

INSTITUTUL POLITEHNIC "TRAIAN VUIA" DIN TIMISOARA
FACULTATEA DE MECANICA

ing. SEICULESCU VALENTIN

CERCETARI TEORETICE SI APLICATIVE ASUPRA
PROFILARII PRIN DEFORMARE PLASTICA CU TREN
DE ROLE

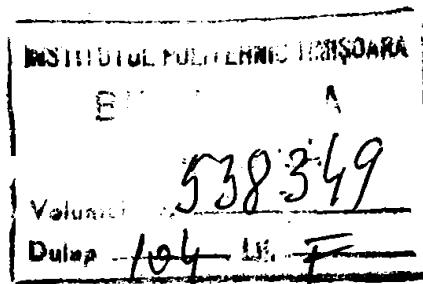
TEZA DE DOCTORAT

BIBLIOTECA CENTRALĂ
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"
TIMIȘOARA

CONDUCATOR STIINTIFIC:

Prof.emerit dr.ing.GHEORGHE SAVII

TIMIȘOARA
- 1988 -



CUPRINS

	Pagina
INTRODUCERE	
<u>CAPITOLUL 1</u>	
STADIUL ACTUAL AL STUDIULUI DEFORMĂRII PLASTICE PRIN PROFILARE CU TREN DE ROLE	1
1.1. Considerații generale cu privire la procesul profilării	1
1.2. Scopul și obiectivele cercetării	22
<u>CAPITOLUL 2</u>	
CONTRIBUTII TEORETICE SI EXPERIMENTALE PRIVIND STUDIUL DEFORMĂRII MATERIALULUI LA PROFILARE	25
2.1. Modelarea matematică a procesului de profila- re a benzilor	25
2.2. Program de calcul pentru modelarea procesului de profilare a benzilor	32
2.3. Cercetări experimentale privind determinarea deformației longitudinale maxime la profilare..	42
2.3.1. Cu privire asupra unor metode experi- mentale de studiu al deformațiilor în procese de prelucrare prin presare.....	42
2.3.2. Determinări experimentale privind de- formațiile longitudinale la profilarea reperelor "Falș dublu", "Șghișă experi- mental" și "Șghișă BF-4/26".....	48
2.4. Cu privire asupra unui criteriu de stabilitate a semifabricatului în timpul procesului de profilare	51
2.4.1. Asupra unui criteriu de stabilitate în procesul de profilare	55

2.5. Unele considerații privind aplicabilitatea industrială a modelului matematic privind simularea profilării	58
2.5.1. Asupra domeniului unor parametri ai procesului de profilare	59
2.6. Concluzii privind starea de deformare a materialului la profilarea cu role	68

CAPITOLUL 3

CONTRIBUTII LA PROIECTAREA SI REALIZAREA UNOR INSTALATII EXPERIMENTALE UTILIZATE IN CERCETAREA PROCESULUI DE PROFILARE	70
3.1. Stand pentru studiul forțelor și puterilor de profilare	70
3.1.1. Acționarea electrică a standului	72
3.1.2. Captatorul de forță	73
3.2. Stand pentru măsurarea puterilor și momentelor de de profilare din cajele mașinilor de profilare cu role	77

CAPITOLUL 4

CONTRIBUTII TEORETICE SI EXPERIMENTALE PRIVIND STUDIUL PARAMETRILOR ENERGETICI LA PROFILAREA BENZILOR CU TREN DE ROLE	82
4.1. Necesitatea definirii parametrilor procesului de profilare	82
4.1.1. Aspecte generale	82
4.1.2. Presiuni la contactul semifabricatului bandă, cu rolele de profilare	90
4.1.3. Tensionarea materialului în lungul porțiunii de trecere	92
4.1.4. Asupra stării reale de deformare suferite de material pe lungimea porțiunii de trecere....	95

4.2. Cu privire la aprecierea forțelor, momentelor și puterilor din cajele de deformare, în procesul de profilare cu role	98
4.3. Cercetări experimentale asupra parametrilor energetici la profilare	107
4.3.1. Unele aprecieri asupra porțiunii de trecere	107
4.3.2. Cercetări experimentale ale parametrilor energetici la profilarea reperului "falt dublu", cu realizarea reperului succesiv la angajarea benzii pe o singură pereche de role	113
4.3.3. Algoritmul de modelare matematică a parametrilor energetici la profilare	121
4.3.4. Cercetări experimentale la profilarea cu angajarea semifabricatului simultan în toate perechile de role	127
4.4. Concluzii asupra parametrilor energetici la profilarea benzilor	140

CAPITOLUL 5

CONTRIBUȚII PRIVIND APLICAREA INDUSTRIALĂ A REZULTATELOR CERCETĂRIILOR	142
5.1. Cerințe privind posibilitățile de aplicare industrială a prelucrării benzilor pe mașini rotative	142
5.2. Algoritmul de calcul pentru proiectarea rozelor de profilare	144
5.3. Aplicarea procedurii de profilare la I. Electroabrazant	151
5.3.1. Linia automată polivalentă pentru fabricarea componentelor SDIT	152
5.4. Aplicarea procedurii benzilor la I.02 la mașinile de abrazant	153

