	-3,912	-3,519	-2,976	-2,433	-1,28

continuare tabel 5.4.

$\Delta r$ [mm]	Coloană calculator (unghiul $\varphi$ în radiani)							
	9	10	11	12	13	14	15	16
	$\varphi_9$	$\varphi_{10}$	$\varphi_{11}$	$\varphi_{12}$	$\varphi_{13}$	$\varphi_{14}$	$\varphi_{15}$	$\varphi_{16}$
	1,81781	2,01416	2,21051	2,40686	2,63214	2,79956	2,99591	3,06804
0	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
1,5	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
3	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
6	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00

9	-0,010	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
15	-0,016	-0,012	-0,010	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
25	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
50	-0,055	-0,43	-0,036	-0,029	-0,024	-0,017	0,00	0,00
100	-0,121	-0,095	-0,076	-0,063	-0,53	-0,038	-0,18	0,00
300	-0,83	-0,652	-0,533	-0,431	-0,363	-0,261	-0,125	0,00

REZULTATUL CALCULELOR PRIVIND DETERMINAREA VALORICĂ A TENSIUNILOR CIRCUMFERENȚIALE PRODUSE DE CÂMPUL DE TEMPERATURI ASIMETRICE,  $\sigma_{\varphi}^{as}$

Tabelul 5.5.

$$\sigma_{\varphi}^{as} = \frac{E \cdot \alpha}{2(1-\mu)} \cdot \frac{\rho}{R} \cdot \left[ 3 - \frac{1}{\rho^2} \right] \cdot [t(1, \varphi) - \bar{t}] \quad [N/mm^2]$$

$\Delta r$ [mm]	Coloană calculator (unghiul $\varphi$ în radiani)								
	0	1	2	3	4	5	6	7	8
	$\varphi_1$	$\varphi_1$	$\varphi_2$	$\varphi_3$	$\varphi_4$	$\varphi_5$	$\varphi_6$	$\varphi_7$	$\varphi_8$
	0,0506	0,2470	0,4433	0,6397	0,8360	1,0324	1,2287	1,4251	1,6214
0	0,00	0,12	1,63	1,978	1,889	1,699	1,437	1,175	0,618
1,5	0,00	0,121	1,621	1,963	1,874	1,686	1,426	1,166	0,613
3	0,00	0,120	1,609	1,948	1,860	1,673	1,415	1,157	0,608
6	0,00	0,118	1,583	1,971	1,830	1,647	1,393	1,139	0,599
9	0,00	0,118	1,583	1,916	1,830	1,646	1,392	1,138	0,599
15	0,00	0,112	1,507	1,824	1,742	1,567	1,325	1,084	0,570
25	0,00	0,106	1,420	1,720	1,642	1,477	1,249	1,021	0,537
50	0,00	0,089	1,108	1,451	1,385	1,247	1,054	0,862	0,453
100	0,00	0,054	0,721	0,873	0,834	0,750	0,634	0,519	0,273
300	0,00	-0,224	3,01	-3,644	-3,479	-3,131	-2,648	-2,165	-1,138

$\Delta \gamma$ [mm]	Coloană calculator (unghiul $\varphi$ în radiani)							
	9	10	11	12	13	14	15	16
	$\varphi_9$	$\varphi_{10}$	$\varphi_{11}$	$\varphi_{12}$	$\varphi_{13}$	$\varphi_{14}$	$\varphi_{15}$	$\varphi_{16}$
	1,81781	2,01416	2,21051	2,40686	2,63214	2,79956	2,99591	3,06804
0	0,401	0,315	0,257	0,208	0,175	0,126	0,06	0,00

1,5	0,398	0,3312	0,255	0,207	0,174	0,125	0,06	0,00
3	0,395	0,310	0,253	0,25	0,173	0,124	0,059	0,00
6	0,388	0,305	0,249	0,202	0,170	0,122	0,059	0,00
9	0,388	0,305	0,249	0,202	0,170	0,122	0,059	0,00
15	0,70	0,290	0,237	0,192	0,162	0,116	0,056	0,00
25	0,348	0,274	0,224	0,181	0,152	0,110	0,053	0,00
50	0,294	0,231	0,189	0,153	0,129	0,093	0,044	0,00
100	0,177	0,139	0,114	0,092	0,077	0,056	0,27	0,00
300	-0,738	-0,58	-0,474	-0,384	-0,323	-0,233	-0,111	0,00

**REZULTATUL CALCULELOR PRIVIND DETERMINAREA VALORICĂ A TENSIUNILOR  
AXIALE PRODUSE DE CÂMPURILE DE TEMPERATURI ASIMETRICE,  $\sigma_z^{as}$**

Tabelul 5.6.

$\sigma_z^{as} = E \cdot \alpha \cdot \left\{ \frac{\mu}{1-\mu} \cdot \frac{\rho}{R} \cdot \left( 2 - \frac{1}{\rho^2} \right) \cdot \left[ t(1, \varphi) - \bar{t} \right] - t(\rho, \varphi) \right\} \left[ \text{N/mm}^2 \right]$									
$\Delta r$ [mm]	Coloană calculator (unghiul $\varphi$ în radiani)								
	0	1	2	3	4	5	6	7	8
	$\varphi_1$	$\varphi_1$	$\varphi_2$	$\varphi_3$	$\varphi_4$	$\varphi_5$	$\varphi_6$	$\varphi_7$	$\varphi_8$
	0,0506	0,2470	0,4433	0,6397	0,8360	1,0324	1,2287	1,4251	1,6214
0	-492,19	-525,29	-936,6	-1031,2	-1005,9	-954,4	-883,1	-811,82	-660,26
1,5	-208,4	-209,8	-239,4	-311,7	-356,4	-399,3	-4368	-459,2	-481,7
3	-174,9	-174,8	-174,4	-179,3	-184,3	-229,4	-258,4	-285,2	-303,2
6	-174,9	-174,8	-174,4	-176,8	-176,8	-181,94	-187,0	-189,5	-209,7
9	-174,9	-174,8	-174,4	-176,8	-176,8	-181,9	-187,0	-189,5	-209,7
15	-174,9	-17,48	-174,4	-176,9	-176,9	-181,9	-187,0	-189,6	-209,7
25	-174,9	-174,9	-174,5	-176,9	-176,9	-182,0	-187,0	-189,6	-209,7
50	-174,9	-174,9	-174,6	-177,0	-177,0	-182,1	-187,1	-189,7	-209,8

100	-174,9	-174,9	-174,8	-177,3	-177,3	-18,23	-187,3	-189,8	-209,8
300	-174,9	-175,0	-176,8	-179,7	-179,6	-184,4	-189,1	-181,3	-210,64
$\Delta r$	Coloană calculator (unghiul $\varphi$ în radiani)								
[mm]	9	10	11	12	13	14	15	16	
	$\varphi_9$	$\varphi_{10}$	$\varphi_{11}$	$\varphi_{12}$	$\varphi_{13}$	$\varphi_{14}$	$\varphi_{15}$	$\varphi_{16}$	
	1,81781	2,01416	2,21051	2,40686	2,63214	2,79956	2,99591	3,06804	
0	-601,20	-577,79	562,1	-548,8	-539,9	-526,5	-508,6	-424,7	
1,5	-481,8	-472,9	-468,4	-459,5	-446,1	-433,1	-416,4	-412,8	
3	-320,06	-327,9	-327,9	-327,9	-323,7	-316,09	-303,4	-300,38	
6	-219,7	-229,8	-239,8	-323,7	-234,8	-229,8	-224,8	-222,4	
9	-219,7	-229,8	-239,8	-323,7	-234,8	-229,8	-224,8	-222,4	
15	-219,8	-229,8	-239,8	-323,7	-234,8	-229,8	-224,8	-222,4	
25	-219,8	-229,8	-239,8	-323,7	-234,8	-229,8	-224,8	-222,4	
50	-219,8	-229,8	-239,8	-323,7	-234,8	-229,8	-224,8	-222,4	
100	-219,8	-229,8	-239,8	-323,7	-234,8	-229,9	-224,9	-222,4	
300	-220,38	-230,2	-240,2	-324,0	-235,1	-230,0	-224,9	-222,4	

**REZULTATUL CALCULELOR PRIVIND DETERMINAREA VALORICĂ A TENSIUNILOR  
TANGENȚIALE PRODUSE DE CÂMPURILE DE TEMPERATURI**

$$\text{ASIMETRICE, } \tau_{r\varphi}^{as} = \sigma_{r\varphi}^{as}$$

Tabelul 5.7.

$\sigma_{r\varphi}^{as} = \frac{E \cdot \alpha}{2(1-\mu)} \cdot \frac{\rho}{R} \cdot \left[ \frac{1}{\rho^2} - 1 \right] \cdot \frac{\partial [t(l, \rho) - \bar{t}]}{\partial \varphi} \quad [N/mm^2]$									
$\Delta r$	Coloană calculator (unghiul $\varphi$ în radiani)								
[mm]	0	1	2	3	4	5	6	7	8
	$\varphi_1$	$\varphi_1$	$\varphi_2$	$\varphi_3$	$\varphi_4$	$\varphi_5$	$\varphi_6$	$\varphi_7$	$\varphi_8$
	0,0506	0,2470	0,4433	0,6397	0,8360	1,0324	1,2287	1,4251	1,6214

0	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
1,5	0,00	0,02	0,00	-0,00	-0,00	-0,00	-0,00	-0,01	-0,00
3	0,00	0,05	0,001	-0,00	-0,00	-0,01	-0,01	-0,02	-0,00
6	0,00	0,11	0,02	-0,00	-0,01	-0,02	-0,02	-0,04	-0,01
9	0,01	0,18	0,04	-0,01	-0,02	-0,03	-0,03	-0,06	-0,02
15	0,02	0,30	0,06	-0,01	-0,03	-0,05	-0,05	-0,11	-0,04
25	0,04	0,05	0,01	-0,00	-0,00	-0,00	-0,00	-0,01	-0,00
50	0,08	1,06	0,24	-0,06	-0,13	-0,18	-0,18	-0,39	-0,15
100	0,18	2,32	0,52	-0,13	-0,29	-0,40	-0,402	-0,855	-0,332
300	1,28	15,94	3,62	-0,94	-1,99	-2,76	-2,76	-5,87	-2,29
$\Delta r$ [mm]	Coloană calculator (unghiul $\varphi$ în radiani)								
	9	10	11	12	13	14	15	16	
	$\varphi_9$	$\varphi_{10}$	$\varphi_{11}$	$\varphi_{12}$	$\varphi_{13}$	$\varphi_{14}$	$\varphi_{15}$	$\varphi_{16}$	
	1,81781	2,01416	2,21051	2,40686	2,63214	2,79956	2,99591	3,06804	
0	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	
1,5	-0,00	-0,00	-0,00	-0,00	-0,00	-0,00	-0,00	0,00	
3	-0,00	-0,00	-0,00	-0,00	-0,00	-0,00	-0,00	0,00	
6	-0,00	-0,00	-0,00	-0,00	-0,00	-0,00	-0,01	0,00	
9	-0,01	-0,00	-0,00	-0,00	-0,00	-0,00	-0,01	0,00	
15	-0,01	-0,01	-0,00	-0,00	-0,00	-0,01	-0,03	0,00	
25	-0,00	-0,00	-0,00	-0,00	-0,00	-0,00	-0,00	0,00	
50	-0,06	-0,04	-0,03	-0,02	-0,03	-0,04	-0,11	0,00	
100	-0,13	-0,08	-0,07	-0,05	-0,07	-0,10	-0,25	0,00	
300	-0,90	-0,60	-0,51	-0,34	-0,51	-0,69	-1,3	0,00	

Tensiunile axiale  $\sigma_z^{as}$ , produse de câmpul de temperaturi asimetrice determinate valoric după prima variantă a programului de calcul se prezintă în tabelul 5.6. Aceste tensiuni au fost calculate pentru toate cele 16 diviziuni din zona unghiului în care curba exponențială de variație a temperaturii pe suprafața cilindrului se află deasupra liniei care reprezintă temperatura medie,  $\bar{t}$ .

Din analiza tensiunilor calculate și prezentate în tabel, se poate aprecia că acestea sunt foarte ridicate, în mod deosebit pe suprafața cilindrului, unde în diviziunea "3" valoarea tensiunii este maximă  $\sigma_z^{as} = -1031,2 \text{ N/mm}^2$ .

Aceste tensiuni scad progresiv în stratul superficial până aproximativ la adâncimi de peste 25 mm.,  $\Delta r \cong 25 \text{ mm}$ . Sub această adâncime din secțiunea radială a

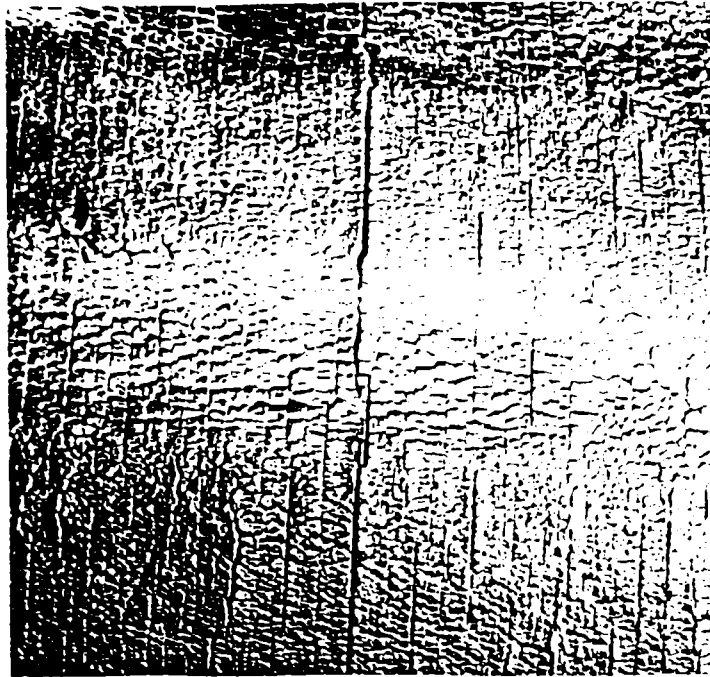
cilindrilor de laminare valorile rămân de asemenea însemnate, care la adâncimea  $\Delta r \cong 300mm$ . au valori cuprinse între  $\sigma_z^{as} = -174,9N/mm^2$  și  $\sigma_z^{as} = -324,0N/mm^2$ . Se remarcă faptul că toate tensiunile sunt negative și produc compresiune.

În tabelul 5.7 se prezintă tensiunile tangențiale  $\tau_{r\varphi}^{as}$  calculate cu relația (1.84). Din analiza valorilor obținute se observă că pentru toate cele 16 diviziuni, acestea sunt subunitare și se pot neglija cu excepția coloanei calculatorului 1, la adâncimea  $\Delta r \cong 300mm$ , unde valoarea tensiunii înregistrează  $\tau_{r\varphi}^{as} = 15,9N/mm^2$ .

În concluzie, dacă se consideră acțiunea tuturor tensiunilor produse în câmpul de temperaturi asimetrice, calculate cu relațiile (1.72), (1.73), (1.74) și (1.75) cu ajutorul variantei I-a de calcul electronic, rezultă că singurele tensiuni care au valori foarte ridicate și produc de fapt distrugerea cilindrilor de laminare prin efectul oboselii termice sunt tensiunile axiale  $\sigma_z^{as}$ , pentru care se semnalează o valoare  $\sigma_z^{as} = -1031,2N/mm^2$ . Aceste tensiuni, sunt negative, produc compresiune, iar efectul lor constă în producerea de fisuri circumferențiale pe suprafața calibrelor conform celor prezentate în figura 5.5, unde se observă suprafața cilindrului fisurată sub formă de crăpături la un cilindru din oțel, fisurile dezvoltându-se treptat, și luând forma de crăpături paralele cu axa longitudinală a cilindrului. Aceste fisuri circumferențiale constituie un element caracteristic al oboselii termice a cilindrilor de laminare la cald și se manifestă accentuat la cilindrii din cajele degrositoare care au viteze mici de rotație și sunt confecționați din oțel aliat.

Tensiunile termice axiale, produse de câmpurile asimetrice de temperatură, constituie cauza cea mai importantă în producerea uzurii calibrelor de laminare prin oboseală termică. De asemenea, uzura cilindrilor de laminare este accentuată și de oxidul de fier care se formează pe suprafața laminatelor în timpul încălzirii. O mare influență exercită și oxizii elementelor însoțitoare fierului care se produc la suprafața laminatelor în timpul procesului de încălzire, aceștia se desprind de pe laminat și se interpun între laminat și cilindrii. Componentele din oxizii respectivi sunt foarte dure și rămân dure și la temperaturi ridicate, solicitând în acest mod calibrele cilindrilor la abraziune.





*Fig. 5.5. –Aspectul calibrului de laminare a unui cilindru degrositor, unde se observă fisurile circumferențiale ca rezultat al acțiunii tensiunilor axiale  $\sigma_z^{as}$  produse de câmpurile asimetrice de temperatură.*

Datorită faptului că cercetările efectuate se referă la mai multe tipuri de cilindri de laminare, cu diametre diferite și care se încadrează în limite de aproximativ  $\phi 200 \dots \phi 800$  mm., s-a întocmit și varianta II-a de calcul care permite determinarea tensiunilor produse de câmpurile de tensiuni asimetrice pentru cilindrii cu calibre de rază variabilă, comparativ cu tăblia. Această variantă de program se prezintă în continuare:

### Varianta 2

Program VB Excell

**Public Sub** Calcule()

**Dim** i, j As Integer

For j = 0 To 9

For i = 1 To 17

'formula 1

Worksheets("sheet1").Cells(9 + 4 \* j, i + 1).Value = -0.1785 \*

Worksheets("sheet1").Cells(9 + 4 \* j, 25).Value \*

Worksheets("sheet1").Cells(9 + 4 \* j, 27).Value \*

Worksheets("sheet1").Cells(4, i + 1).Value

'formula 2

Worksheets("sheet1").Cells(10 + 4 \* j, i + 1).Value = 0.1785

\* Worksheets("sheet1").Cells(9 + 4 \* j, 25).Value \*

Worksheets("sheet1").Cells(9 + 4 \* j, 31).Value \*

Worksheets("sheet1").Cells(4, i + 1).Value

'formula 3

**Select Case** Worksheets("sheet1").Cells(9 + 4 \* j,29).Value

**Case 0**

Worksheets("sheet1").Cells(11 + 4 \* j, i + 1).Value = 0.2499\*

(0.4285714\*Worksheets("sheet1"). Cells (9+4\*j,25). Value\* Worksheets

("sheet1").Cells(9 + 4 \* j, 30).Value \*(Worksheets("sheet1").Cells(2, i + 1).Value -  
196.95586) - Worksheets("sheet1").Cells(2, i + 1).Value)

**Case 1.5**

Worksheets("sheet1").Cells(11 + 4 \* j, i + 1).Value= 0.2499\*

(0.4285714 \* Worksheets("sheet1").Cells(9 + 4 \* j, 25).Value \* Worksheets

("sheet1"). Cells(9 + 4\* j, 30).Value\*

Worksheets("sheet1"). Cells (4, i + 1). Value -

Worksheets("sheet1").Cells(5, i + 1).Value)

**Case 3**

Worksheets("sheet1").Cells(11 + 4 \* j, i + 1).Value = 0.2499\*

(0.4285714 \* Worksheets("sheet1").Cells(9 + 4 \* j, 25).Value \*

Worksheets("sheet1").Cells(9 + 4 \* j, 30).Value\*

Worksheets("sheet1").Cells(4, i + 1).Value -

Worksheets("sheet1").Cells(6, i + 1).Value)

**Case Else**

```

Worksheets("sheet1").Cells(11 + 4 * j, i + 1).Value
= 0.2499 * (0.4285714* Worksheets("sheet1").Cells(9 + 4 * j, 25).Value *
Worksheets("sheet1").Cells(9 + 4 * j, 30).Value *
Worksheets("sheet1").Cells(4, i + 1).Value -
Worksheets("sheet1").Cells(7, i + 1).Value)

```

**End Select**

```
'formula 4
```

```

Worksheets("sheet1").Cells(12 + 4* j, i + 1).Value = 0.1785
*Worksheets("sheet1").Cells(9 + 4 * j, 25).Value *
Worksheets("sheet1").Cells(9 + 4 * j, 27).Value*
Worksheets("sheet1").Cells(8, i + 1).Value

```

```
Next
```

```
Next
```

```
End Sub
```

Revenind asupra distrugerii cilindrilor prin oboseală termică, conform reprezentării din figura 5.5, unde se pune în evidență efectul oboselei termice datorită tensiunilor axiale produse de câmpurile de temperatură asimetrică  $\sigma_z^{as}$ , trebuie să admitem că aceste fisuri cu aspect de crăpături sunt inevitabile în cazul cilindrilor de laminare la cald. Cu toate acestea, fisurile de oboseală termică pot fi atenuate o perioadă destul de îndelungată, dacă materialul din care sunt confecționați cilindrii are o ductilitate ridicată. Cu cât este mai mare ductilitatea materialului cilindrilor, cu atât mai târziu apar crăpăturile de oboseală termică. Din alt punct de vedere, fisurile de oboseală termică apar pe calibre cu atât mai târziu cu cât rezistența materialului este mai mare.

Analizând aceste două condiții constatăm că ele sunt contradictorii. De regulă, un material devine cu atât mai casant cu cât rezistența lui este mai ridicată. Din punct de vedere al conductivității termice, această caracteristică este cu atât mai scăzută cu cât materialul este mai înalt aliat. De altfel, cu cât materialele metalice care se utilizează pentru cilindrii de laminare sunt mai aliate și au rezistență mai mare la uzură cu atât sunt mai sensibile la fisurile de oboseală termică.

Acesta este de fapt și cazul cilindrilor de laminare din caja degrositoare, fisurați în exploatare și prezentați în fig. 5.5 și tabelul 4.1, executați din oțel aliat, calitatea 90MoCr15, ce prezintă un aspect accentuat de oboseală termică. În consecință, oțelurile înalt aliate care au și o înaltă rezistență la uzură, sunt mai

sensibile la fisurarea de oboseală termică. Cele mai rezistente oțeluri la fisurare, care au o mare stabilitate la oboseala termică sunt oțelurile de tip Adamit, pentru care în lucrare se prezintă cercetări și experimentări de tratamente termice îmbunătățite, în urma cărora se obține o structură favorabilă condițiilor din exploatare. Din aceste cercetări, se remarcă faptul că nodulii de grafit rezultați în structură constituie obstacole în dezvoltarea fisurilor de oboseală termică, motiv pentru care oțelurile de tip Adamit au o stabilitate mult mai mare la fisurarea produsă de oboseala termică.

După cum rezultă din analiza efectuată, durabilitatea în exploatare a cilindrilor de laminare reprezintă o problemă de actualitate care impune atât cercetări științifice cât și cu caracter aplicativ pentru perfecționarea tehnologiei lor de fabricație. În mod deosebit este necesară îmbunătățirea tehnologiilor de execuție și tratament termic a cilindrilor de laminare pentru obținerea unor structuri mai stabile la oboseală termică, respectiv la fisurare termică și abraziune.

## CAPITOLUL 6

### *EXPERIMENTĂRI PRIVIND CREȘTEREA DURABILITĂȚII ÎN EXPLOATARE A CILINDRILOR DE LAMINARE*

Din cercetările efectuate, rezultă că durabilitatea în exploatare a cilindrilor de laminare constituie o problemă de actualitate care impune în continuare cercetări pentru perfecționarea tehnologiei lor de fabricație. În mod deosebit se impune îmbunătățirea tehnologiei de fabricație și tratament termic a cilindrilor de laminare pentru obținerea unor structuri mai stabile la oboseală termică, respectiv la fisurare termică și abraziune.

Cercetările efectuate de autor în condiții industriale asupra comportării cilindrilor de laminare la cald au fost direcționate asupra celor executați prin turnare din oțelul hipereutectoid OTA 3 de tip Adamit și a celor din oțeluri forjate, incluzând mărcile 55VMoCr12, 85MoCrNi10 și 90VMoCr15.

În ce privește oțelul hipereutectoid OTA 3, trebuie arătat că acesta are în compoziție un conținut relativ ridicat de Ni (1,6÷2,0%) în comparație cu 0,5%, cât prevede oțelul OTA 1 și OTA 2. De asemenea, conținutul de Si și Mn este cuprins în limitele 1,8÷2,0%, mai ridicat decât în oțelurile OTA 1 și OTA 2. În acest context oțelul hipereutectoid din marca OTA 3 asigură proprietăți de duritate și rezistență mai ridicate decât mărcile OTA 1 și OTA 2, fapt pentru care este utilizat în exclusivitate pentru confecționarea cilindrilor din cajele laminoarelor industriale.

Cilindrii de laminare fabricați din oțel forjat și introduși în exploatare la „Siderurgica” Hunedoara pe laminoare, caje și mărci de oțeluri se prezintă în tabelul 6.1. Se precizează de asemenea, că aceste oțeluri sunt elaborate conform Normei Departamentale în vigoare 6211/77.

Cercetările industriale de îmbunătățire a tehnologiei de fabricație pentru cilindrii de laminare s-au realizat pe cilindrii aflați în exploatare, care pe de o parte constituie un avantaj în ce privește veridicitatea rezultatelor obținute, iar pe de altă parte această cercetare a implicat responsabilitate din punctul de vedere a cheltuielilor făcute și mai cu seamă a utilizării cilindrilor experimentali în cajele laminoarelor industriale, care au trebuit să corespundă condițiilor impuse de rezistență și fiabilitate, eliminând situațiile de producere a avariilor în exploatare.

**TIPURILE DE LAMINOARE LA CARE S-AU INTRODUS ÎN EXPLOATARE  
CILINDRII EXPERIMENTALI**

Tabelul 6.1.

TIMPUL LAMINORULUI	OȚEL ADAMIT MARCA	CAJELE	DIAMETRUL NOMINAL AL CILINDRILOR [mm]
Profile mici	OTA 3	1-4 (2 cil.)	450
Sârmă 3	OTA 3	1 (2 cil.)	450
Sârmă 2+3	OTA 3	2 (2 cil.)	420
Sârmă 2+3	OTA 3	3-4 (2 cil.)	380
Profile mijlocii	OTA 3	9 (4 cil.)	450,460,470,480
		11 (2 cil.)	500
		12 (2 cil.)	510
		14 (4 cil.)	520-570
		10 (2 cil.)	450
		13 (2 cil.)	450

În capitolul 4 din lucrare s-au cercetat solicitările complexe la care sunt supuși cilindrii de laminare în exploatare, studiindu-se în primul rând variațiile de temperatură care se produc și distribuția acestora în secțiunea radială a calibrelor, motiv pentru care se produc tensiuni termice ciclice, la contactul periodic dintre cilindrii și laminat.

Astfel, temperatura maximă la suprafața cilindrilor de laminare din caja laminorului de semifabricate analizat, ajunge la  $412,5^{\circ}\text{C}$ , iar temperatura medie  $\bar{t}$  la  $196,9^{\circ}\text{C}$ . Desigur, aceste valori se atenuează în adâncimea secțiunii radiale a cilindrilor, ajungând după cercetările efectuate la  $65 \dots 75^{\circ}\text{C}$ . În ce privește tensiunile produse de solicitările mecanice, acestea au valori neesențiale, dar tensiunile produse de câmpurile asimetrice de temperatură ajung până la valoarea de  $\sigma_{\tau}^{as} = -1032 \text{ N/mm}^2$ , sunt de compresiune și în superpoziție cu celelalte tensiuni mecanice și termice simetrice, produc fisurarea la oboseală termică a cilindrilor de laminare așa cum s-a observat în figura 5.5. Aceste efecte de oboseală termică trebuie luate în considerare în contextul îmbunătățirii tehnologiei de execuție a cilindrilor și în mod deosebit la aplicarea tratamentelor tehnice.

Din analiza normei interne pentru oțelurile hipereutectoide de tip Adamit, precum și a normei departamentale pentru oțelurile forjate, ambele fiind destinate pentru fabricarea cilindrilor de laminare la cald, rezultă că acestea nu au fost stabilite pe baza unor analize și cercetări științifice, ci de fapt au constituit niște reglementări tehnice între beneficiarii și executanții de cilindrii.

În ce privește caracteristicile de exploatare a acestor oțeluri, ele trebuie să prezinte o bună stabilitate structurală față de revenirea la cald, adică o stabilitate care să determine rezistența structurii formate prin tratamentul termic secundar la acțiunea



câmpurilor termice din timpul exploatării. O altă caracteristică a acestor oțeluri este sensibilitatea lor la formarea fisurilor de oboseală termică sub acțiunea tensiunilor termice ciclice, care au fost studiate în capitolul anterior. Această din urmă caracteristică a oțelurilor pentru cilindrii, se manifestă prin capacitatea lor de a se deforma plastic, ca urmare a aplatizării cilindrilor în exploatare, fără să se formeze microfisuri, acestea urmând să apară numai după o perioadă mai îndelungată de exploatare.

Conținutul de carbon a oțelului OTA3 cercetat, este ridicat, de asemenea și pentru oțelurile aliate forjate, asigurându-se în acest mod valori însemnate pentru călibilitate, duritate și rezistență mecanică la compresiune. Elementele de aliere în aceste oțeluri sunt: Cr, V, Mo, Ni, care în procentaj maxim se situează la nivel de 3,7%. Se cunoaște că V, Cr și Mo sunt elemente de aliere care formează carburi. Acestea, indiferent de influența ce o exercită asupra forțelor de coeziune și coeficientului de autodifuzie a Fe- $\gamma$  interacționează cu C din austenită și formează carburi. Ni nu formează carburi, el se dizolvă în austenită, mărește forțele de coeziune și reduce tendința de creștere a grăunților austenitici.

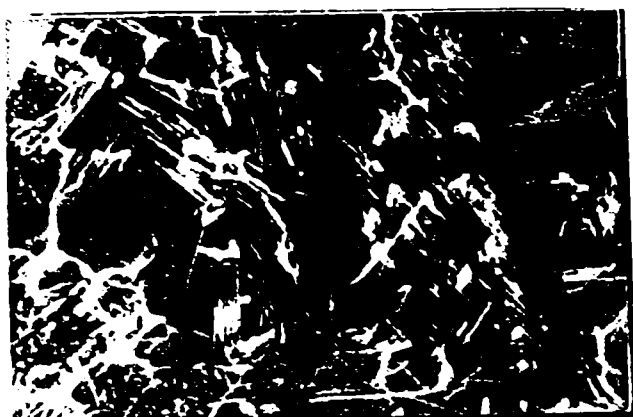
De asemenea, s-a observat că la cilindrii fabricați din oțel hipereutectoid OTA 3, este necesar ca după tratamentul termic final, în stare de livrare, să aibă o microstructură formată dintr-o masă de bază perlitică fină, și cementită proeutectoidă, având rețeaua discontinuă cu marginile rotunjite. În această situație, variația structurii în secțiunea radială a tăbliei prezintă o ușoară creștere a dimensiunilor și deschiderea rețelei de cementită eutectică precum și a proporției de ledeburită, fără să fie admise semnalarea unor noi constituenți. Aici trebuie să menționăm că nu se ia în considerare structura zonei inelare exterioare, care este influențată de răcirea pe calibrele de turnare care sunt necăptușite.

## ***6.1. CERCETĂRI DE OPTIMIZARE A TEHNOLOGIEI DE TRATAMENT TERMIC PENTRU CILINDRII DIN OȚEL TURNAT DE TIP ADAMIT***

Oțelurile hipereutectoide se folosesc pe scară largă pentru turnarea cilindrilor din oțel aliat cu crom, nichel, molibden, cu conținuturi de 1 - 2% crom și cu structuri cementite-perlitice ale crustei de lucru.

Oțelul turnat hipereutectoid de tip Adamit, utilizat pentru cilindrii experimentați de autor, a avut următoarea compoziție chimică: C = 1,80÷2,00%; Mn = 0,70÷0,90%; Si = 0,60÷0,80%; S = max. 0,04%; Cr = 1,10÷1,20%; Ni=1,50÷1,80%; Mo = 0,30÷0,50%; S<sub>max.</sub> = 0,04%, ceea ce a asigurat după turnare o

structură cementito-perlitică caracteristică acestei faze (fig.6.1) și o duritate în crusta de lucru a tăbliei de 426 – 428 HB. Dar și cilindrii cu Cr-Ni-Mo, turnați din oțeluri hipereutectoide se obțin cu durități diferite, care se reglează prin varierea conținutului de carbon și deci a cementitei libere din structură.



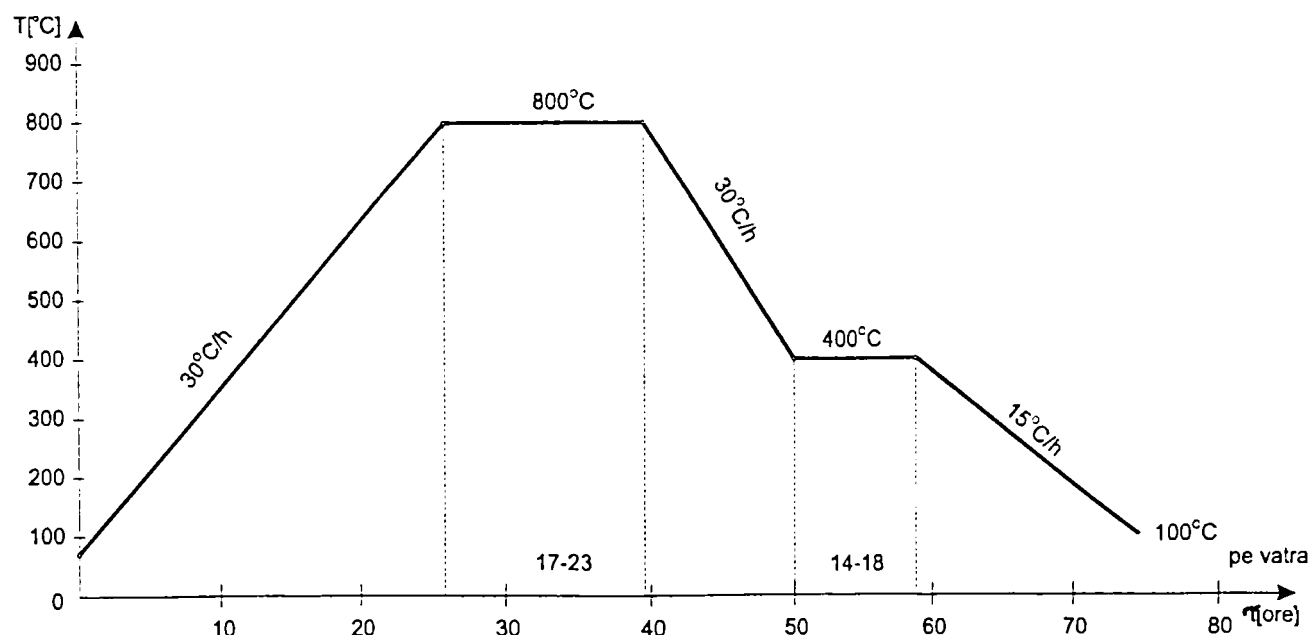
*Fig.6.1. Structura oțelului de tip Adamit, rezultată după turnare.*

mare și ea se reglează în principal prin conținutul de carbon și regimul de tratament termic aplicat. Acest al doilea aspect al problemei, constituie un obiectiv important al prezentei lucrări.

După turnare, cilindrii experimentali au fost supuși unui tratament termic primar în vederea dizolvării rețelei de cementită și obținerii după răcire a unei structuri cât mai omogene, pentru îmbunătățirea prelucrabilității prin așchiere.

Prin acest tratament s-a urmărit realizarea unei durități de  $300 \div 330$  HB, ca urmare a formării structurii cu bainită superioară.

În tehnologia actuală se practică tratamentul primar dat de diagrama din figura 6.2, prin care se obține globurizarea masei perlitice de bază, evidențiată prin structura din figura 6.3 cu o mai bună prelucrabilitate prin așchiere și o duritate de 354 HB.



*Fig.6.2. Ciclograma de tratament termic primar caracteristică tehnologiei actuale.*

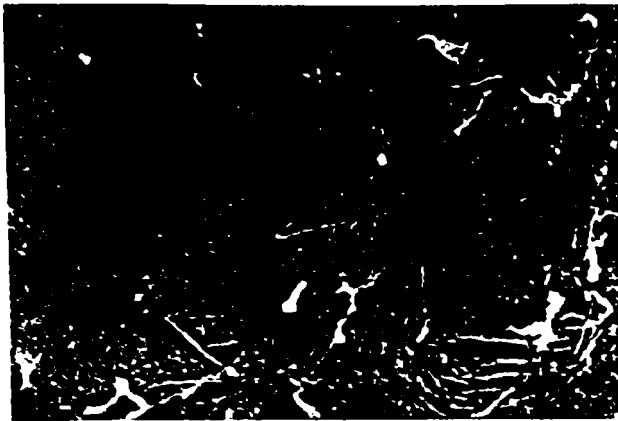


Fig. 6.3. Structura oțelului de tip Adamit după tratamentul termic primar.

Avantajul tratamentului aplicat constă în durată și temperatură de recoacere mai redusă, acestea ducând la economie de combustibil și timp. Dezavantajul, în faptul că nu se realizează fragmentarea rețelei de carburi ce duce la fragilitatea cilindrilor.

Pentru rezolvarea acestei probleme s-au încercat următoarele variante de tratament termic primar, dintre care prezintă mai mare interes următoarele:

#### Varianta I

A constatat dintr-o recoacere de normalizare pentru fragmentarea rețelei de cementită, urmată de o recoacere de globularizare pendulară, conform ciclogramei din figura 6.4.

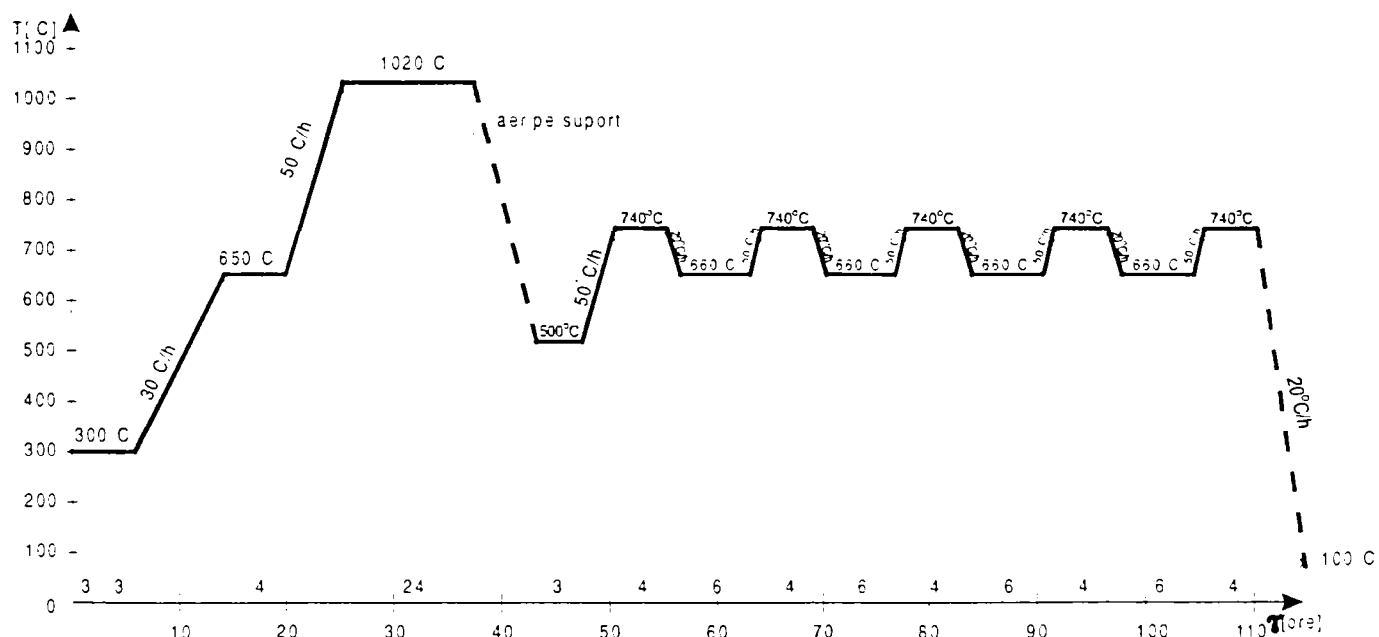


Fig. 6.4. Ciclogramă experimentală cu rezultate bune.

Structura inițială a oțelului brut turnat (fig.6.5) căruia i s-a aplicat acest tratament a determinat în crusta de lucru a tăbliei o duritate de 415 – 426 HB. După experimentarea ciclogramei se observă în structură (fig.6.6) fragmentarea rețelei de cementită și globurizarea constituenților structurali ceea ce asigură o bună prelucrabilitate. Duritatea rezultată în crusta de lucru a tăbliei a fost de 345 – 354 HB.

Totuși, prin aplicarea acestei variante se constată o durată ridicată a ciclului de tratament termic, iar realizarea practică a sistemului de pendulări s-a dovedit a fi dificilă.

Din această cauză, s-au experimentat în continuare variante mai ușor de reprodus în condiții industriale.

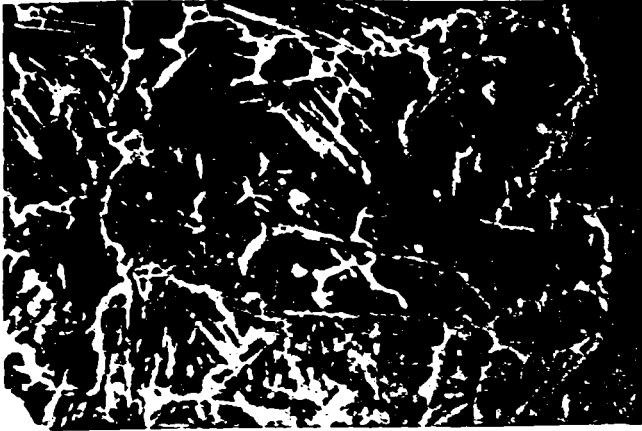


Fig.6.5. Structura inițială a oțelului pentru varianta I.

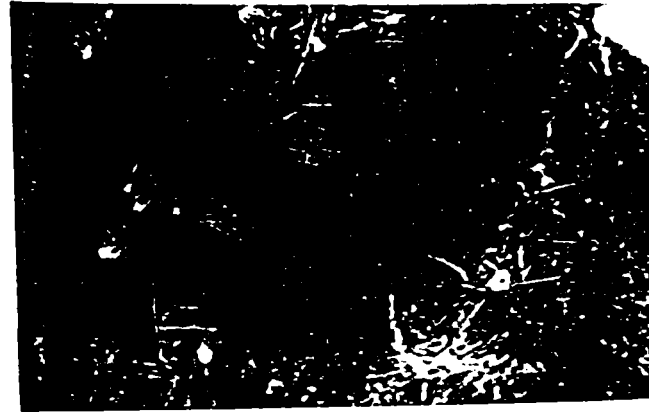


Fig.6.6. Structura rezultată după aplicarea tratamentului din varianta I.

### Varianta II

Se compune dintr-o recoacere de normalizare pentru fragmentarea rețelei de cementită, urmată de o revenire înaltă, conform ciclogramei din figura 6.7.