5.4.1. Linie automată de fabricație a mînerelor ușă cuptor de la M.G.G.	157
5.5. Aplicarea profilării benzilor la I.Autoturisme Timișoara	160
5.5.1. Linie automată de ștanțare-profilare pentru jgheaburi furaje	161
5.6. Aplicarea procedurii de profilare la I.6 Martie din Timișoara	165
5.6.1. Linie automată de ștanțare profilare pentru bucușe elastice	167
5.7. Aplicarea procesului de profilare la I.M.P.S. Oradea	168
5.8. Unele considerații tehnico-economice privind apli- carea industrială a profilării benzilor	170
5.8.1. Asupra factorilor determinanți ai compu- nerii mașinilor de profilare	171
5.8.2. Considerații privind criteriul de stabi- lire a oportunității aplicării procedeu- lui de profilare a benzilor	176
5.8.3. Unele efecte economice rezultate prin aplicarea procedurii de profilare a benzilor	178
 <u>CAPITOLUL 6</u>	
CONCLUZII FINALE	179
BIBLIOGRAFIE	185

INTRODUCERE

Așezînd la baza dezvoltării intensive a economiei naționale promovarea celor mai noi cuceriri ale științei și tehnicii documentele Congresului al XIII-lea al P.C.R. condiționează înlăptuirea programului de creștere mai accentuată a productivității muncii, în primul rînd, de promovare largă, în toate unitățile a progresului tehnic. *

Promovarea tehnicii noi se materializează în acești ani în afirmarea mecanizării complexe, automatizării, cibernetizării și robotizării, ca trăsături definitorii ale noii revoluții în știință și tehnică. **

Obiectul cercetărilor din cadrul prezentei lucrări, a fost definit în condițiile solicitării din partea unor întreprinderi industriale, în cadrul unor contracte de cercetare - proiectare /139,140,143,145/, de a se aplica tehnologii noi, de mare productivitate, în locul celor existente pentru satisfacerea în condiții de calitate a sarcinilor de producție la realizarea unor produse cerute în țară și pentru export.

Aplicarea la scară industrială a prelucrărilor prin presare la rece pe mașini rotative, în concret realizarea unor produse profilate cu grad înalt de finisare, prin îndoire pe mașini de profilare cu role a cunoscut o dezvoltare puternică în ultimii ani atît pe plan mondial cît și în țară.

Pe această linie, autorul a participat la proiectarea în cadrul colectivului de cercetare a cadrelor didactice de la Catedra de TCM din Facultatea de Mecanică a Institutului Politehnic din Timișoara a unei linii automate polivalente avînd la bază o mașină de profilare cu role, proiect materializat în cadrul întreprinderii "Electrobanat" din Timișoara.

* Nicolae Ceaușescu, Raport la cel de al XIII-lea Congres al Partidului Comunist Român

** Directivele Congresului al XIII-lea al P.C.R. cu privire la dezvoltarea economico-socială a României în cincinalul 1986-1990 și orientările de perspectivă pînă în anul 2000

Aplicate și în cadrul altor întreprinderi din țară, tehnologiile de ștanțare-profilare, elaborate în cadrul colectivului amintit, au permis autorului abordarea și elaborarea unui studiu teoretico-experimental în legătură cu proiectarea optimă a tehnologiilor de profilare a benzilor cu tren de role, a echipamentului tehnologic aferent, role și mașini de profilare, în condiții în care acestea nu sînt în fabricația curentă a unor întreprinderi de profil din țară.

Ca urmare a faptului că în domeniul fundamental al cercetării procesului de profilare al benzilor cu tren de role literatura de specialitate a oferit un număr limitat de titluri, culegerea informațiilor bibliografice a fost anevoioasă.

Diferite aspecte ale lucrării au fost prezentate într-o serie de sesiuni de comunicări științifice / 22, 23, 73, 74, 75, 76, 77, 80, 81, 82, 86, 89, 90, 91, 92, 93, 94, 95 /, au făcut obiectul unor contracte de cercetare științifică / 139, 140, 141, 142, 143, 144, 145 / sau au constituit elemente originale fiind propuse pentru brevetare / 134, 135, 136, 137, 138 /.

Cu prilejul finalizării lucrării, autorul își exprimă profunđa recunoștință și cele mai sincere mulțumiri conducătorului științific, Prof. emerit dr. ing. Gheorghe Savii pentru competența orientării și îndrumării cercetărilor.

De asemenea autorul aduce cele mai calde mulțumiri, Prof. dr. ing. Stefan Rosinger, inițiatorul cercetărilor în domeniul profilării benzilor pe mașini cu role din partea căruia a primit un real sprijin pe perioada elaborării tezei.

Mulțumiri se cuvin a fi aduse colegilor de catedră, tuturor celor care l-au sprijinit în finalizarea cercetărilor cuprinse în teza de doctorat.