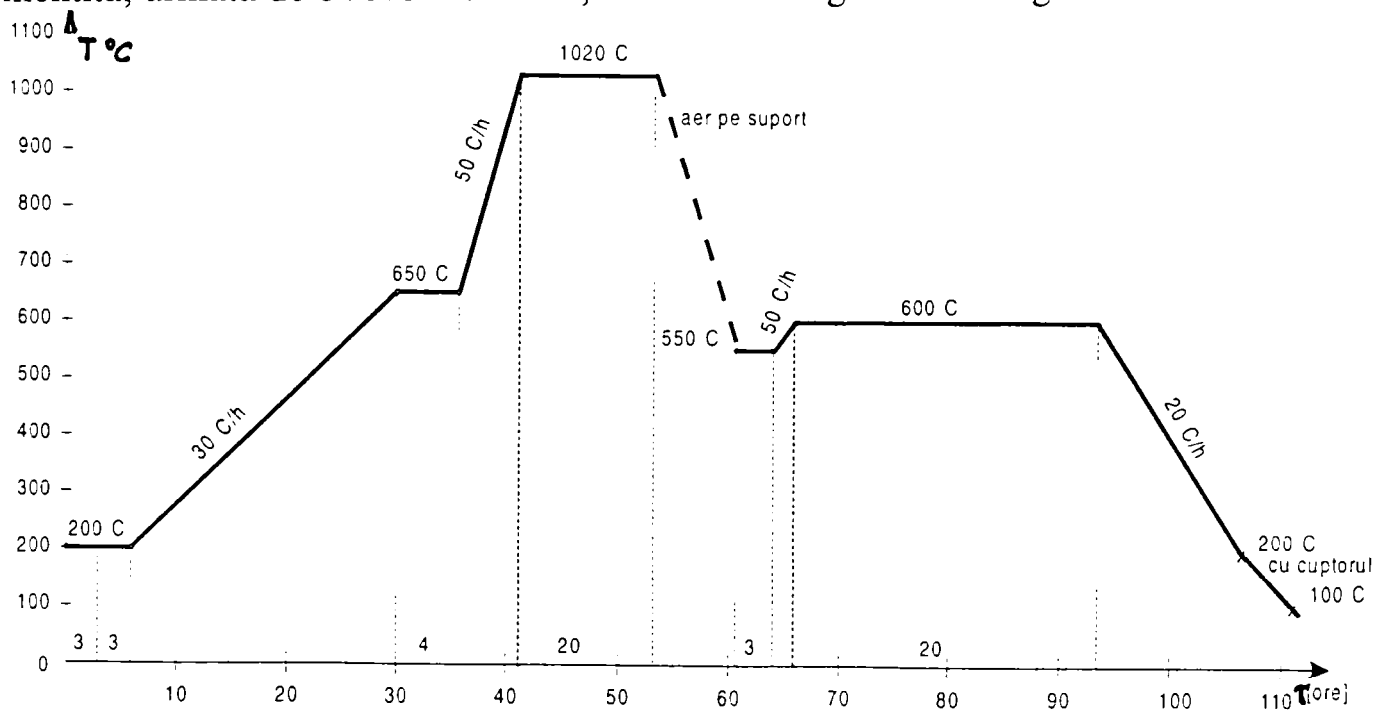


Fig.6.7. Ciclograma experimentată pentru varianta II.

Structura inițială a oțelului turnat (fig.6.8) căruia i s-a aplicat tratamentul din varianta II a determinat în crusta de lucru a tăbliei cilindrilor o duritate de 395 – 415 HB.

După experimentarea ciclogramei se observă în structură (fig.6.9) fragmentarea pronunțată a rețelei de cementită și globulizarea constituenților structurali, favorizând o bună prelucrabilitate. Duritatea în crusta de lucru a tăbliei după tratament, a fost de 345 – 363 HB.



Fig.6.8. Structura inițială a oțelului pentru varianta II.

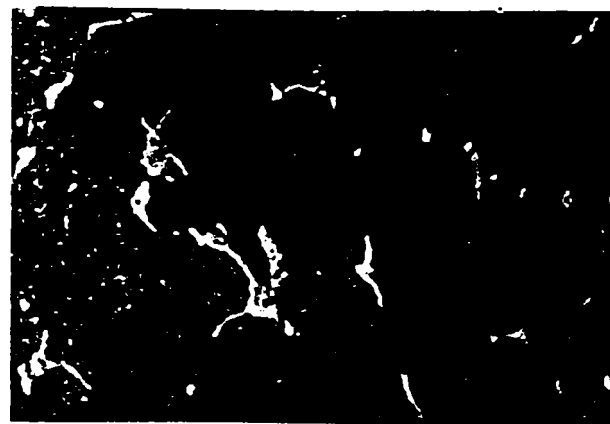


Fig.6.9. Structura rezultată după aplicarea tratamentului din varianta II.

### Varianta III

Particularitatea acestei variante constă în aceea că recoacerea de normalizare este făcută la aceeași temperatură ca și la celelalte variante, deci se realizează o bună

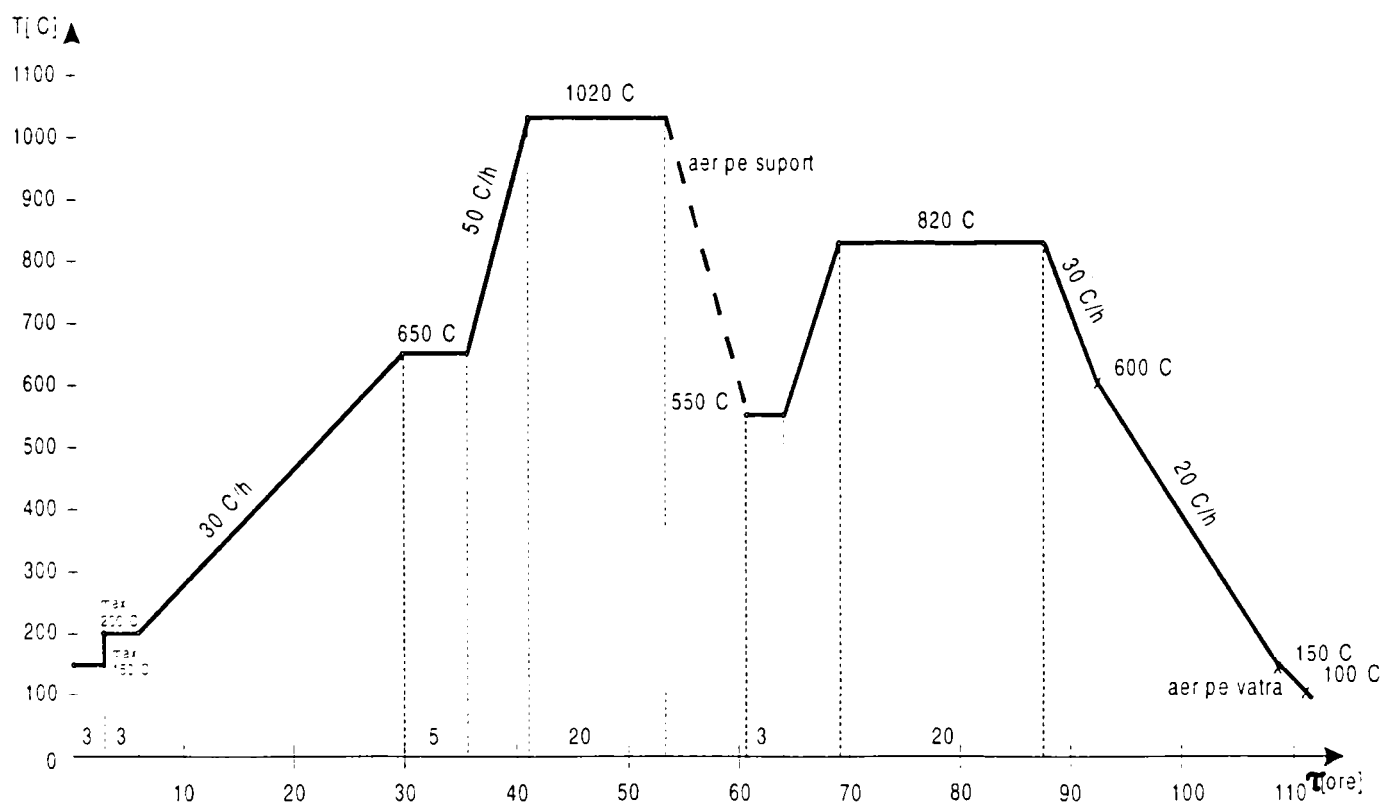


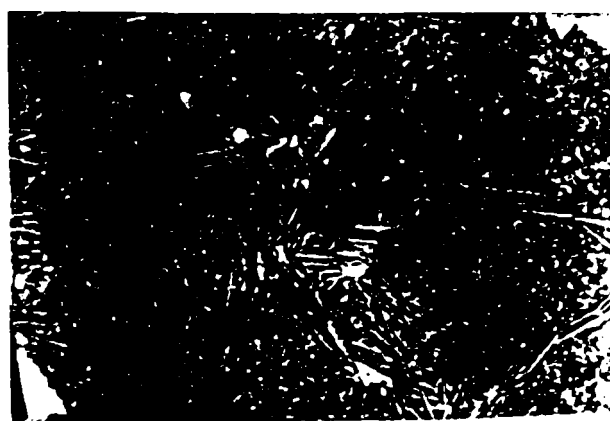
Fig.6.10. Ciclograma experimentată pentru varianta III

fragmentare a rețelei de cementită, iar revenirea înaltă de la varianta II este înlocuită cu o recoacere de globulizare prin care se îmbunătățește prelucrabilitatea prin așchiere. Ciclograma experimentată pentru această variantă, este dată în figura 6.10.

Structura inițială a oțelului turnat pentru această variantă (fig.6.11) a determinat în crusta de lucru a tăbliei o duritate de 412 – 402 HB, iar după tratament (fig.6.12) duritatea a fost de 337 – 347 HB.



*Fig. 6.11. Structura inițială a oțelului pentru varianta III.*



*Fig. 6.12. Structura rezultată după aplicarea tratamentului din varianta III.*

Analizând rezultatele obținute în urma celor trei variante experimentate, rezultă ca optimă varianta a III-a, care asigură o bună prelucrabilitate prin așchiere și o structură favorabilă globurizării constituenților structurali.

Tratamentul termic secundar constă dintr-o normalizare urmată de o revenire, care să asigure o duritate diferențiată a tăbliei și fusurilor, pentru reducerea la minimum a tensiunilor, precum și proprietăți fizico-mecanice necesare la laminare.

În figura 6.13 este prezentată diagrama actuală de tratament termic secundar după care s-a înregistrat pe fusuri o duritate de 340 – 350 HB, iar pe tăblia de lucru 329 – 337 HB. Structura aferentă acestui tratament pentru tăblia de lucru, este dată în figura 6.14.

Se observă după acest tratament o duritate prea ridicată pentru fisurile cilindrilor ceea ce îngreunează prelucrarea lor, iar pentru tăblie, duritatea este prea scăzută, înlesnind apariția unei uzuri premature.

Și pentru tratamentul termic secundar au fost cercetate mai multe variante, dintre care prezintă un interes practic, următoarele:

- Varianta I. Aceasta a constat dintr-o normalizare la  $820^{\circ}\text{C}$ , urmată de o revenire medie la  $450^{\circ}\text{C}$  (fig.6.15). De asemenea în urma acestui tratament, duritatea rezultată s-a situat sub limita prescrisă pentru tăblia de lucru a cilindrilor (330 – 345 HB) și prea mare pentru fusurile acestora (350 – 360 HB).



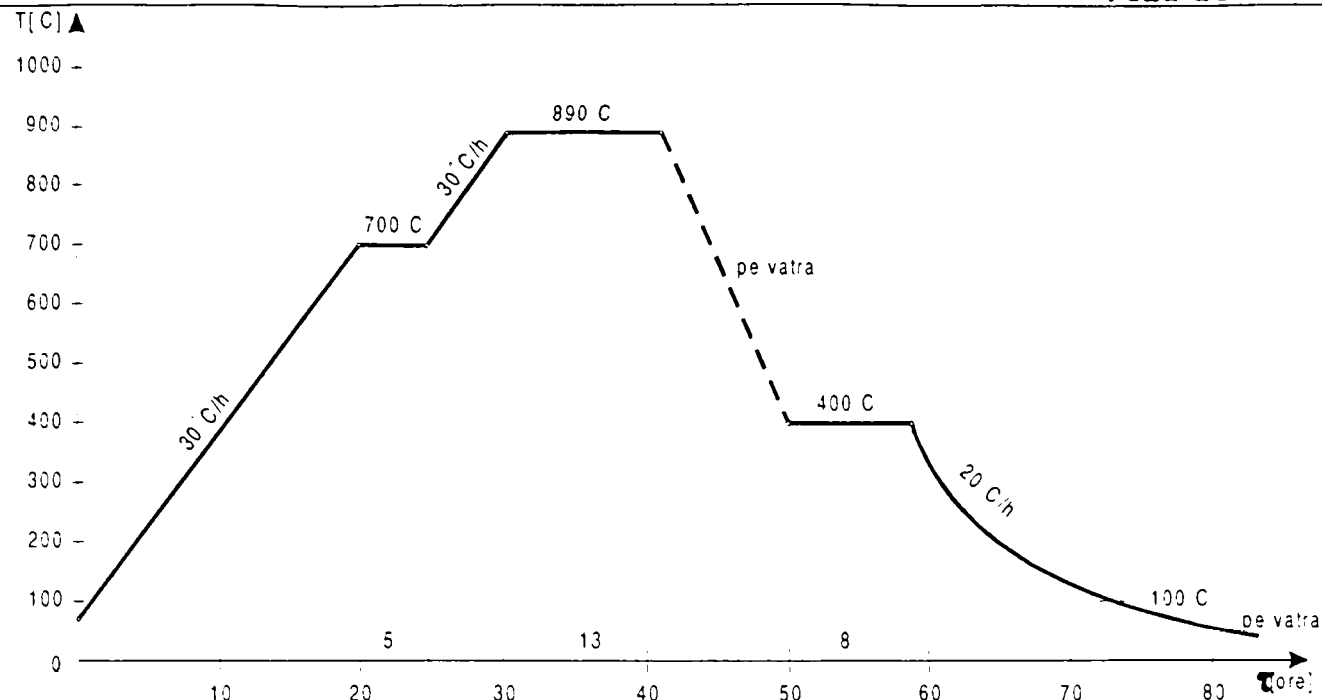


Fig. 6.13. Ciclograma actuală de tratament termic secundar

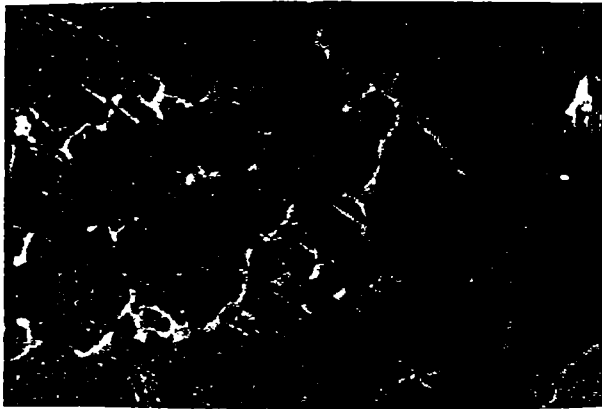


Fig. 6.14. Structura aferentă diagramei actuale de tratament termic secundar

După cum se observă din structura obținută în urma aplicării acestui tratament (fig. 6.16), se tinde să se reducă și să se uniformizeze dimensiunile grăunților de carburi, ceea ce ușurează obținerea unui produs finit mai uniform din punct de vedere structural.

➤ Varianta II Temperatura de normalizare a fost ridicată la 920 °C, iar temperatura de revenire a rămas aceeași (fig. 6.17). Prin ridicarea temperaturii de

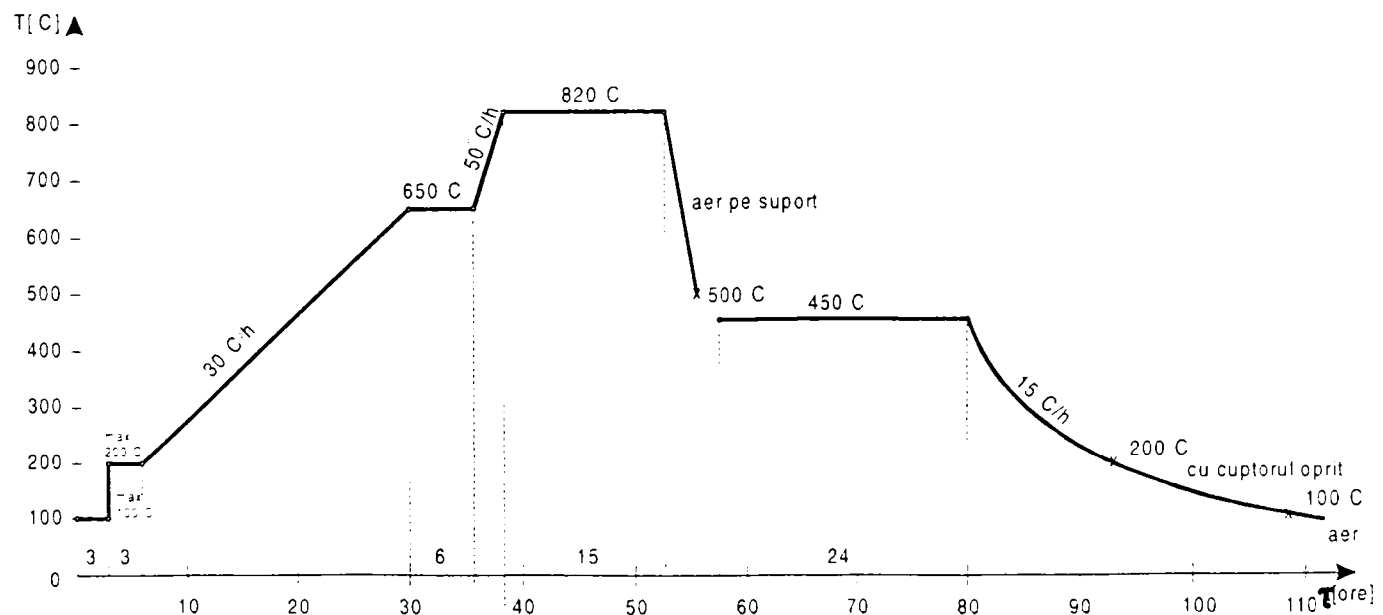
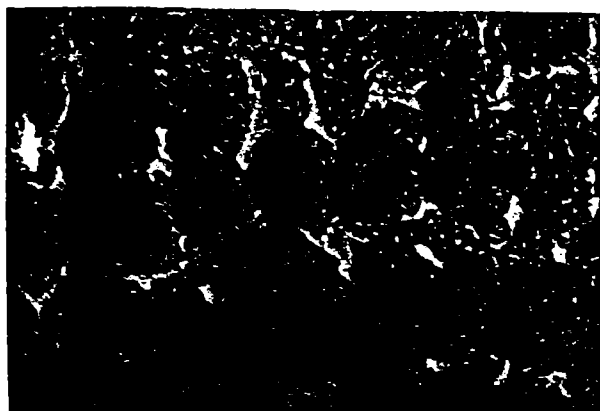
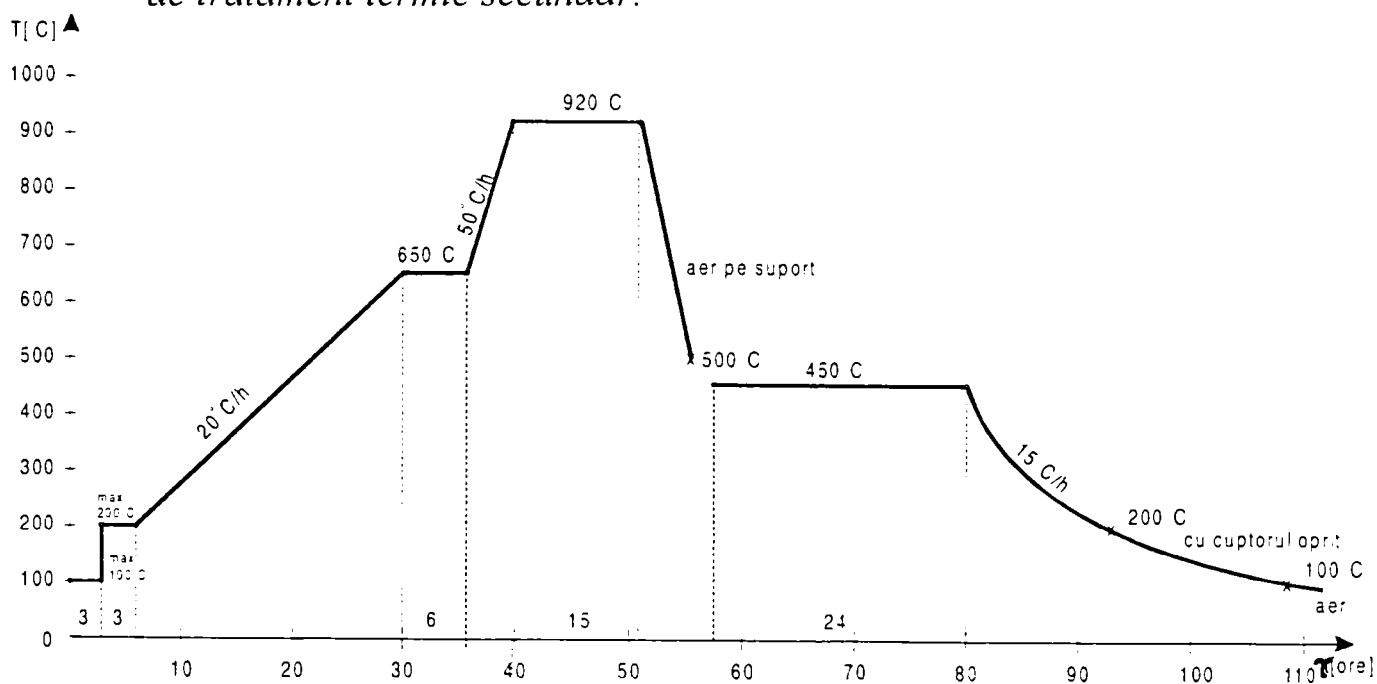


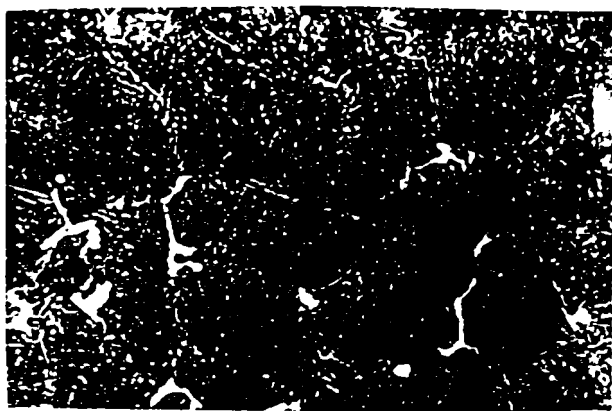
Fig. 6.15. Ciclograma de tratament termic secundar, pentru varianta I.



**Fig.6.16.** Structura aferentă variantei I de tratament termic secundar.



**Fig.6.17.** Ciclograma de tratament termic secundar, pentru varianta II.



- Duritatea pe tăblie:  
336 – 373 HB;
- Duritatea pe fus:  
321 – 337 HB.

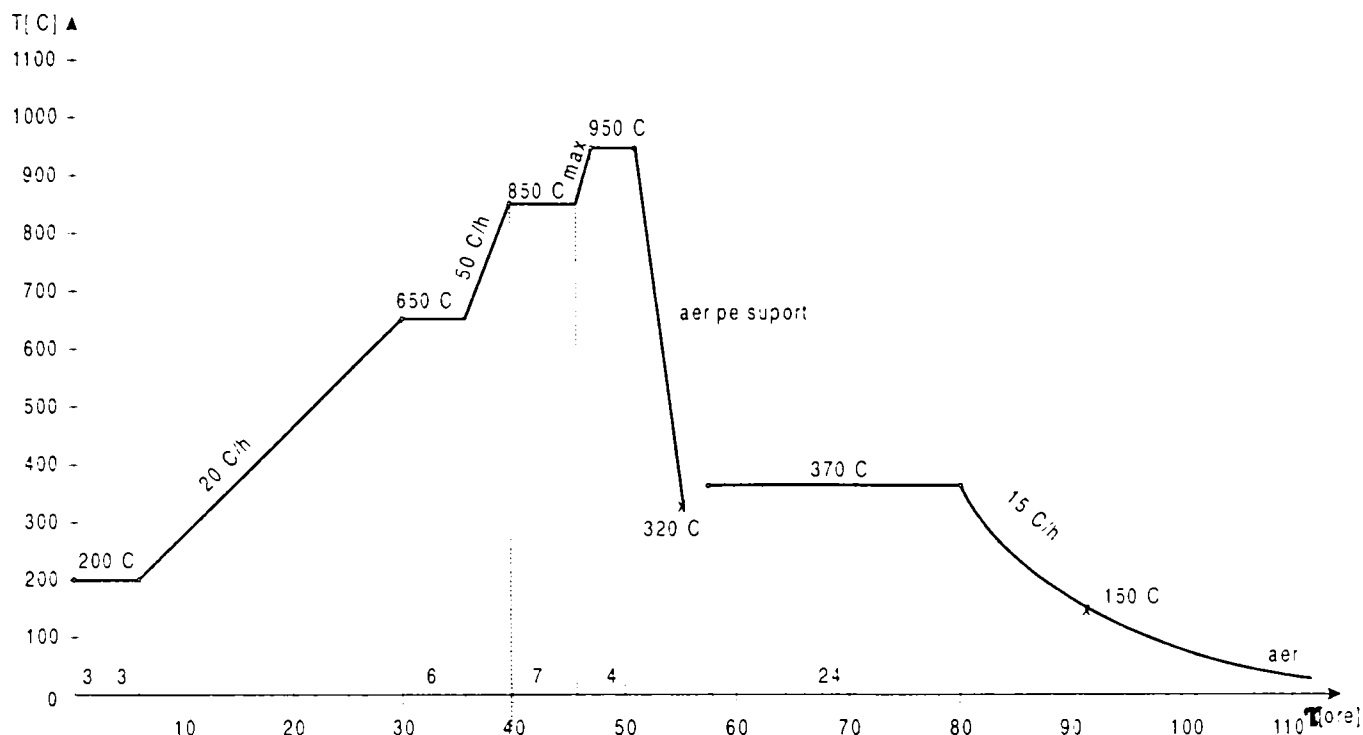
**Fig.6.18.** Structura rezultată după varianta II-a de tratament termic secundar.

normalizare s-a obținut un spor de duritate, dar pentru faptul că temperatura de revenire s-a dovedit a fi totuși prea ridicată, valoarea durității se situează la limita inferioară.

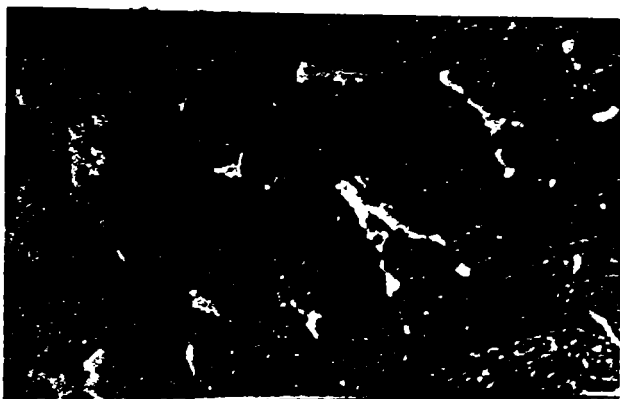
Structura rezultată după acest tratament (fig.6.18) evidențiază de fapt o finisare mai pronunțată a granulației și obținerea unei distribuții și mărimi a carburilor mai favorabilă decât în varianta precedentă.

Varianta III. În scopul obținerii unei durtăți ridicate s-a redus temperatura de revenire la  $370^{\circ}\text{C}$ , și s-au protejat fusurile cilindrilor cu manșoane de protecție pentru a favoriza o răcire lentă a lor în vederea reducerii durtății acestora.

Diagrama de tratament experimentată pentru această variantă este dată în fig.6.19, iar structura respectivă a oțelului care a favorizat obținerea pe tăbie a unei durtăți de 373 – 312 HB, iar pe fisuri de 306 – 312 HB, este dată în fig.6.20.



*Fig. 6.19. Ciclograma de tratament termic secundar, pentru varianta III.*



*Fig. 6.20. Structura rezultată după varianta III-a de tratament termic secundar.*

Analizând rezultatele obținute după experimentarea varianțelor prezente se poate stabili ca optimă varianta a III-a.

Recoacerea de omogenizare la această variantă - tratament primar, realizat la  $1020^{\circ}\text{C}$  cu o menținere de 20 ore pentru a dizolva în proporție cât mai mare rețeaua de cementită în masa de bază a soluției solide, iar după răcirea în aer a rezultat o structură omogenă cu rețeaua de cementită fragmentată și dimensiuni reduse. În acest mod se mărește rezistența cilindrilor la șocuri și se reduce fragilitatea lor.

După răcirea în aer s-a aplicat o recoacere de globulizare care asigură o bună prelucrabilitate prin așchiere, iar răcirea de la  $600^{\circ}\text{C}$  s-a efectuat cât mai lent cu scopul de a preîntâmpina introducerea de tensiuni în cilindrii.

Înainte de tratamentul termic secundar fusul cilindrilor a fost protejat, iar încălzirea pentru normalizare s-a efectuat foarte lent pentru evitarea tensiunilor termice care pot duce la ruperea cilindrilor.

Pentru egalizarea temperaturii în masa cilindrilor s-a efectuat o menținere la 850 °C urmată apoi de o altă menținere la 950 °C. Durata de menținere la 950 °C s-a redus deoarece la temperaturi mai mari de 850 °C are loc dizolvarea rețelei de cementită de la limita grăunților ceea ce duce la o limită de curgere scăzută.

Ca urmare a acestui fenomen la durate mai mari de menținere apar deformații peste limita admisă de adaosurile de finisare. După perioada de menținere se aplică răcirea în aer pe suport, urmată de o revenire medie la 370 °C pentru a realiza stabilizarea structurii și reducerea la minimum a tensiunilor. Răcirea după revenire recomandăm să se realizeze lent, împreună cu cuptorul pentru a reduce pe cât posibil nivelul tensiunilor remanente din cilindrii.

## 6.2. CERCETĂRI DE OPTIMIZARE A TEHNOLOGIEI DE TRATAMENT

### TERMIC PENTRU CILINDRII DIN OȚEL ALIAT FORJAT,

(90VMoCr15, 55VMoCr12 ȘI 85MoCrNi10)

După cum s-a menționat, cilindrii de laminare trebuie să posede înalte calități de exploatare determinate în principal de duritate, rezistență și stabilitate la temperaturi înalte. Aceste calități determină rezistența la variațiile bruște de temperatură din timpul procesului de laminare.

Pe lângă acestea, cilindrii de laminare trebuie să confere o calitate ridicată suprafeței laminatelor și să favorizeze prinderea materialului metalic. De aceea, condițiile ce trebuie să le îndeplinească materialul din care se execută depind atât de tipul laminorului, cât și de natura materialului metalic în sine.

Cerințelor actuale de calitate le corespund cel mai bine cilindrii din oțel forjat, confecționați din oțel hipereutectoid aliat cu crom sau în anumite cazuri cu alte elemente care formează carburi (vanadiu, molibden).

După forjare cilindrii din aceste calități se supun tratamentului termic primar care constă din următoarele faze:

- normalizare;
- recoacere de globulizare;
- dehidrogenare.

La stabilirea diagramei de tratament termic trebuie avute în vedere punctele de transformare în stare solidă, care pentru marca de oțel 90VMoCr18, sunt:

$$\begin{aligned} A_{c.cem} &= \text{peste } 900^{\circ}\text{C} \\ A_{c1} &= 740 \dots 780^{\circ}\text{C} \\ A_{r1} &= 690 \dots 640^{\circ}\text{C} \\ M_s &= 230^{\circ}\text{C} \end{aligned}$$

Temperaturile considerate pentru tratamentul termic primar, au fost:

- normalizare, la  $950^{\circ}\text{C}$  cu răcire în aer;
- recoacere de globulizare, la  $820 \div 600^{\circ}\text{C}$  cu răcire în cuptor;
- dehidrogenare, la  $710^{\circ}\text{C}$  cu răcire în cuptor;

Prin acest tratament s-a urmărit uniformizarea și finisarea granulației, globulizarea carburilor cu asigurarea unei durități care să permită o bună prelucrabilitate, dehidrogenarea aducând materialul la un conținut mai scăzut de gaze, evitându-se apariția defectelor de tipul fulgilor și a fisurilor de segregării, precum și asigurarea unei transparențe ultrasonice mai bune.

Aceste caracteristici calitative se cercetează a fi obținute prin aplicarea unui singur ciclu de tratament termic.

Pentru execuția acestui tip de tratament s-au utilizat cuptoare cu vatră mobilă care au preluat lotul de cilindrii a cărui mărime a fost dictată de condiția ca pentru fiecare cilindru să se asigure un minim de 4 mp vatră/cuptor pentru a asigura prin așezare o încălzire uniformă.

Tratamentul termic primar s-a efectuat în cuptoare cu vatră mobilă, încălzite cu gaz metan, iar încălzirea în vederea normalizării s-a realizat cu o viteză de  $50\text{ }^{\circ}\text{C/h}$  pentru ca atunci când cuptorul ajunge la temperatura corespunzătoare normalizării, întreaga încărcătură să aibă aceeași temperatură.

Durata de menținere la temperatura de normalizare s-a calculat în funcție de diametrul cilindrilor și marca oțelului, astfel încât să se asigure finalizarea transformărilor structurale (dizolvarea carburilor, omogenizarea austenitei).

Tratarea prin normalizare a cilindrilor de laminor s-a realizat în aer prin descărcarea din cuptor și așezarea acestora pe suporturi pentru a se asigura o răcire cât mai uniformă. După răcirea până la  $350\text{ }^{\circ}\text{C}$ , cilindrii se reîncarcă în cuptor pentru recoacerea de globulizare prin pendulare cu o viteză de încălzire de  $50\text{ }^{\circ}\text{C/h}$  până la  $820\text{ }^{\circ}\text{C}$ , menținere în funcție de diametrul cilindrilor, urmată de o răcire dirijată cu  $15\text{ }^{\circ}\text{C/h}$  până la  $600\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Această etapă a ciclului de tratament termic primar se repetă de două ori și urmărește globulizarea perlitei lamelare, precum și dizolvarea rețelei de carburi, ceea ce duce la creșterea gradului de difuzie a hidrogenului.

Următoarea etapă a tratamentului termic primar este dehidrogenarea la temperatura de  $710\text{ }^{\circ}\text{C}$  cu durata de menținere în funcție de conținutul de hidrogen. Încălzirea în acest scop s-a realizat cu  $15\text{ }^{\circ}\text{C/h}$ , urmată de o răcire dirijată cu  $15\text{ }^{\circ}\text{C/h}$  până la temperatura de  $400\text{ }^{\circ}\text{C}$ , se continuă procesul de răcire împreună cu cuptorul oprit până se ajunge la  $150\text{ }^{\circ}\text{C}$ , apoi răcire în aer.

După efectuarea tratamentului termic primar, cilindrii se recepționează fiind supuși pentru determinarea calității unui control U.S. preventiv, control al aspectului și dimensional, al durității tăbliei și fusurilor.

Caracteristicile mecanice rezultate în urma aplicării tratamentului termic primar, semnificative pentru starea materialului cu care se intră în tratamentul final pentru miezul cilindrilor au fost determinate pe probe debitate din tăblia și fusul lor. Nivelul valoric al acestora s-a situat în diapazonul:

- duritatea, HB	208 ÷ 285
- rezistența la rupere, R <sub>m</sub>	700 ... 950 N/mm <sup>2</sup>
- limita de curgere, R <sub>p02</sub>	minim 550 N/mm <sup>2</sup>
- alungirea, A	minim 10 %
- stricțiunea, Z	minim 20 %
- reziliența, KCU	minim 20 J/cm <sup>2</sup>

Din punct de vedere microscopic oțelul pentru cilindrii nu trebuie să prezinte defecte vizibile cu ochiul liber ca: urme de retasură, porozități, sufluri, fulgi, crăpături, incluziuni nemetalice sau o segregatie puternică.

Microscopic, oțelul în stare recoaptă trebuie să prezinte o structură perlitică cu carburi globulare uniform distribuite. Pentru aceasta, variația ciclică a temperaturii s-a controlat cu termocuple de contact, după a căror informații a fost condus procesul.



Astfel, pentru fiecare încărcătură s-au folosit 4 termocuple flexibile, amplasate la colțurile încărcăturii de la bază, și ridicate până la atingerea tăbliei cilindrilor; de asemenea minimum un termocuplu a fost coborât din boltă până la atingerea încărcăturii.

### Tratamentul termic secundar, funcție de calitatea oțelului

Această etapă de tratament a constat din călirea în ulei și revenire înaltă, aplicându-se cilindrilor după operația de eboșare și a avut ca scop obținerea unei structuri îmbunătățite în toată masa cilindrului la nivelul de duritate impus cât și proprietățile mecanice solicitate în exploatare.

Temperatura rezultată ca optimă pentru tratamentul termic de îmbunătățire, a fost:

- călire în masă  $840 \div 860$  °C, răcire în ulei;
- revenire înaltă  $500 \div 570$  °C, răcire în cuptor.

Pentru operația de călire s-au utilizat cuptoarele verticale și bazinele, iar pentru revenirea înaltă, cuptorul orizontal de la hala de tratamente termice.

De asemenea, la revenire s-a avut în vedere modul de așezare a cilindrilor, astfel încât să se asigure o încălzire cât mai uniformă, cilindrii fiind distanțați, pe suportți metalici cu înălțimea  $h = 600\text{mm}$ .

De asemenea s-a stabilit că pentru cazul cilindrilor revenirea înaltă constă din trei pendulări, iar viteza de încălzire și răcire la revenire nu trebuie să depășească  $50$  °C/h.

După ultima pendulare răcirea s-a efectuat dirijat, cu  $20$  °C/h până la  $150$  °C, apoi în aer.

Caracteristicile calitative obținute în urma tratamentului de îmbunătățire, s-au situat la nivelul:

- |                                  |                                |
|----------------------------------|--------------------------------|
| - duritatea HB,                  | 283 ... 360                    |
| - rezistența la rupere $R_m$ ,   | 970 ... 1230 N/mm <sup>2</sup> |
| - limita de curgere $R_{p0.2}$ , | 800 ... 1000 N/mm <sup>2</sup> |
| - alungirea A,                   | minim 10 %                     |
| - stricțiunea Z,                 | minim 30 %                     |
| - reziliența KCU,                | minim 30 J/cm <sup>2</sup>     |

În privința purității oțelului, oxizii, silicații, sulfurile și nitruurile, fiecare în parte nu a depășit valoarea maximă de 2,5.

De asemenea, macroscopic cilindrii nu trebuie să prezinte defecte vizibile cu

ochiul liber iar microscopic, cilindrii în stare îmbunătățită trebuie să prezinte o structură uniformă și fină formată din bainită, perlită și carburi, ajungând în centrul lor la perlită și carburi.

După parcurgerea etapei de tratament, cilindrii se recepționează prin efectuarea controlului privind aspectul și caracteristicile calitative.

### 6.2.1. EXPERIMENTĂRI CU CILINDRII DIN OȚEL

#### FORJAT, MARCA 90VMoCr15.

Tratamentul termic secundar pentru acest oțel (fig.6.21) constă dintr-o călire în aer urmată de o revenire înaltă și se aplică cilindrilor după operația de eboșare având ca scop obținerea unei structuri de îmbunătățire în toată masa lor la nivelul de duritate impus, cât și caracteristicile mecanice solicitate în exploatare.

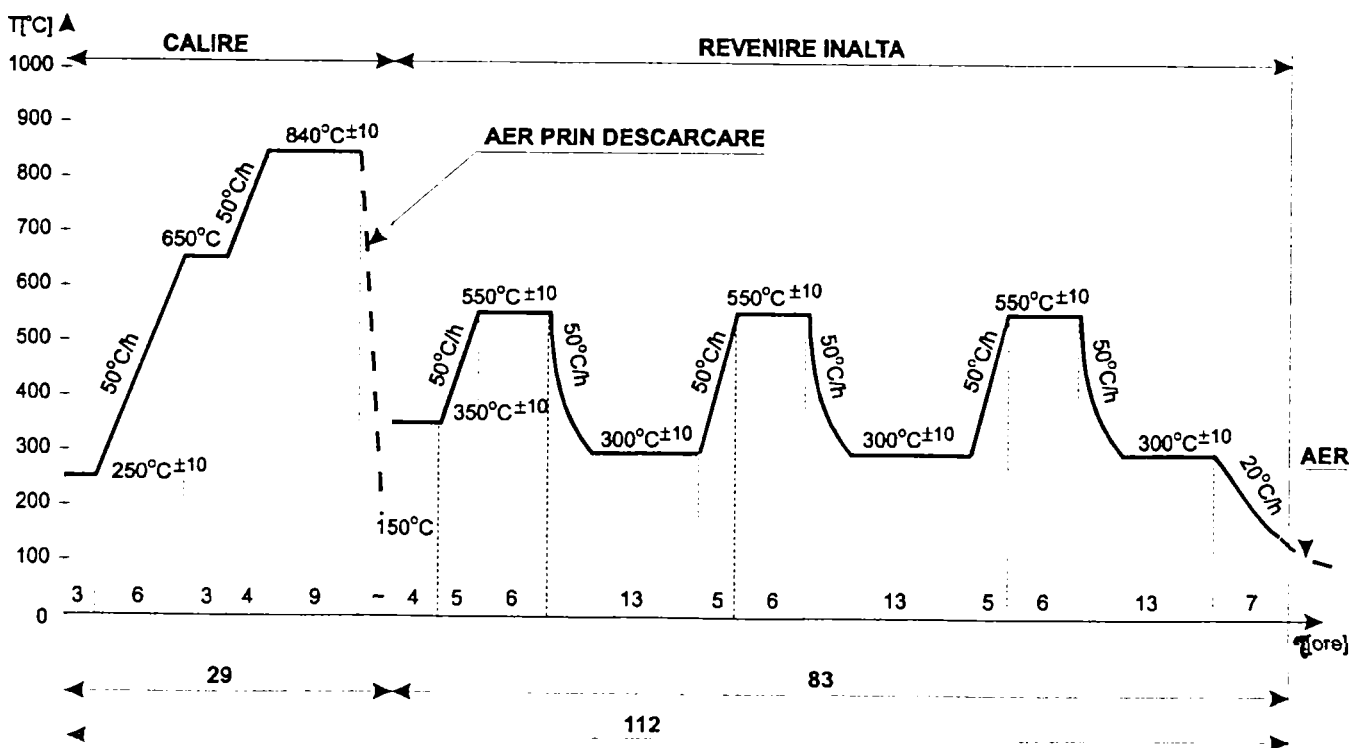


Fig. 6.21. Ciclograma de tratament aplicată cilindrilor din oțel 90VMoCr15.

Nivelul parametrilor termici ai procesului de îmbunătățire, au fost:

- călire la  $840 \dots 860^{\circ}\text{C}$ ;
- revenire înaltă  $500 \dots 570^{\circ}\text{C}$ .

Revenirea înaltă a constat din trei pendulări termice iar viteza de încălzire și răcire la revenire nu a depășit  $50\text{ }^{\circ}\text{C/h}$ . După ultima pendulare, răcirea s-a realizat dirijat, cu  $20\text{ }^{\circ}\text{C/h}$  până la  $150\text{ }^{\circ}\text{C}$ , după care a urmat răcirea în aer liber.

Microscopic, materialul metalic în stare îmbunătățită a prezentat o structură uniformă și fină, formată din bainită, perlită și carburi, ajungând spre centrul cilindrilor la perlită și carburi.

În lucrare, s-au studiat mai multe loturi de cilindrii din oțelul 90VMoCr15, atât din punctul de vedere al compoziției chimice, cât și al proprietăților mecanice și a duratei de funcționare. De asemenea, se prezintă două variante de îmbunătățire a tratamentului termic secundar.

S-a observat că limitele relativ largi de variație a compoziției chimice se reflectă și în neuniformitatea structurală pe materialul din ansamblul cilindrilor. În stare de utilizare structura acestora este formată dintr-o masă de bază sorbitică și carburi libere. Carburile se prezintă în general sub formă globulară având o distribuție neuniformă în masa de bază, unele zone prezentând aglomerări de carburi libere sau rețea de carburi. Neuniformitatea structurală și de compoziție atrage după sine și o neuniformitate a caracteristicilor mecanice, manifestate atât de la un cilindru la altul cât și pentru același cilindru.

Compoziția chimică a oțelului din care au fost confecționați cilindrii experimentali, a fost: C =  $0,85\pm 0,95\%$ ; Si =  $0,20\pm 0,35\%$ ; Mn =  $0,25\pm 0,45\%$ ; P = max.  $0,03\%$ ; S = max.  $0,03\%$ ; Mo =  $0,20\pm 0,30\%$ ; V =  $0,10\pm 0,20$ ; Cr =  $1,40\pm 1,70\%$ ; Ni = max.  $0,30\%$ ; Cu = max.  $0,20\%$ , iar caracteristicile mecanice au oscilat între valorile:

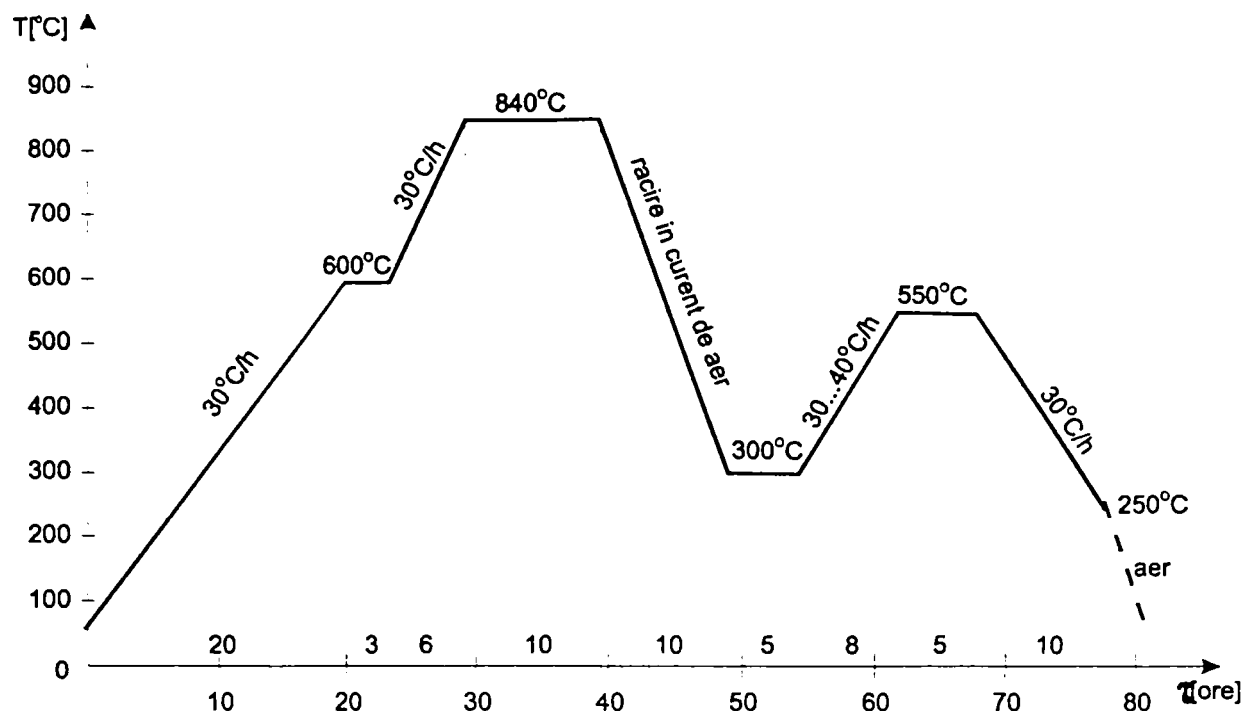
- duritatea HB, 280 ... 320;
- rezistența la rupere Rm, 760 ... 800 N/mm<sup>2</sup>;
- reziliența KCU 15 ... 20 J/cm<sup>2</sup>.

Tratamentul secundar aplicat, a constat dintr-o călire urmată de revenire înaltă, deci o îmbunătățire. Scopul acestui tratament a fost de a conferi cilindrilor proprietățile cerute în exploatare, în special rezistența la șocuri termice și mecanice.

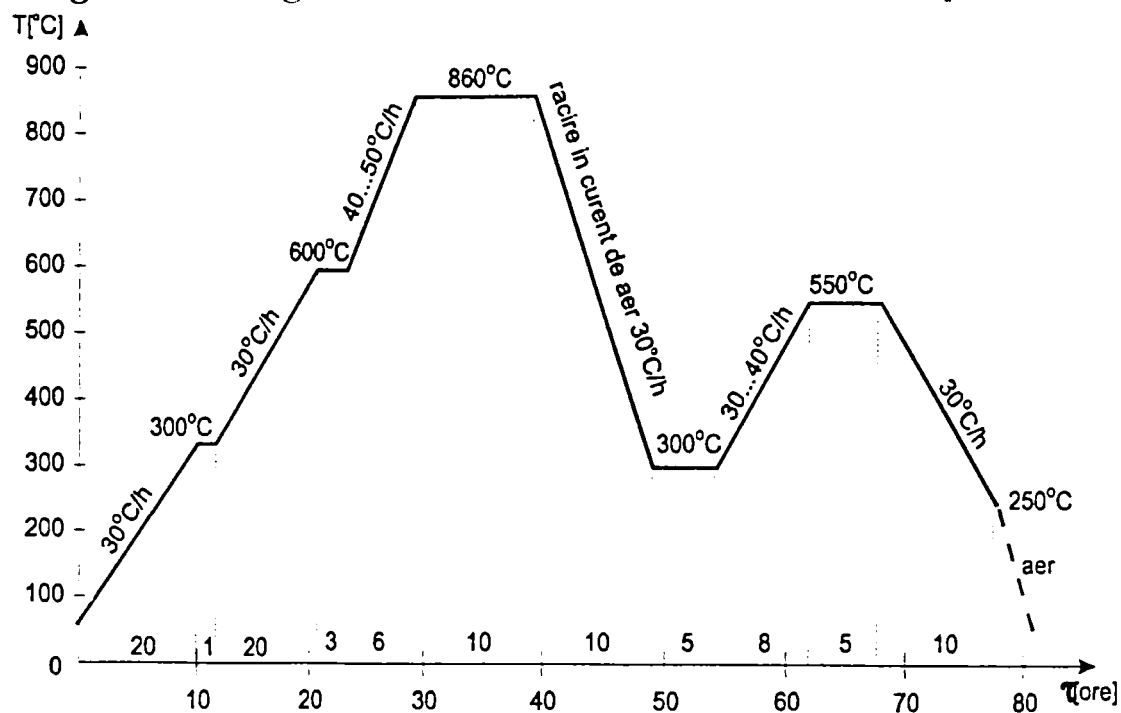
În baza cercetărilor privind stabilirea unor parametrii de tratament termic care să conducă la rezultatele impuse de condițiile din exploatare a cilindrilor din acest oțel, au rezultat cercetările de laborator efectuate de autor și experiența existentă în acest domeniu.

Pe baza parametrilor rezultanți din cercetate s-au propus două variante de tratament termic, la care regimurile aplicate diferă în ce privește condițiile de încălzire și temperatura de austenitizare.

În prima variantă temperatura de austenitizare este de  $840\text{ }^{\circ}\text{C}$  cu un singur palier la  $600\text{ }^{\circ}\text{C}$  (fig.6.22), iar a doua variantă presupune o încălzire mai uniformă a cilindrilor realizată prin paliere de încălzire la  $300$  și  $600\text{ }^{\circ}\text{C}$ , de asemenea o austenitizare mai completă prin menținerea la temperatura de  $860\text{ }^{\circ}\text{C}$  față de  $840\text{ }^{\circ}\text{C}$  din prima variantă experimentată (fig.6.23).



**Fig. 6.22.** Ciclograma de tratament termic secundar, după varianta I.



**Fig. 6.23.** Ciclograma de tratament termic secundar, după varianta II.

În prima fază de tratament termic secundar se urmărește o încălzire în vederea atingerii punctului de austenitizare. Această încălzire trebuie să fie uniformă, și se realizează prin cele două paliere propuse, până la temperatura de  $600^{\circ}\text{C}/\text{h}$  viteza de încălzire este de  $30^{\circ}\text{C}/\text{h}$ , apoi cilindrii pot fi încălziți cu  $40$  -  $50^{\circ}\text{C}/\text{h}$  până la atingerea temperaturii de austenitizare.

Pentru a realiza o structură fină cu carburi globulare disperse, viteza de răcire trebuie să constituie  $30^{\circ}\text{C}/\text{h}$ .

Răcirea cilindrilor se realizează în curent de aer în hala de tratament termic secundar, cilindrii fiind așezați pe suporturi. Pentru ca răcirea să fie cât mai uniformă trebuie să se evite apariția factorilor accidentali, cum ar fi de exemplu: deschiderea ușilor halei în timpul iernii. De asemenea, este necesară protejarea fusurilor cilindrilor astfel încât răcirea acestora să nu se facă cu viteză mai mare decât a tăbliei.

După răcirea la aproximativ 300<sup>0</sup>C a cilindrilor, aceștia se introduc în cuptorul de revenire. Revenirea la 550<sup>0</sup>C este obligatorie pentru detensionare ținând seama de dimensiunile cilindrilor. Încălzirea la o temperatură mai ridicată poate duce la creșterea globulelor de carburi, care să determine micșorarea durității.

Controlul de duritate se execută pe trei generatoare în trei puncte pe fiecare generatoare, duritatea prescrisă fiind de 220 ... 320 HB.

Verificarea caracteristicilor mecanice s-a efectuat pe probe prelevate din cilindrii de lucru. Astfel s-a debitat câte o probă din fus și două probe de pe tăblie la 108<sup>0</sup> una față de cealaltă; axele probelor situându-se la 35 mm față de suprafața piesei.

În urma încercărilor de laborator au rezultat următoarele caracteristici:

- prin ridicarea temperaturii de austenitizare s-a obținut o austenită cu un grad mai înalt de aliere. În urma răcirii, a rezultat de asemenea o structură sorbitică aliată cu o duritate mai ridicată;
- duritatea a oscilat între 278÷320 HB, ceea ce satisface întru-totul cerințele de exploatare.

### 6.2.2. EXPERIMENTĂRI CU CILINDRII DIN OȚEL

#### FORJAT, MARCA 55VMoCr12

Cilindrii experimentali fiind piese supuse la solicitări complexe, se impune respectarea cu strictețe a ciclului de fabricație începând cu elaborarea și turnarea lingourilor până la prelucrarea finală.

Lucrarea prezintă cercetările și rezultatele obținute pe cilindrii prin aplicarea mai multor variante de tratament termic secundar, tratament care să confere cilindrilor caracteristici superioare, o comportare în exploatare mult mai bună, și o durabilitate comparabilă cu a celor din import.

Au fost luați în studiu un număr de 2 cilindrii fabricați de autor din acest oțel în scop de cercetare și utilizați pentru laminarea benzilor la cald, având următoarele caracteristici de bază:

- Diametrul tăbliei            D = Ø550 mm
- Lungimea tăbliei            l = 1.700mm
- Lungimea totală            L = 2.560mm

Compoziția chimică și caracteristicile fizico – mecanice realizate pe cilindrii experimentali, s-au situat la nivelul celor prezentate în tabelele 6.1 și 6.2.

**COMPOZIȚIA CHIMICĂ A CILINDRILOR EXPERIMENTALI FORJAȚI DIN OȚEL  
55VMoCr12**

Tabelul 6.1.

COMPOZIȚIA CHIMICĂ									
C	Si	Mn	P	S	Mo	V	Cr	Ni	Cu
0,55÷0,65	0,20÷0,37	0,35÷0,65	max. 0,04	max. 0,04	0,30÷0,50	0,10÷0,20	1,00÷1,30	max. 0,3	max. 0,2

**CARACTERISTICILE MECANICE A CILINDRILOR EXPERIMENTALI FORJAȚI  
DIN OȚEL 55VMoCr12**

Tabelul 6.2.

CARACTERISTICI MECANICE										
Rp <sub>02</sub> [N/mm <sup>2</sup> ]		Rm [N/mm <sup>2</sup> ]		A %		Z %		KCU [J/cm <sup>2</sup> ]		Duritate HB
L	T	L	T	L	T	L	T	L	T	
min. 450	min. 420	min. 800	min. 760	9	6	30	15	30	20	240÷285

Elaborarea oțelului din care s-au obținut cilindrii experimentali, s-a realizat în cuptorul electric de 50 tone, iar turnarea s-a făcut în lingouri de 24 tone, din fiecare lingou obținându-se doi cilindrii.

După turnare, lingourile respective au fost transportate în stare caldă la secția forjă (temperatură de minim 700 - 800 °C în partea dinspre picior) – și reîncălzite la temperatura de deformare de 1180°C în cuptoare cu vatră mobilă.

Forjarea liberă s-a realizat la presa de 1500 KN, numărul de reîncălziri stabilindu-se în funcție de complexitatea cilindrului, compoziția chimică a oțelului, precum și de condițiile reale din secție.

Prin forjarea lingourilor la presa de 1500 KN, s-a asigurat un corioaj de minim 3, corioaj asigurat prin întindere și refulare.

După operația de forjare, s-a aplicat tratamentul termic primar, urmărindu-se obiectivele:

- uniformizarea și finisarea granulației, deci corectarea structurii obținută prin deformare plastică;
- obținerea unei transparențe ultrasonice mai bune;
- obținerea unei durități optime pentru prelucrare mecanică;
- eliminarea gazelor din oțel prin mecanismul tratamentului de dehidrogenare care să aducă materialul la un conținut inofensiv de gaze pentru a evita apariția fulgilor și a fisurilor de segregatie.



După operația de eboșare s-a aplicat tratamentul termic secundar și s-a cercetat obținerea unei structuri corespunzătoare care să confere oțelului caracteristicile calitative impuse de practica industrială.

În documentația tehnică inițială s-a prevăzut execuția acestor cilindrii din oțel aliat forjat cu următoarele caracteristici:

- duritate de min. 58 Shore C (42 HRC sau 400 HB) pe o adâncime de 20 mm conform desenului de execuție.

Obținerea acestei durități pe o adâncime de 20 mm necesită o instalație de călire superficială cu o frecvență de 5.000 Hz.

Cilindrii fiind destinați pentru laminare la cald, considerăm că aplicarea procedurii de călire superficială nu se pretează, acesta fiind indicat doar pentru cilindrii laminoarelor de benzi la rece.

Deoarece, cilindrii destinați pentru laminare la cald sunt supuși deselor restrunjiri, adâncimea stratului cu duritate superficială pe o adâncime de 20mm, dispăre după prima restrunjire.

Pe baza acestor considerente am optat ca cilindrii pentru laminare la cald să fie executați din oțel marca 55VMoCr12 cu o duritate de 245 ... 285 HB, realizată pe o adâncime suficientă, care să cuprindă toate restrunzirile pe durata campaniei de exploatare.

În urma cercetărilor privind comportarea în exploatare a acestor cilindrii s-a constatat o durabilitate mai scăzută decât la cilindrii din import, motiv pentru care s-a căutat obținerea unei durități mai ridicate atât prin modificarea ciclogramei de tratament termic, cât și eventual, modificare mărcii de oțel .

Pentru alegerea soluției optime s-a ținut seama de solicitările mari la care sunt supuși cilindrii, precum și de cerința obținerii unor caracteristici mecanice superioare care să satisfacă condițiile reale din exploatare.

În timpul exploatării nefiind semnalate scoateri premature din funcțiune datorate ruperilor sau crăpăturilor, ci numai a unor uzuri premature, s-a intervenit în fluxul de fabricație la îmbunătățirea ciclogramei de tratament termic secundar.

Avantajul acestei soluții constă în aceea că după tratament se obține o structură care asigură caracteristicile de rezistență la valorile cerute fără a diminua caracteristicile de tenacitate. Dar, ca un dezavantaj al soluției, nu se pot trata în flux serii mari de cilindrii datorită lipsei bazinelor de răcire cu ulei din atelierele de tratament secundar.

O altă soluție constă în alegerea unui oțel cu conținut mai ridicat în carbon, aliat cu Cr, Mo și V, care să satisfacă mai bine condițiile de lucru din exploatare.

În experimentările efectuate s-a optat pentru prima variantă ca fiind mai economică, urmând ca în continuare să se experimenteze și a doua, sau să se treacă la varianta obținerii acestor cilindrii prin turnare din oțel Adomit.

S-a reușit ca după operația de forjare să se obțină o granulație austenitică fină și uniformă (punctaj 6-10) condiționată și de ultima încălzire de la forjare.

După forjare, cilindrii au fost răciți dirijat în aer până la 550<sup>0</sup>C, apoi transpuși pe un cuptor de tratament termic pentru efectuarea tratamentului termic primar prin încălzire la 860<sup>0</sup>C în vederea recoacerii de înmuiere, urmată de răcire în aer prin

descărcare de pe vatra cuptorului până la  $400^{\circ}\text{C}$  pentru finisarea structurii obținute după forjare (ciclograma din fig. 6.24). Ciclograma continuă cu o altă încălzire la  $700^{\circ}\text{C}$ , în vederea eliminării fulgilor, după care se aplică o răcire lentă împreună cu cuptorul.

După tratamentul termic primar, cilindrii experimentali forjați au fost supuși operației de eboșare cu adaos mare de prelucrare după care s-a aplicat un tratament termic secundar constând dintr-o călire în aer în toată masa cilindrilor urmată de o revenire înaltă (ciclograma din fig. 6.25).

Valorile caracteristicilor calitative rezultate pe cilindrii în urma tratamentului secundar sunt cuprinse în ecartul celor admise de documentația tehnică.

Având însă în vedere cerințele de creștere a durității și a caracteristicilor de rezistență, cercetările au urmărit stabilirea parametrilor optimi de tratament termic, astfel ca structura să corespundă acestor cerințe.

S-au experimentat 9 variante de tratament termic secundar, a căror rezultate calitative sunt date în tabelul 6.3. Dintre variantele aplicate se observă că încălzirea la  $880^{\circ}\text{C}$  este mai ridicată în scopul obținerii unei austenite cu gradul mai mare de aliere care să conducă la obținerea unei structuri bainitice fine și uniform distribuite (vezi structura de la tratamentul 7 -9).

După călirea în ulei de la temperatura de  $880^{\circ}\text{C}$  s-a aplicat o revenire dublă la  $570^{\circ}\text{C}$ , prezentată în ciclograma din figura 6.27, și s-a constatat că odată cu creșterea caracteristicilor de rezistență, reziliența nu a scăzut obținându-se o durabilitate mai mare în exploatare.

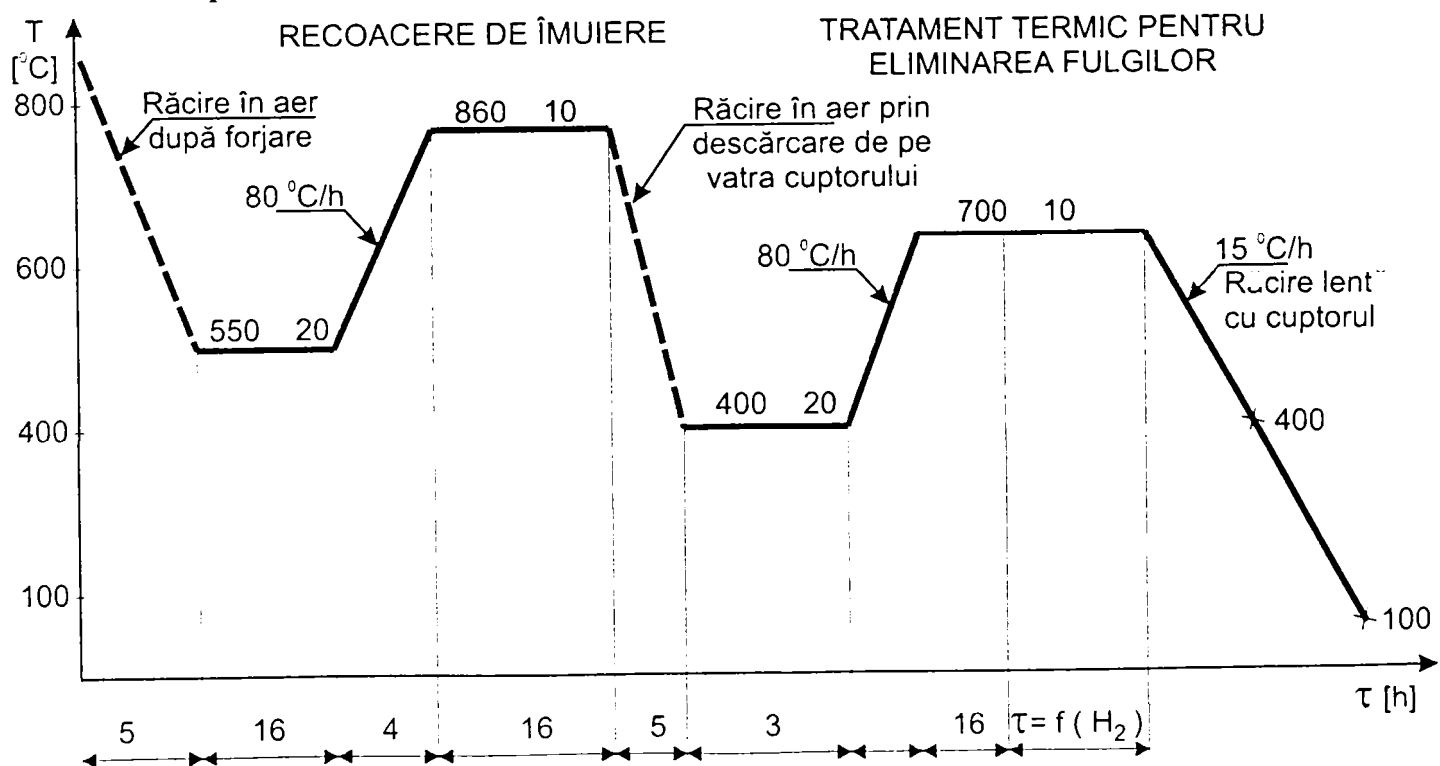
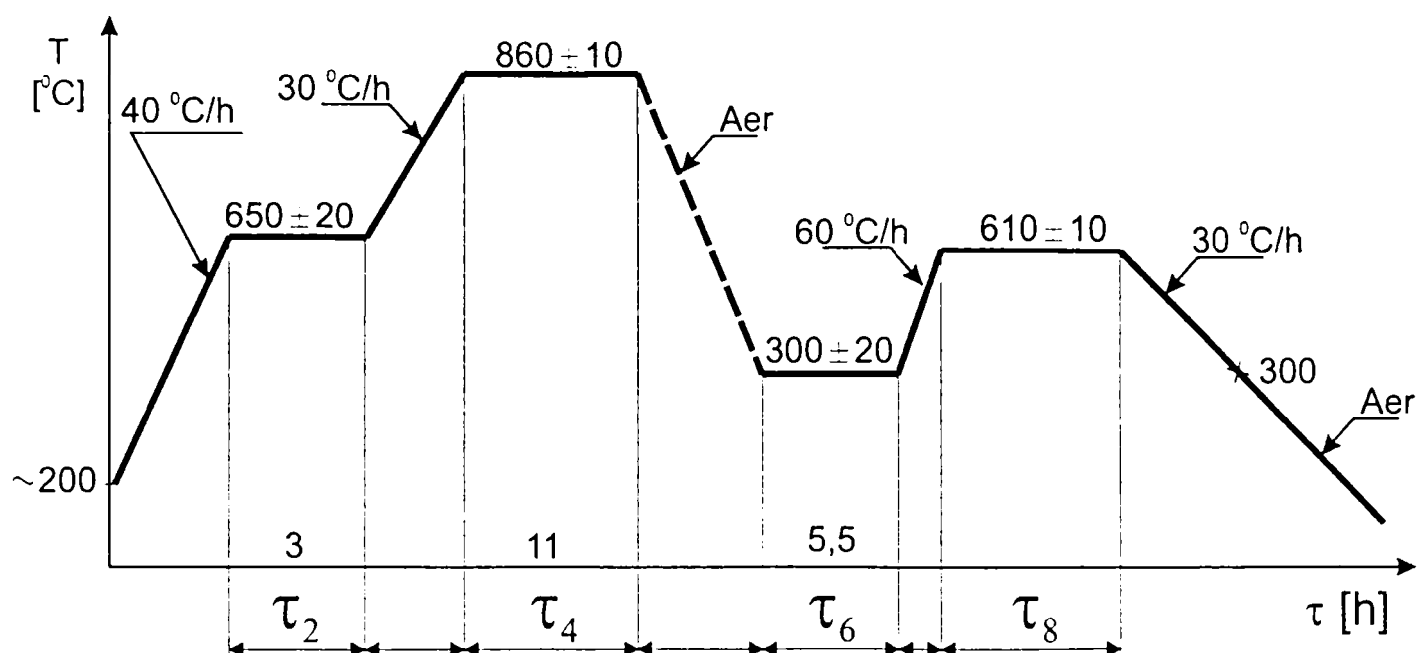


Fig. 6.24. Ciclograma de tratament termic primar, aplicat după forjare



**Fig.6.25.** Ciclograma de tratament termic secundar, aplicată cilindrilor după eboșare.




Din variantele experimentate s-a căutat obținerea unei structuri care să confere cilindrilor duritate cât mai mare, fără să se diminueze caracteristicile de tenacitate (reziliență, alungire).



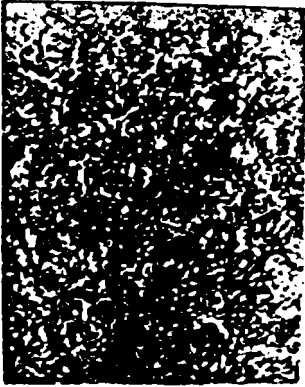
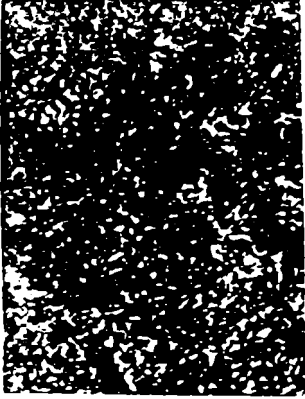
Astfel, s-au selectat ciclogramele din figurile 6.26 și 6.27, cu valoare tehnologică și științifică ridicată, căutându-se obținerea unei structuri care să confere cilindrilor duritate cât mai mare fără să se diminueze caracteristicile de tenacitate (reziliență, alungire).



Varianta optimă pentru tratamentul secundar este ciclograma din fig.6.27, prin care după călirea în ulei la  $880^{\circ}\text{C}$  s-a aplicat o revenire dublă la  $570^{\circ}\text{C}$ , rezultând că odată cu creșterea caracteristicilor de rezistență, reziliența nu a scăzut, iar durabilitatea în exploatare a crescut de două ori comparativ cu a cilindrilor procesați după tehnologia inițială.

**VALOAREA PARAMETRILOR CALITATIVI ȘI STRUCTURALI REZULTAȚI  
DIN CERCETAREA CILINDRILOR DE OȚEL 55VMoCr12**

**Tabelul 6.3.**

Nr. crt.	TRATAMENTUL APLICAT	CARACTERISTICI MECANICE							STRUCTURA DUPĂ TRATAMENT 500:1
		Limita de curgere $R_{p0.2}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	Rezistența la rupere $R_m$ [N/mm <sup>2</sup> ]	Alungirea A %	Gățuirea la rupere Z %	Reziliența KCU [J/cm <sup>2</sup> ]	Duritatea HB	TOPE LAMINATE PE SET DE CILINDRII	
1	Călire 860 °C aer Revenire 580 °C	713	1089	12	32,7	37	321	7610	
2	Călire 860 °C aer Revenire 570 °C	710	1100	12	32,5	35	320	7610	
3	Călire 860 °C aer Revenire 550 °C	662	1162	12	34,3	24	330	7610	

4	Călire 860 °C ulei Revenire 560 °C	660	1170	12	34,5	25	328	7610	
5	Călire 860 °C ulei Revenire 610 °C	81,6	113,4	12	36,2	4,2	356	11270	
6	Călire 860 °C ulei Revenire dublă 600 °C	815	1140	12	36,5	42	360	11270	
7	Călire 880 °C ulei Revenire dublă 570 °C	943	1285	11	36,2	36	383	11840	

8	Călire 870 °C ulei Revenire dublă 570 °C	940	1280	11	36	36	36	380	11840	
9	Călire 880 °C ulei Revenire dublă 570 °C	891	1192	10	35,7	32	374	11840		

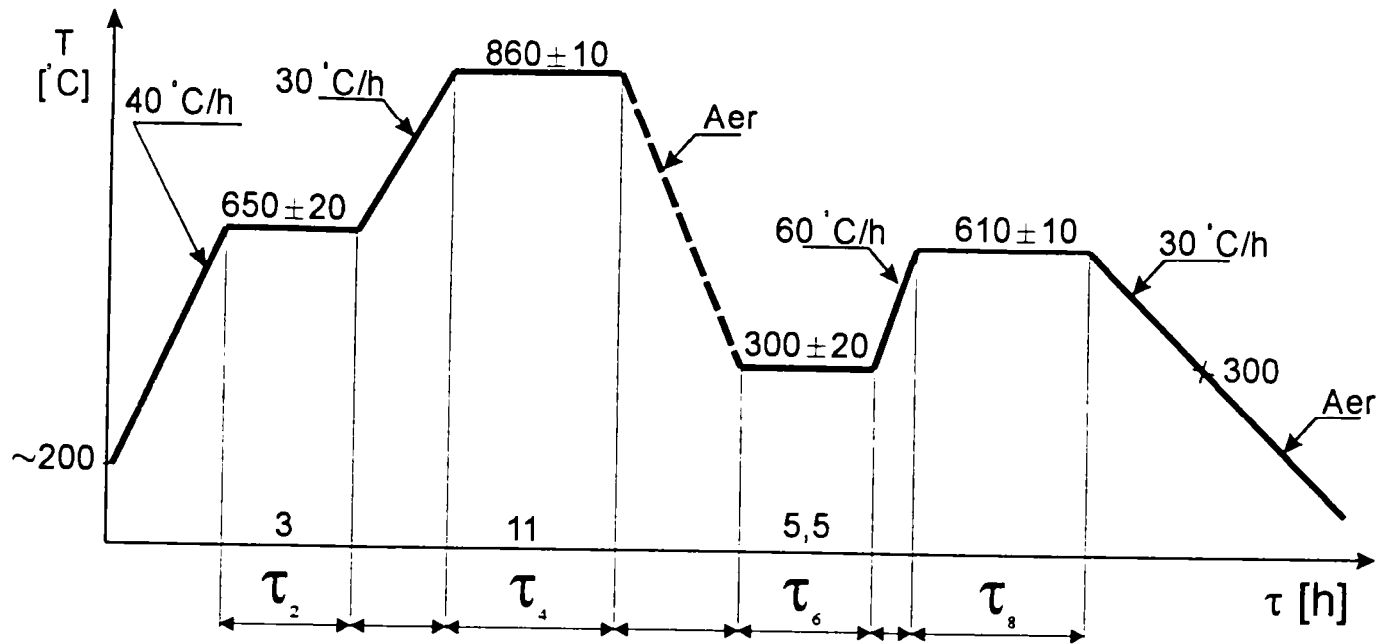


Fig. 6.26. Variantă experimentală pentru tratamentul secundar.

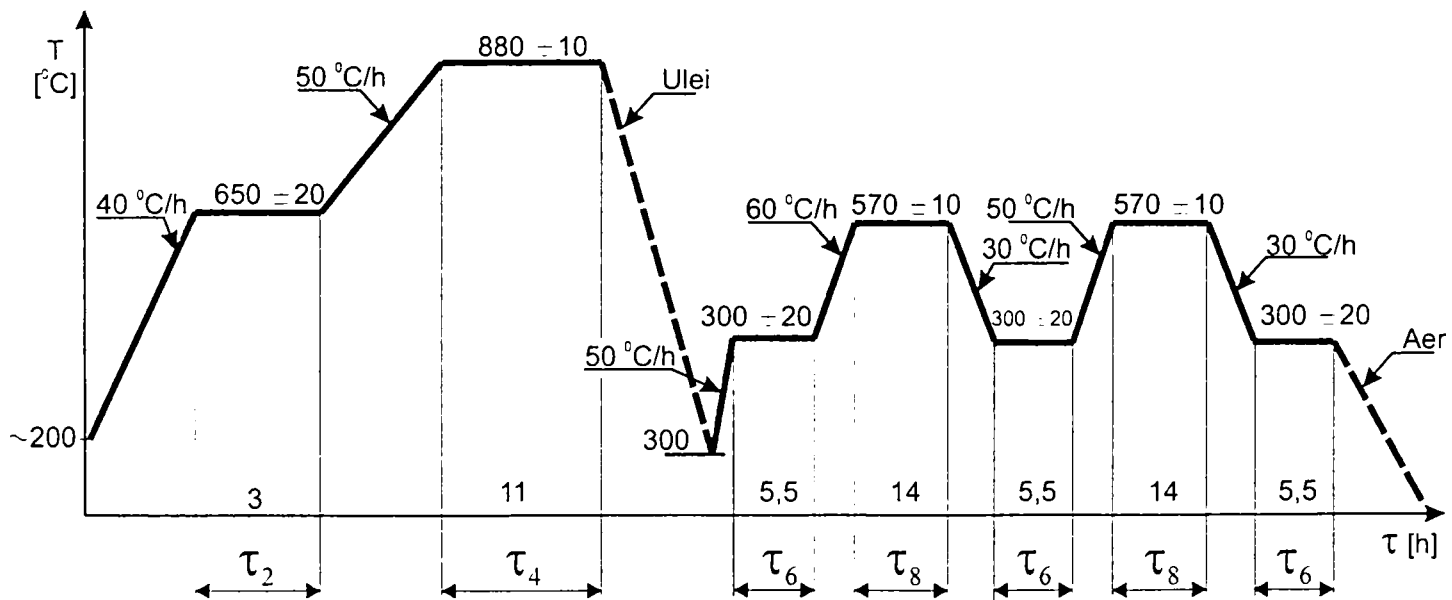


Fig. 6.27. Variantă optimă pentru tratamentul secundar.



### 6.2.3. EXPERIMENTĂRI CU CILINDRII DIN OȚEL FORJAT, MARCA 85MoCrNi10

Cilindrii fabricați din oțelul 85MoCrNi10 sunt destinați pentru laminarea tablelor.

Cilindrii care se forjează frecvent pentru scopul urmărit de prezenta lucrare, au următoarele caracteristici dimensionale:

- Ø725 x 1250 x 3090 mm;
- Ø725 x 1100 x 2940 mm;
- Ø725 x 1000 x 2600 mm.

Se observă că toți cilindrii au același diametru, diferă doar lungimea tăbliei de lucru și lungimea totală a acestora.

Compoziția chimică a oțelului din care se execută, este:

COMPOZIȚIA CHIMICĂ								
C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	Cu	P	S
0,80÷0,88	0,60÷0,80	0,20÷0,40	1,80÷2,10	0,90÷1,10	0,20÷0,30	max. 0,30	max. 0,03	max. 0,03

Elementele caracteristice tehnologiei de fabricație, constau în:

- temperatura de forjare 1200 ÷ 850 °C;
- temperatura recoacerii de înmuiere 660 ÷ 700 °C;
- duritatea după recoacerea de înmuiere: max. 240 HB;
- temperatura de călire 850 ÷ 880 °C;
- medii de răcire la călire: ulei, aer, turn de răcire cu aer;
- duritatea după călire: 380 - 420 HB;
- temperatura de revenire 610 - 620 °C.

Caracteristicile de calitate impuse prin documentația de execuție sunt reprezentate prin duritate și rezistența la rupere.

Pentru o rezistență la rupere impusă de 1200 - 1400 N/mm<sup>2</sup>, corespunde o duritate de 380 - 420 HB. Dificultățile tehnologice de a realiza această caracteristică au facilitat acordul cu exploatarea ca duritatea de livrare acceptată să fie de 280 – 320 HB.

Ciclul de fabricație a cilindrilor este de lungă durată, începând cu elaborarea oțelului și finalizându-se cu tratamentul termic final.

Elaborarea oțelului s-a realizat în cuptorul electric cu arc de 50 tone. După dezbatere lingourile se transportă în stare caldă la secția forjă, unde sunt încărcate în cuptoare de încălzire de 16 sau 25 mc în vederea forjării la presa de 1500 KN. Domeniul optim a intervalului de forjare este cuprins între 1200 – 850 °C, iar pentru finisare este indicată temperatura de 800 °C.

Realizarea cilindrilor de laminor la diametrul de Ø785mm impune refularea lingourilor, pentru obținerea unui coraj de 3, această operație efectuându-se pe cât posibil la temperaturi apropiate de temperatura maximă a domeniului de prelucrare.

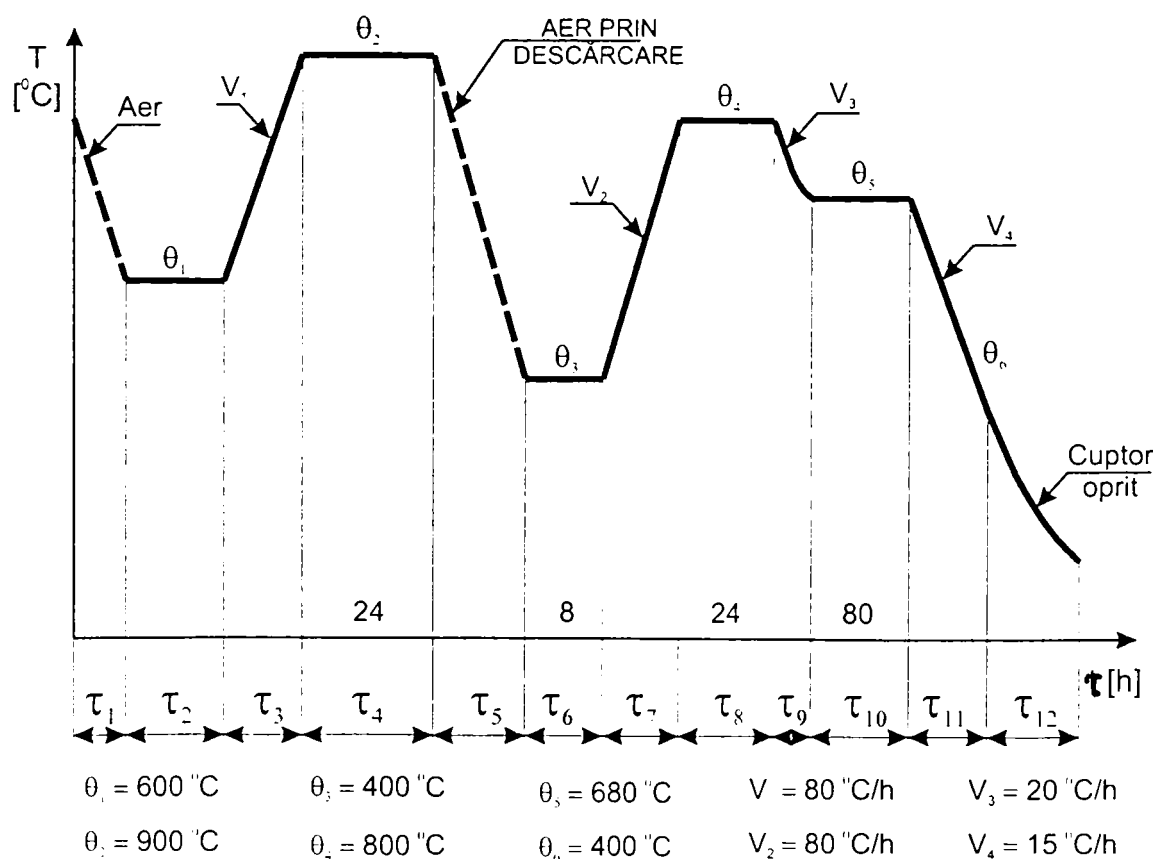
La începutul deformării plastice la cald a lingourilor se produce închiderea și eventual sudarea defectelor de material ca: microretasuri, fisuri intercristaline, sufluri, fapt ce duce la creșterea compactității materialului. Paralel cu aceasta, în timpul forjării are loc și procesul de distrugere a structurii de turnare, prin recristalizare și difuzie. După finalizarea forjării, grăunții nu rămân alungiți deoarece temperatura de sfârșit de forjare este superioară temperaturii de recristalizare. Deci pentru obținerea unei structuri cât mai fine și implicit obținerea de caracteristici mecanice mai ridicate, trebuie respectată temperatura de sfârșit de forjare.

După operația de forjare, cilindrii sunt introduși în cuptoare pentru tratamentul termic primar la temperaturi de 550 °C. Prin acest tratament se urmărește uniformizarea și finisarea granulației și astfel corectarea structurii rezultate în urma prelucrării plastice la cald. De asemenea, se asigură:

- obținerea unei durtăți care să favorizeze o ușoară prelucrabilitate în vederea eboșării;
- eliminarea gazelor din oțel prin mecanismul tratamentului termic care să aducă materialul la un conținut inofensiv de gaze și astfel să se evite apariția defectelor de tipul fulgilor sau a fisurilor de segregatie.

Ciclul de tratament primar se aplică cilindrilor după finalizarea forjării respectându-se ciclograma din figura 6.28.

Parametrii de tratament preliminar se calculează și se corelează în funcție de: marca oțelului, dimensiunea tăbliei cilindrilor, conținutul de hidrogen remanent după vidare și timpii de răcire în aer.



**Fig.6.28.** Ciclograma de tratament primar aplicat cilindrilor din oțel 85MoCrNi10 după forjare.

Pentru determinarea timpilor de menținere se folosesc grafice care stabilesc dependența între timpul de menținere, funcție de conținutul de hidrogen remanent și diametrul cilindrilor, funcție de viteza de încălzire și diametru, precum și funcție de condițiile de răcire;

Valoarea temperaturilor  $\theta_1 - \theta_7$  este dată funcție de oțelul utilizat.

Pentru cilindrii de lucru din oțelul 85MoCrNi10, acestea sunt:

$\theta_1$	$\theta_2$	$\theta_3$	$\theta_4$	$\theta_5$	$\theta_6$	$\theta_7$
680 °C	900 °C	400 °C	800 °C	680 °C	500 °C	100 °C

iar vitezele de încălzire și răcire  $V_1, V_2, V_3, V_4$ , pentru un diametru al cilindrilor de 785 mm, constituie:

$V_1$	$V_2$	$V_3$	$V_4$
80 °C/h	80 °C/h	20 °C/h	15 °C/h

Corelarea și stabilirea timpilor de menținere s-a efectuat în modul următor:

- $\tau_1$  - reprezintă timpul cronometrat corespunzător răcirii din momentul scoaterii de la ultima încălzire pentru forjare, până la atingerea și egalizarea pe suprafața semifabricatului a temperaturii  $\theta_1$  (timp variabil funcție de condițiile reale de finalizare a forjării, cât și a răcirii după această operație). Acest timp determină valoarea timpului de menținere în palier  $\tau_2$ , înainte de începerea ciclului de tratament termic primar;
- $\tau_3$  ;  $\tau_7$  - sunt timpii afectați încălzirilor de la  $\theta_1$  la  $\theta_2$  respectiv  $\theta_3$  la  $\theta_4$  a căror valoare de determină cu relațiile:

$$\tau_3 = \frac{\theta_2 - \theta_1}{V_1} \quad ; \quad \tau_7 = \frac{\theta_4 - \theta_3}{V_3} \quad [h] \quad (6.1)$$

- $\tau_5$  - reprezintă timpul cronometrat pentru răcirea cilindrilor în aer după austenitizare până la atingerea și egalizarea la suprafață a temperaturii  $\theta_3$  ;
- $\tau_6$  - timpul de egalizare la temperatura  $\theta_3$ ;
- $\tau_4$  - timpul de menținere afectat egalizării temperaturii în secțiunea cilindrilor și se stabilește în funcție de viteza de încălzire  $V_1$  și diametrul maxim al acestora;
- $\tau_8$  - timpul de menținere afectat austenitizării incomplete necesar înmuierii materialului (globulizării carburilor) și se determină în funcție de viteza de încălzire  $V_2$  și diametrul maxim al cilindrilor;
- $\tau_9$  - durata răcirii dirijate de la  $\theta_4$  la  $\theta_5$  cu  $V_3$  și se determină cu relația:

$$\tau_9 = \frac{\theta_4 - \theta_5}{V_3} \quad [h] \quad (6.2)$$

- $\tau_{10}$  - timpul de menținere la temperatura subcritică pentru a obține înmuierea materialului. Se determină în funcție de viteza de încălzire  $V_2$  și diametrul maxim al cilindrilor;
- $\tau_{11}$  - durata menținerii la temperatura subcritică afectată dehidrogenării prin tratament termic și această durată se stabilește funcție de diametrul maxim al cilindrilor și conținutul de hidrogen remanent;
- $\tau_{12}$  - durata răcirii dirijate de la  $\theta_5$  la  $\theta_6$  cu viteza  $V_4$  și se determină cu relația:

$$\tau_{12} = \frac{\theta_5 - \theta_6}{V_4} \quad [h] \quad (6.3)$$

- $\tau_{13}$  - durata răcirii dirijate de la  $\theta_6$  la  $\theta_7$  cu viteza pe care o asigură cuptorul cu arzătoarele oprite și ușile închise etanș.

Răcirea în aer după austenitizare se execută prin descărcarea cilindrilor din cuptor, așezarea acestora pe suporturi de răcire, apoi prin înfășurări cu pânză de azbest a fusurilor, imediat ce acestea ajung la temperatura  $\theta_3 + 150$  °C. Răcirea cilindrilor se dirijează pentru a obține egalizarea temperaturii  $\theta_3$  pe întreaga suprafață a lor.

După tratamentul primar, cilindrii se prelucrează la dimensiunile de eboș, fiind supuși în continuare tratamentului termic secundar, operație care de asemenea a constituit obiectivul prezentei lucrării.

Analiza s-a făcut pe un lot de 9 cilindrii, iar tratamentul termic secundar la răcirea în ulei a dat rezultate bune. Având în vedere că ciclul de tratament termic secundar are o durată considerabilă iar capacitatea cuptorului este mică, numărul de cilindrii tratați simultan este redus. Ca urmare, s-a adoptat răcirea în aer.

Tratamentul termic secundar se aplică cilindrilor după operația de eboșare și urmărește obținerea unei structuri care să confere materialului metalic caracteristicile funcționale prevăzute în normele de execuție cu minime tensiuni remanente.

În urma mai multor experimentări, s-a stabilit ca optim ciclul termic dat de ciclograma din fig.6.29, având ca principali parametri valoarea temperaturilor  $\theta_1 - \theta_7$ , astfel:

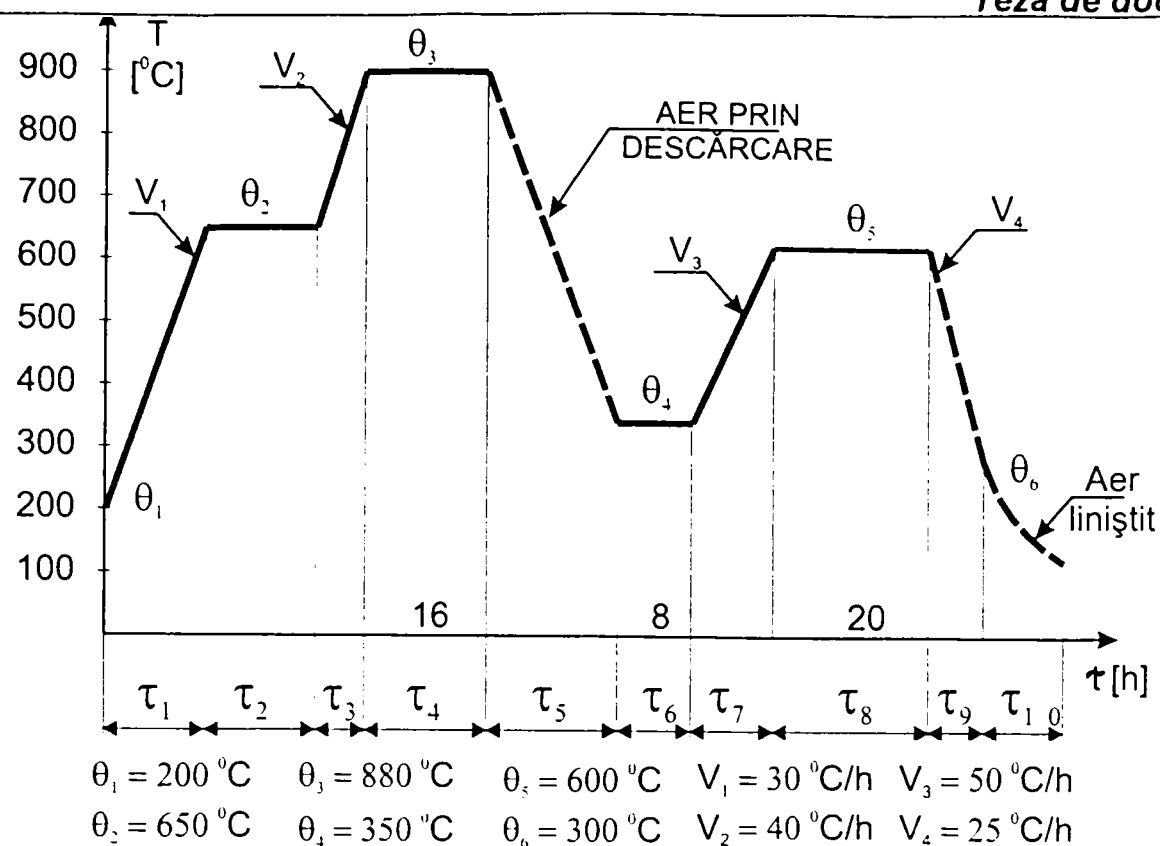
$\theta_1$	$\theta_2$	$\theta_3$	$\theta_4$	$\theta_5$	$\theta_6$	$\theta_7$
max. 200 °C	650 °C	880 °C	300 °C	600 °C	300 °C	20 °C

Nivelul valoric al acestora, admite următoarele toleranțe:

- la temperaturile de încălzire  $\pm 10$  °C;
- la temperaturile de răcire  $\pm 30$  °C;

Pentru vitezele de încălzire și răcire, din aceeași ciclogramă, se recomandă valorile:

$V_1$	$V_2$	$V_3$	$V_4$
30 °C/h	41 °C/h	50 °C/h	25 °C/h



**Fig. 6.29.** Ciclograma optimă pentru tratamentul termic secundar a cilindrilor din oțel 85MoCrNi10.

Durata de egalizare se apreciază la cca. 1,2 h/100 mm din diametrul tăbliei.

Pentru a obține duritate mai mică la fusurile cilindrilor decât pe tăblie acestea au fost protejate cu pânză de azbest când cilindrii se descarcă la răcire în aer, după obținerea temperaturii de călire.

După efectuarea tratamentului termic secundar, din fiecare cilindru s-au prelevat probe pentru încercări calitative și structurale.




Analiza parametrilor calitativi din tabelul 6.4 evidențiază faptul că una din proprietățile oțelului de cea mai mare importanță este capacitatea lui de durificare. Această proprietate are o dublă importanță: în primul rând pentru obținerea prin tratament termic a unei duriități sau rezistențe mai înalte și în al doilea rând pentru atingerea unui înalt grad de tenacitate corespunzător structurii dorite, finisării granulației și obținerii unei distribuții și mărimi a carburilor mai favorabile decât cea obținută prin forjare.





De fapt, atingerea gradului înalt de tenacitate este proprietatea cea mai importantă, pe când atingerea unei rezistențe mari poate avea adeseori o importanță mai mică atât timp cât nu este însoțită de o tenacitate suficientă pentru a face față condițiilor de exploatare.

Microstructura finală și deci proprietățile cilindrilor depind atât de comportarea în timpul transformării austenitice, precum și de condițiile de răcire. Dacă acești doi factori sunt cunoscuți, microstructura finală poate fi prevăzută și chiar obținută prin dirijarea unuia din ei sau ambilor.



**VALOAREA PARAMETRILOR CALITATIVI ȘI STRUCTURALI REZULTAȚI DIN  
CERCETAREA CILINDRILOR DE OȚEL 85MoCrNi10**

**Tabelul 6.4.**

Nr. crt.	TRATAMENTUL APLICAT	CARACTERISTICI MECANICE							TONE LAMINATE PE SET DE CILINDRII	STRUCTURA DUPĂ TRATAMENT 500:1
		Limita de curgere $R_{p0,2}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	Rezistența la rupere $R_m$ [N/mm <sup>2</sup> ]	Alungirea A %	Gâtuirea la rupere Z %	Reziliența KCU [J/cm <sup>2</sup> ]	Duritatea HB			
1	Călire 880 °C Revenire 600 °C	943	1236	9	27,7	15	373	11.500		
2	Călire 880 °C Revenire 610 °C	752	1089	10	9,7	25	313	7580		
3	Călire 870 °C Revenire 610 °C	625	1145	6	17,1	23	306	7500		

4	Călire 870 °C Revenire 610 °C	650	1191	7	15,3	13	321	7600	
5	Călire 880 °C Revenire 610 °C	803	1210	9	13,5	21	329	7600	
6	Călire 870 °C Revenire 600 °C	573	1095	4	5,9	13	337	7600	
7	Călire 870 °C Revenire 620 °C	601	1172	10	31,1	25	306	7500	



8	Călire 870 °C Revenire 620 °C	623	1180	8	15,5	15	306	7500	
9	Călire 880 °C Revenire 620 °C	650	1158	7	11,5	12	313	7580	

Îmbunătățirile aduse de autor prin experimentările efectuate cu aceste oțeluri au constat în ridicarea temperaturii de călire la  $880^{\circ}\text{C}$ , care a permis obținerea unor structuri cu grad ridicat de finisare și carburi uniform distribuite în masa de bază (nr. din tabelul 6.4: 1, 2, 4, 5, 6 și 9).

La cilindrii cu duritate mai scăzută (nr. 3, 7 și 8), a rezultat o structură cu carburi globulizate în proporție de 20% și cu ușoare urme de rețea, ceea ce a avut ca efect o sensibilă reducere a durității.

Rezultă că o călire la  $880^{\circ}\text{C}$ , urmată de revenire la  $600^{\circ}\text{C}$ , asigură obținerea unei durități ( $\text{HB} \cong 373$ ) și a unei structuri cu carburi fine și uniform distribuite în masa de bază.

Această structură favorizează obținerea celor mai bune caracteristici de rezistență mecanică și la uzură, care satisfac cerințele de exploatare și de creștere a durabilității cilindrilor.

### **CONCLUZII LA PARTEA A II-A**

1. Pentru studiul regimurilor termice a cilindrilor de laminare la cald, s-a conceput și realizat o instalație experimentală care a permis cercetarea variațiilor de temperatură pe suprafața și secțiunea cilindrilor, în condiții de similitudine cu cea a unui laminor de semifabricate.

2. Analiza datelor experimentale evidențiază existența câmpului asimetric de temperatură în cilindrii, care generează tensiuni ciclice la fiecare rotație a cilindrilor. Pentru calculul numeric al acestor tensiuni, s-a realizat un program de calcul în două variante.

3. Considerând acțiunea tuturor tensiunilor produse de câmpul temperaturilor asimetric, evidențiate prin cele două variante a programului de calcul electronic, rezultă că tensiunile care au valori foarte ridicate și produc distrugerea cilindrilor de laminare prin efectul oboselii termice sunt tensiunile axiale  $\sigma_z^{\text{as}}$ . Aceste tensiuni sunt negative, produc compresiune, iar efectul lor constă în producerea de fisuri circumferențiale pe suprafața calibrelor, element caracteristic oboselii termice.

4. Tensiunile termice axiale, produse de câmpurile asimetric de temperatură constituie cauza producerii uzurii calibrelor prin oboseală termică, ceea ce impune îmbunătățirea tehnologiilor de execuție și tratament termic pentru obținerea unor structuri mai stabile a tăbliei cilindrilor.

5. Cercetările efectuate stabilesc variante îmbunătățite de tratament termic pentru cilindrii de laminare de tip Adamit. Aceste îmbunătățiri constau în realizarea ciclică de încălziri și răcirii cu viteze reduse, iar prin ridicarea temperaturii de normalizare la tratamentul termic primar s-a reușit dizolvarea rețelei de cementită în masa de bază a structurii austenitice și obținerea după

răcirea în aer a unei structuri cât mai omogene cu rețeaua de cementită fragmentată de dimensiuni mici.

6. Tratamentul termic secundar de normalizare urmat de revenire a asigurat duritatea necesară, stabilizarea structurii, reducerea la minimum a tensiunilor, precum și proprietăți fizico-mecanice pentru tăblie impuse de exploatare.

7. Experimentările efectuate cu cilindrii din oțel aliat forjat, elaborat și prelucrat de autor au reușit să confere cilindrilor proprietățile cerute în exploatare, în special rezistența la șocuri termice și mecanice, făcând posibilă renunțarea la import.

8. Cercetările efectuate în condiții de exploatare au urmărit obținerea unor structuri care să confere cilindrilor duritate cât mai mare fără să se diminueze caracteristicile de tenacitate (reziliență, alungire).

9. Din variantele experimentate s-au selectat cele cu valoare tehnologică și științifică ridicată, rezultând că odată cu creșterea caracteristicilor de rezistență, reziliența nu a scăzut, iar durabilitatea în exploatare s-a dublat comparativ cu a cilindrilor procesați după tehnologia clasică.

## PARTEA A III-A

### CONCLUZII FINALE ȘI CONTRIBUȚII PERSONALE

Cilindrii de laminare din oțel posedă rezistență și reziliență ridicată, motiv pentru care se folosesc întotdeauna în instalațiile cu condiții grele de exploatare la laminoarele care lucrează cu sarcini mari și reduceri apreciabile.

Din analiza efectuată în lucrare a rezultat că tratamentul termic al cilindrilor din oțeluri hipereutectoide asigură finisarea granulației, însă uzura acestora rămâne totuși ridicată.

Microstructura și granulația oțelurilor cercetate este determinată de treptele de revenire în care are loc transformarea austenitei în timpul răcirii. Aceasta este determinată, la rândul său, de viteza de răcire folosită și de viteza de transformare a oțelului. Acest ultim factor depinde în mare măsură de compoziție.

Astfel, de exemplu pentru o anumită viteză de răcire după forjare, microstructura rezultată depinde considerabil de compoziție. Compoziția va acționa asupra microstructurii în mod similar pentru anumite condiții de răcire, la cilindrii din oțel turnați, forjați sau tratați termic.

Microstructura oțelurilor turnate este determinată de compoziție și de condițiile de răcire, în același mod ca și în cazul oțelurilor forjate. Oțelurile turnate au de obicei o granulație foarte grosolană datorită faptului că austenita se formează la o temperatură foarte ridicată iar perlita este de obicei grosolană, deoarece răcirea, mai ales în cazul răcirii în forme a cilindrilor turnați, are loc la temperaturi foarte joase.

În oțelurile hipereutectoide cementita este precipitată în mod curent la limitele grăunților de austenită inițială. Astfel de amestecuri de cementită și perlită cu granulație grosolană au rezistență mecanică și ductibilitate mai reduse, fiind în general necesar un tratament termic pentru obținerea structurii dorite.

Datorită segregării dendritice care are loc în timpul solidificării cilindrilor din oțel turnat, se formează o structură neregulată căreia îi corespunde caracteristicile fizico-mecanice inferioare ale cilindrilor. Omogenizarea acestei structuri trebuie realizată prin tratament termic adecvat.

Pentru mărirea rezistenței la uzură și a rezistenței cilindrilor se recurge la alierea oțelului cu crom, nichel și molibden. Elementele de aliere formează cu cementita soluții solide, determinând obținerea structurilor cu granulație fină.

Asemenea cilindrii se folosesc în locurile foarte grele de exploatare la laminarea semifabricatelor mari, unde se dezvoltă parametrii de forță cu valori foarte ridicate.

Oțelurile hipereutectoide sunt indicate în prezent pentru turnarea cilindrilor de oțel aliat cu crom, nichel și molibden, în conținuturi de 1 ... 2% carbon și cu structuri cementito-perlitice ale crustei de lucru. Acești cilindrii se obțin cu durități diferite

care se reglează prin varierea conținutului de carbon și deci a cementitei libere din structură.

Prezența elementelor de aliere care măresc călibilitatea unui oțel, permite micșorarea tensiunilor interne rezultate din călire, datorită obținerii structurii martensitice printr-o călire mai puțin energică.

Din această cauză, când se urmărește obținerea unei durtăți mai mari, se recomandă ca oțelul aliat să fie supus unei căliri mai puțin energice și unei reveniri joase însoțită de o reducere relativ mică a tensiunilor interne. De reținut însă că în procesul de revenire acesta este numai un efect de ordin secundar al elementelor de aliere și că rolul lor principal este de a măări călibilitatea.

Elementele de aliere au însă un efect direct asupra cristalizării și coaleșcenței carburilor. Acest efect se manifestă printr-o încetinire a proceselor de cristalizare și condescență, ceea ce înseamnă că un oțel aliat va necesita temperaturi superioare de revenire sau durate mai mari de menținere la temperatură, pentru obținerea unei anumite durtăți.

Nu întotdeauna exploatarea în condiții grele a cilindrilor exercită o influență negativă asupra durabilității acestora. Din contră, exploatarea intensă, însă ritmică a laminorului exercită o influență favorabilă asupra cilindrilor deoarece întreruperi dese ale temperaturii de laminare (oscilații frecvente ale temperaturii cilindrilor) conduc la formarea defectelor pe tăblia cilindrilor și uneori chiar la ruperea acestora.

Cilindrii pentru laminare la cald lucrează în condiții de solicitări variabile compuse care se datorează procesului de deformare plastică și a materialului metalic și care se repetă la anumite intervale ciclice de timp.

Repetarea încălzirii și răcirii la fiecare rotație, produce variații ciclice de temperatură – atât în straturile superficiale ale calibrelor cât și în secțiunile acestora.

Din această cauză se produc tensiuni termice variabile care însumându-se cu tensiunile mecanice ajung la valori însemnate ce depășesc în multe cazuri limita de reziliență a materialului din care sunt confecționați cilindrii, producând fisuri în straturile de suprafața ale acestora.

În multe cazuri fisurile produse de tensiunile termice pătrund în adâncimea calibrelor și produc avarii prin ruperea cilindrilor sau scoaterea prematură a acestora din exploatare.

Cercetarea analitică și experimentală efectuată de autor, separă solicitarea termică a cilindrilor în exploatare în câmp de temperatură radial simetric și asimetric ceea ce permite studierea în mod separat nu numai a acestor câmpuri de temperatură dar și a tensiunilor produse de acestea în cilindrii de laminare.

Contribuția personală adusă de autor prin cercetarea efectuată, constă în următoarele:

1. S-a analizat situația existentă în practica industrială și s-a stabilit că structura obținută la cilindrii fabricați în țară după tehnologia clasică nu asigură duritate și durabilitate necesară în exploatare. A rezultat de asemenea că această tehnologie necesită îmbunătățiri începând chiar cu controlul și dirijarea solidificării metalului lichid în formă de turnare;

2. Experiența turnării cilindrilor din oțel hipereutectoid de tip Adamit aliat cu Cr, Ni, Mo, arată posibilitatea obținerii unor rezultate mai bune când temperatura de turnare este 1520 – 1540<sup>0</sup>C. La mărirea temperaturii de turnare se grăbește scoaterea din uz a cochilelor și crește tendința de formare a aderențelor;
3. Tratamentul termic primar și secundar la cilindrii din toate grupele de oțeluri Adamit nu a fost asimilat până în prezent, efectuându-se în mod empiric fără nici o motivație de cercetare științifică, motiv pentru care nu se asigură obținerea unei structuri cu masă de bază perlitică fină și cementită proeutectoidă fragmentată fin și omogen distribuită.
4. Pentru îmbunătățirea tehnologiei de fabricație, atât a cilindrilor turnați din oțeluri hipereutectoide, cât și a celor forjați din oțeluri aliate, trebuie aduse importante precizări în tratamentul termic primar și secundar. În esență, pentru fiecare din acestea se impun tehnologii noi, care să asigure structuri și durități optime, inclusiv eliminarea unor tensiuni interne deosebit de periculoase ce cauzează scoaterea prematură a cilindrilor din exploatare.
5. S-au cercetat solicitările mecano-termice a cilindrilor de laminare în timpul exploatării ca urmare a contactului îndelungat a acestora cu materialul metalic aflat la temperatură înaltă, corespunzătoare domeniului de deformare plastică, rezultând că din această cauză cilindrii suportă solicitări variabile complexe datorită tensiunilor termice care se dezvoltă;
6. În cercetările analitice și experimentale efectuate de autor se separă solicitarea termică a cilindrilor în exploatare în câmp de temperatură radial simetric și asimetric, ceea ce permite studierea în mod separat nu numai a acestor câmpuri de temperatură, dar și a tensiunilor produse de acestea în cilindrii de laminare.
7. Valorile câmpurilor de temperatură radial simetrice, respectiv variația temperaturii medii, produce în cilindrii de laminare la fiecare trecere a materialului metalic printre cilindrii laminorului, tensiuni termice ciclice, având valori specifice procesului de laminare respectiv;
8. Câmpurile de temperatură radial asimetrice, adică acele temperaturi care depășesc nivelul temperaturii medii, produc la fiecare rotație a cilindrilor tensiuni termice ciclice care generează *oboseala termică* a cilindrilor de laminare;
9. S-a conceput și realizat o instalație experimentală pentru studiul variațiilor de temperatură pe suprafața și în secțiunea cilindrilor de laminare la cald, cu simularea procesului în caja unui laminor de semifabricate;



10. Pentru determinarea valorică a temperaturilor radial simetrice și asimetrice s-a conceput un program de calcul în două variante, a căror utilitate este variabilă și pentru situațiile industriale;

11. Considerând acțiunea tuturor tensiunilor produse de câmpul temperaturilor asimetrice evidențiate prin cele două variante a programului de calcul electronic, rezultă că tensiunile care au valori foarte ridicate și cauzează distrugerea cilindrilor de laminare prin efectul oboseii termice sunt tensiunile axiale  $\sigma_z^{as}$ . Aceste tensiuni sunt negative, produc compresiune, iar efectul lor constă în producerea de fisuri circumferențiale pe suprafața calibrelor, element caracteristic oboseii termice;

12. Tensiunile termice axiale produse de câmpurile asimetrice de temperatură, constituie cauza producerii uzurii cilindrilor prin oboseală termică, ceea ce impune îmbunătățirea tehnologiilor de execuție și tratament termic pentru obținerea unor structuri mai stabile a tăbliei cilindrilor;

13. Cercetările efectuate au stabilit variante îmbunătățite de tratament termic pentru cilindrii de laminare de tip Adamit. Aceste îmbunătățiri constau în realizarea ciclică de încălziri și răcirii cu viteze reduse, iar prin ridicarea temperaturii de normalizare la tratamentul termic primar s-a reușit dizolvarea rețelei de cementită în masa de bază a structurii austenitice și obținerea după răcirea în aer a unei structuri cât mai omogene cu rețea de cementită fragmentată, de dimensiuni mici;

14. Tratamentul termic secundar de normalizare urmat de revenire a asigurat duritatea necesară, stabilizarea structurii, reducerea la minimum a tensiunilor, precum și proprietăți fizico-mecanice pentru tăblie impuse de exploatare;

15. Experimentările efectuate cu cilindrii din oțel aliat forjat, elaborat și prelucrat de autor au reușit să confere cilindrilor proprietățile cerute în exploatare, în special rezistența la șocuri termice și mecanice, făcând posibilă renunțarea la importul de cilindrii;

16. Cercetările efectuate în condiții de exploatare au asigurat obținerea unor structuri care să confere cilindrilor duritate cât mai mare fără să diminueze caracteristicile de tenacitate impuse (reziliență, alungire);

17. Din variantele experimentate în exploatare s-au selectat cele cu valoare tehnologică și științifică ridicată, rezultând că odată cu creșterea caracteristicilor de rezistență, reziliența nu a scăzut, iar durabilitatea în exploatare s-a dublat comparativ cu a cilindrilor procesați după tehnologia clasică.



**BIBLIOGRAFIE**

1. Toader Ștefan,  
Balazsi Ștefan,  
ș.a.                                      **„Cercetări asupra rezistenței la oboseală termică a cilindrilor de laminare la cald”** Etapa I<sup>a</sup>, Grant; Contract de cercetare Științifică Nr. 5004/1996. tema 398 Cod CNCSU 11.22.1-Beneficiar Consiliul Național al Cercetării Științifice Universitare.
2. Toader Ștefan,  
Balazși Ștefan,  
ș.a.                                      **„Cercetări asupra rezistenței la oboseală termică a cilindrilor de laminare la cald”** Etapa II<sup>a</sup>, Grant; Contract de cercetare Științifică Nr. 7004/1997. tema 43, Beneficiar Consiliul Național al Cercetării Științifice Universitare.
3. Birgher C.G.                         **„Termoprocinosti detalei mașin”**, Moskova, Izdatelstvo „Mașinostroenie”, 1975.
4. Kolțunov M.A.  
ș.a.                                      **„Uprugosti i procinosti țilindriceskih tel”**, Moskova, Izdatelstvo „Vișaiia Școla”, 1975.
5. Kovalenko A.                       **„Osvovî termonprugosti”**, Izdatelstvo „Naukova Dumka”, Kiev, 1970.
6. Melan D.  
Parkus G.                               **„Termouprughie napreajenia vîzîvaemîe staționarnîmi poleami”**, Fizmatghiy, Moskova, 1958.
7. Austin, J.B.                         **„Trends in the metallurgy of low – alloy high yield – strength steels. Amer”**. Society for Testing and Materials, 1963.
8. Telikov A.I.  
Smirnov V.V.                           **„Laminarea”** Editura Tehnică București, 1961.
9. Zygmund Wusatowschi             **„Bazele laminării”** Editura Tehnică București, 1972.
10. Rădulescu C.  
Guțu M.                                 **„Utilaje de laminare”** Editura Tehnică București, 1979.
11. Buzdugan Ghe.                     **„Rezistența materialelor”** Editura Tehnică București, 1970.

12. Koroleov, A.A. „**Construcția i rasciot mașin i mehanizmov prokatnîk stanov**”, Metallurghia, 1985.
13. Ponomareov, S.D. și a. „**Calculul de rezistență în construcția de mașini**”, vol. I, II, III, Editura Tehnică București, 1960, 1963 și 1964.
14. Tretiakov, A.V. și a. „**Rasciot i isledovanie prokatnîh valkov**”, Moskova, Izdatelstvo Metallurghia, 1976.
15. Peterson, R. „**Coefficienți conțetrații napreajenii**”, Moskova, Izdatelstvo „Mir”, 1977.
16. Adrian, M. „**Tehnologia laminării**”, București, Editura Tehnică, 1977.
17. Cazimirovici E. „**Tehnologia laminării**”, București, Editura didactică și pedagogică, 1968.
18. Diomidov, V.V. și Litovcenko, N.V. „**Calibrovka prokatnîh valkov**”, Moskova, Izdatelstvo, Metallurghia, 1970.
19. Tretiakov, A.V. „**Teoria rasciota i isledovanie stanov holodnoi prokatke**”, Moskva, Izdatelstvo, Metallurghia, 1970.
20. Șicikov, A.N. „**Temperaturnîi rejim listoprokatnîh valkov**” Izdatelstvo Leningradskovo Universiteta, 1974.
21. Tîlkin, M.A. „**Rasciofî i iznosostoikosti detalei metalurghicescovo oborudovania** ” Izdatelstvo, Metallurghia, Moskva, 1965.
22. Merchidan, D.J. „**Temperatura scării, metode și mijloace de măsurare**”, Editura Științifică și enciclopedică, București, 1977.
23. Pohlman, J.C. „**Nigher strength steels provide design flexibility**”, Inst. of Electrical and Electronics Engineers, Conference paper 61-1173, October 16-20 (1961).
24. Clapp, H.E. și Lare, S.C. „**High – performance steels in modern railroad freight and passenger – car construction**”, Am. Society of Mechanical Engineers. Paper no. 63-WA-221 (1963) (to be published in Technical Digest).

25. Goburn, S.K.  
Gillirand, G.D.  
ș.a. „**Bare steel structures a new concept**”, Electrical Engineering 82, 666-672 (1963).
26. Frost, R.W. „**The static and dinamic behaviour of hybrid steel beams**”, Society of Automative Engineers, Paper 769A, October, 1963.
27. Haaijer, G. „**Ecomomy of high stength steel structural members**”. Am. Society of Civil Engineers, Transactions 128; part 2, 820 – 847. (1963).
28. Lasku Bal „**Analiza matematică**”, București, Editura didactică și pedagogică, 1971.
29. Grimberg, G.A. „**Izbranie voprosov matematikeskoi teorii elektriceshiih i magnitnîh iavlenii**”, Izdatelstvo Leningradskovo Universiteta, 1948.
30. Ilca, I.  
Balazsi, Șt. „**Experimental Research to Improve Quality Characteristics and Working of Forged Steel Rolls of Adamite Type in Exploitation**”, Buletin Științific al Universității „Politehnica” Timișoara, Tom 46 (60), Mecanica, 2001.
31. Ilca, I.  
Balazsi, Șt. „**Experimental Research Regarding Improvement of Quality Characteristics end Working Life of Forgeed Rolls Exploitation**”, Buletin Științific al Universității „Politehnica” Timișoara, Tom 46 (60), Mecanica, 2001.
32. Ilca, I.  
ș.a. „**Tehnologia deformărilor plastice**”, București, Editura didactică și pedagogică, 1979.
33. Ilca, I. „**Tehnologia deformărilor plastice**”, vol. I și II, Tipografia Deva, 1976.
34. Ilca, I. „**Cercetări industriale de optimizare a laminării oțelurilor de calitate**”, A III-a Sesiune de Comunicări Științifice cu participare Internațională, Hunedoara 4-5 oct. 2001.

35. Ilca, I. „The teory and practice of heating quality steel ingots”, Academia de Științe tehnice, SISOM 2000, 26-27 oct. 2000, București.
36. George, E.D. „Metalurgie mecanică” traducere din limba engleză (S.U.A.)Editura tehnică București, 1970.
37. Carp, V.  
ș.a. „Elemente de știință și tehnologia materialelor”, Editura Tehnică, București, 1998.
38. Sulaev, I.P. „Prokatka na objimnîh i zagatovicinîh stanov” Metallurghia, 1972.
39. Griskov, A.I. „Teoria prodolnoi prokatki”, Metallurghia, 1980.
40. Unksov, E. P. „Injenernaia teoria plasticinosti”, Mașghiz, 1979.
41. Litovcenko, N.V. „Stanî i tehnologhia listovoi stali”, Metallurghia, 1979.
42. Poluhin, P.I.  
ș.a. „Prokatnoe, proizvodstvo” Metallurghia, 1982.
43. Pietrzyk, M.  
Lenard, J.  
ș.a. „Izycenie raspredelenia temperaturî v polosah pri holodnoi prokatke”, Head and Technol. 1989, 7. Nr.2.
44. Wilson W.,  
Chang G. „Contactnîe temperaturî pri holodnoi prokatke” J. Mater, Shap. tehnol. 1989, 6. Nr.4.
45. Novikov, V.N.  
Beloseevici, V.K.  
ș.a. „Valchi listovîk stanov”, Metallurghia, 1970.
46. Skorohodov, A.N.  
Poluhin, P.I.  
ș.a. „Optimizatia prokatnovo proizvodstva”, Metallurghia, 1983.
47. Kuznețov, L.A. „Primenenie UVM dlea optimizații tonkolistovoi prokatki”, Metallurghia, 1988.
48. Vasilev, Ia. D.  
ș.a. „Opredelenie srednei temperaturî polosî v oceaghe deformații pri prokatke”, Izd. Vuzov. Ceomaia metallurghia 1991, Nr.3.

49. Vasilev, Ia. D.  
Cervov, P.P.  
ș.a. „Isledovanie pricin proiavlennia „teplovîh țarapin pri prokatke jesti na stane 1400”, Rev. Stali, 1990, Nr. 6.
50. Pimenov, A.F.  
Soscoveț, O.N.  
ș.a. „ Holodnaia prokatka i otdelca jesti”, Metallurghia, 1990.
51. Anghelescu, L.M. „Superplasticitatea materialelor policristaline și aplicațiile ei industriale”, Editura U.P.B., 1996.
52. Budău, V. „Studiul materialelor” Editura Mirton, Timișoara, 1998.
53. Buzdugan, Ghe.  
Blumenfeld, M. „Tensometria electrică rezistivă”, Editura Tehnică, București, 1976.
54. Montelatici, L. „Seamless pipe mills”, Milano, 1993.
55. Kraus, G. „Deformation Processing and Structure”, Papers presented at the 1982 ASTM Materials Science Semimar 23-24, oct. 1982, St. Louis Missouri, ASTM 1984.
56. Litovcenko, N.V. „Calibrarea profilelor și a cilindrilor de laminare”, Editura Metallurgia, Moskva, 1990.
57. Poluhin, P.L.  
Fedosov, N.M.  
ș.a. „Prokatnae proizvodstvo”, Editura Metallurgia, 1982.
58. Popescu, V.  
Drăghici, S. „Contribuții cu privire la clasificarea stării de tensiune care se creează în timpul refulării”, Metalurgia, 4/1991.
59. Roberts, L.W. „Cold Rolling of Steel”, New York, inc. Marcel Dekker, 1978.
60. Saban, R. „Studiul și ingineria metalelor”, Editura Didactică și pedagogică, București, 1995.
61. Setzer, H. „Modernisation of cold rolling mills”, Rev. Iron and Stell Engineering, vol. 60, 1983.
62. Smith, W. „The Cailbox”, a new approach to hot strip rolling, Rev. Iron and Steel Engineer, vol. 58, 1981.

63. Telikov, A.I.  
Nikitin, G.C. „Teoria prodolnoi prokatki”, Editura Metallurgia, 1980.
64. Gubkin, S.I. „Deformarea plastică a metalelor”, Metallurghizdat, Moskva, 1980.
65. Voswinckel G. „Developments in the Field of Piercing Billets for Seamless Tubemaking”, 1994.
66. Wang, X.  
Yang, L.,  
ș.a. „Strengthening mechanism of cold drawing deformation of a steel 1020 dual-phase wire”, Proceedings of the Annual Convention of the wire Association International, Boston, 1990.
67. Wehner, T.,  
Fatemi, A. „Effects of mean stress on fatigue behavior of a hardened carbon steel”, International Journal of Fatigue, Maz. 1991.
68. White, C.S.  
Bronkhorst, C.A.,  
ș.a. „Improved isotropic-kinematic hardening model for moderate deformation metal plasticity”, Mechanics of Materials, nov. 1990.
69. Wokusch J. „Hauptantriebe an Warmwalz-Umkehrstrassen” Siemens-Zeitschrift 47 Jahrgang (1973) –Beiheft „Antriebstechnik und Prozessautomatisierung in Hutten – und Walzwerken”, Seite 68-71.
70. Eugen, C. „Tehnologia laminării”, Editura Bren, București, 2001.
71. Xia, Z.,  
Ellyin, F. „Nonproportional multiaxial cyclic loading, Experiments and constitutive modelling”, Journal of Applied Mechanics, Transactions ASTM, 1991.
72. Dima, A. „Cuptoare și instalații de încălzire” Iași, Editura Cermi, 1998.
73. Drăgan, I. „Tehnologia deformărilor plastice”, Editura didactică și pedagogică, București, 1979.
74. Drăgan, I.  
Ilca, I.  
ș.a. „Tehnologia deformărilor plastice”, Editura didactică și pedagogică, București, 1979.

75. Ekelund, S.E. „Metallurg”, 1993, Nr.2, pag. 78-94.
76. Frost, M.J. „Deformation Mechanism Maps” Pergamon, Paris-Oxford-New York, 1982.  
Ashlez, M.E.
77. Fudzimori, F. „Fundamental Study of ultrasonic wire drawing” I.I.S. Tokyo nr.6, 1970.
78. Johnoson, P.E. „Effect of prestrain temperatures on dislocation cell formation and subsequent tensile behavoir in low carbon steel heets” Scripta Metalurgica et Materialia, august, 1990.  
Schmit, J.H.,  
ș.a.
79. Hartmann, H. „New Blooming Mill at Hunedoara Iron and Steel Works” Steel Times, Maech, 1970.
80. Poluhin, V.P. „Nadeojnosti i dolgovecinosti valkov”, Metallurghia, 1976.  
Nicolaev, V.A.  
ș.a.
81. Tretiakov, A.V. „Pasciot i isledovanie prokatnîh valkov” Metallurghia, 1976.  
Garber, E.A.
82. Kawamata, T. „On-line matemactical models for tandem cold mils”, Iron and Steel Eng., 1972.  
Shida, S.  
ș.a.
83. Yokotta, T. „Recent development in tandem cold mill rolling models”, Tohiba Rev. Int. Ed., 1976.  
Kato, T.  
ș.a.
84. Paplawski, J.V. „Bethlehem’s contribution to the matemactical modeling of cold rolling in tandem mils”, Iron and Steel End. 1980.  
Seccombe, D.A.
85. Vetîșka, A. „Teoreticeschie osnovî liteinoi tehnologhii”, Vîșaia școla, Kiev, 1981.  
ș.a.
86. Severdenko, V.P. „Valki dlea profilnovo prokata”, Moskva, Metallurghia, 1990.  
Bahtinov, In. V.  
ș.a.
87. Morozov, N.P. „Proizvodstvo i exploatația krupnîh opornîh valkov, Moskova”, Metallurghia, 1990.  
Nicolaev, V.A.  
ș.a.
88. Hamenko, S.A. „Tehnologhia i organizația proizvodstva”, nr.1, 1982.  
ș.a.



89. Turczyn, S. „Cieplue aspekty procesu walcowania na zimno blach u tasm stalowych w walcowaniach ciglych”, Hutnik, 1985.
90. Wilson, W.  
Chang, G.  
ș.a. „Contactnîe temperaturî pri holodnoi prokatke”, J. Mater Shap. technol., 1989.
91. Vasilev, Ia.D.  
ș.a. „Razrabotka raționalnîh temperaturno – scorsnîh rejimov prokatki”, Stali, nr. 9, 1990.
92. Vasilev, Ia.D.  
Cernov, P.P.  
ș.a. „Isledovanie pricin poiavlenia „teplovîh țarapin pri prokathе”, Stali, nr.6, 1990.
93. Vasilev, Ia.D. „Injenernîe modeli i algoritmî rasceota parametrov holodnoi prokatki”, Moskva, Metallurghia, 1995.
94. Novikov, V.N.  
Belosevici, V.K. „Valki listovîh stanov”, Moskva, Metallurghia, 1990.
95. Smirnov, V. S.  
Grigorev, A.K.  
ș.a. „Metod podobia v teorii prokatki”, Nauka, 1991.
96. Litovcenko, N, V. „ Calibrovska profilei i prokatnîh valkov”, Moskva, Metallurghia, 1990.
97. XXX „Steel Times”, The journal for the European Steel Industry, Published by DMG Business Media Ltd., England, vol. 225, 1997.
98. XXX „Steel Times International” Published by DMG Business Media Ltd., England, vol. 21, 1997.
99. XXX „Iron and Steel”, International Directory, supplement to Steel Times, Published by Argus Business Media Ltd., England, 1997.
100. XXX „Metals Industrz News”, Published by FMI International Publication Ltd., England, vol. 14, 1997.

## CUPRINS

<b>SCOPUL LUCRĂRII</b>	1
<b><i>PARTEA I</i></b>	
<b>FENOMENE DE SOLICITARE TERMICĂ A CILINDRILOR DE LAMINARE</b>	
<b><i>CAPITOLUL 1</i></b>	
<b><i>1. PROPAGAREA CĂLDURII ÎN CILINDRII PRIN LAMINARE LA CALD</i></b>	
1.1. Elemente caracteristice de propagare a căldurii în cilindrii	3
1.2. Cu privire la starea de deformare și tensiune	6
1.3. Tensiuni termice nestaționare în cilindrii	11
1.4. Tensiuni termice în cilindrii datorate unei surse de căldură nestaționară	13
1.5. Șoc termic pe suprafața unui cilindru de laminare	15
1.6. Tensiuni termice în cilindrii de laminare elastoplastici	17
1.7. Considerații privind tensiunile din cilindrii, produse de regimul termic de laminare la cald	21
<b><i>CAPITOLUL 2</i></b>	
<b>2. ALEGEREA ȘI EXPLOATAREA CILINDRILOR DE LAMINARE LA CALD</b>	
2.1. Analiza situației actuale	24
<b><i>CAPITOLUL 3</i></b>	
<b>3. ANALIZA TEHNOLOGIEI DE FABRICAȚIE ȘI TRATAMENT TERMIC A CILINDRILOR DE LAMINARE</b>	
3.1. Cilindrii din oțel turnat de tip Adomit	30
3.2. Cilindrii din oțel forjat (mărcile 55VMoCr12, 85MoCrNi10 și 90VMoCr15 )	38
3.3. Efectele elementelor de compoziție asupra structurii și caracteristicilor de exploatare	44
3.4. Efectele elementelor de compoziție asupra revenirii	49
3.5. Considerații privind tehnologia actuală de fabricație a cilindrilor forjați	53
Concluzii la partea I	55

**PARTEA A II-A****CERCETĂRI PROPRII, ANALITICE ȘI EXPERIMENTALE***CAPITOLUL 4*

<b>4. SOLICITĂRILE MECANO-TERMICE A CILINDRILOR ÎN PROCESUL DE EXPLOATARE</b>	56
---	----

*CAPITOLUL 5*

<b>5. EXPERIMENTĂRI PRIVIND REGIMUL TERMIC A CILINDRILOR DE LAMINARE</b>	67
--	----

*CAPITOLUL 6*

<b>6. EXPERIMENTĂRI PRIVIND CREȘTEREA DURABILITĂȚII ÎN EXPLOATARE A CILINDRILOR DE LAMINARE</b>	88
6.1. Cercetări de optimizare a tehnologiei de tratament termic pentru cilindrii din oțel turnat de tip Adamit	90
6.2. Cercetări de optimizare a tehnologiei de tratament termic pentru cilindrii din oțel aliat forjat, (90VMoCr15, 55VMoCr12 și 85MoCrNi10)	100
6.2.1. Experimentări cu cilindrii din oțel forjat, marca 90VMoCr15.	103
6.2.2. Experimentări cu cilindrii din oțel forjat, marca 55VMoCr12	106
6.2.3. Experimentări cu cilindrii din oțel forjat, marca 85MoCrNi10	115
Concluzii la partea a II-a	123

**PARTEA A III-A**

<b>CONCLUZII FINALE ȘI CONTRIBUȚII PERSONALE</b>	125
--	-----

<b>BIBLIOGRAFIE</b>	129
---------------------	-----