Autorul

Capitolul 1

STADIUL ACTUAL AL STUDIULUI DEFORMĂRII PLASTICE PRIN PROFILARE CU TREN DE ROLE

1.1. Considerații generale cu privire la procesul profilării

Utilizate inițial în construcții pentru înlocuirea profilurilor laminate la cald, profilurile complexe obținute prin îndoirea benzilor subțiri au cunoscut o răspândire în cele mai diverse domenii /21, 24, 68, 106/: în industria construcțiilor de automobile, de material rulant, bunuri de consum, industria aviatică etc. Realizate la început prin îndoire pe prese universale (Abkant), profilurile îndoite au impus ca tehnologie actuală, prelucrarea lor prin îndoire a benzilor pe mașini cu role, tehnologie generalizată pe plan mondial /24/ datorită capacității productive ridicate a procedurii. Multiplele avantaje tehnico-economice ale utilizării profilurilor îndoite pe mașini de profilare cu role au condus la o dinamică deosebită a producției de profiluri îndoite /68/ astfel că în prezent cca. (8...10%) din producția mondială de laminate subțiri se prelucurează /24, 55/ prin profilare.

De problema deformării plastice a metalelor prin profilare pe mașini cu role s-au ocupat cercetători din diferite țări; în primul rând din S.U.A. apoi din Marea Britanie, R.F.G., Franța, URSS, Japonia, iar în ultimii ani în tot mai multe țări printre care și din R.S.România. Aplicate la realizarea țevilor sudate longitudinal, cercetările în domeniul profilării benzilor, au fost extinse la obținerea profilurilor complexe deschise și mai apoi închise, în prezent semnalându-se tot mai mult /81, 87, 121/ extinderea cercetărilor privind aplicarea procedurii, la realizarea unor piese îndoite finite, chiar și de lungimi reduse, în asociere și cu procedee de ștanțare-matrițare, sudare etc.

In figura 1.1. se prezintă o serie de profiluri obținute la rece prin îndoire pe mașini de profilare cu role a semifabricatelor subțiri.

Intr-un studiu asupra procesului de profilare /56/ Oehler, G. consideră că deformarea semifabricatului are loc prin îndoirea continuă a benzii între perechile de role, după direcția longitudinală, criteriul de apreciere asupra procesului de deformare fiind creșterea adâncimii rafiului în raport cu lungimea liniei de îndoire. Valoarea optimă a acestui raport este de 1:40 după Angel, P.T. /6/ și de 1:36 după Sachs, G. /85/ In procesul de profilare se produc și unele tensiuni în material, tensiuni ce pot produce deformări ale profilului.

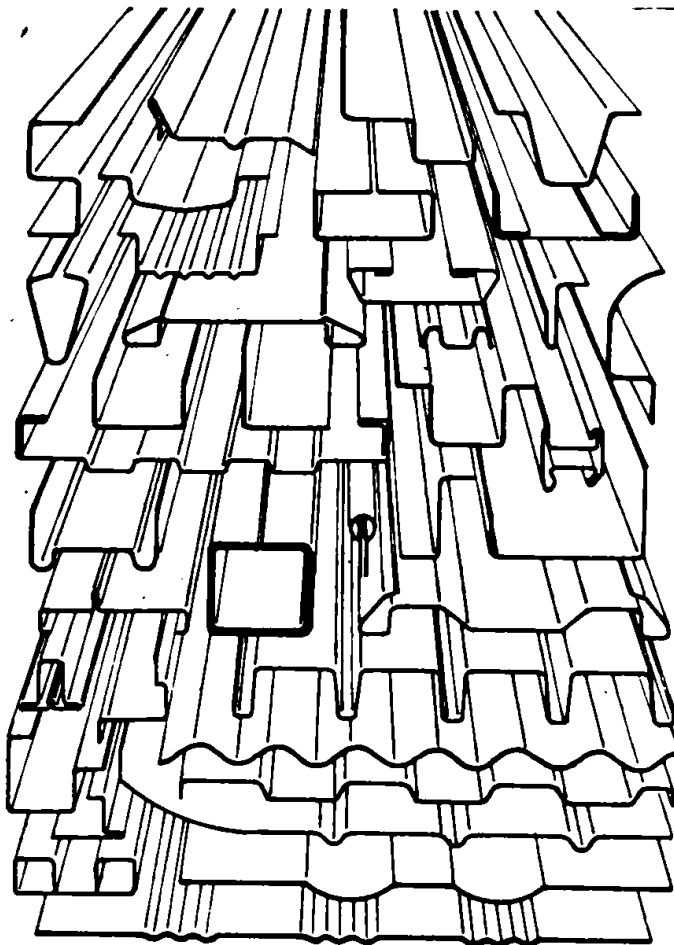


Fig.1.1. Tipuri de profiluri obținute pe mașini cu role

Din figura 1.2. rezultă că pentru cazul profilării, în ipoteza că muchia profilului rămîne rectilinie respectiv, suprafața de fund a profilului rămîne coplanară cu suprafața semifabricatului-bandă, alungirea maximă din muchie este:

$$\varepsilon = (l' - L)/L \quad (1.1)$$

unde:

L - este distanța dintre cajele de profilare

$$l' = (L^2 + f^2)^{1/2} \quad (1.2)$$

și

$$f^2 = x^2 + y^2 \quad (1.3)$$

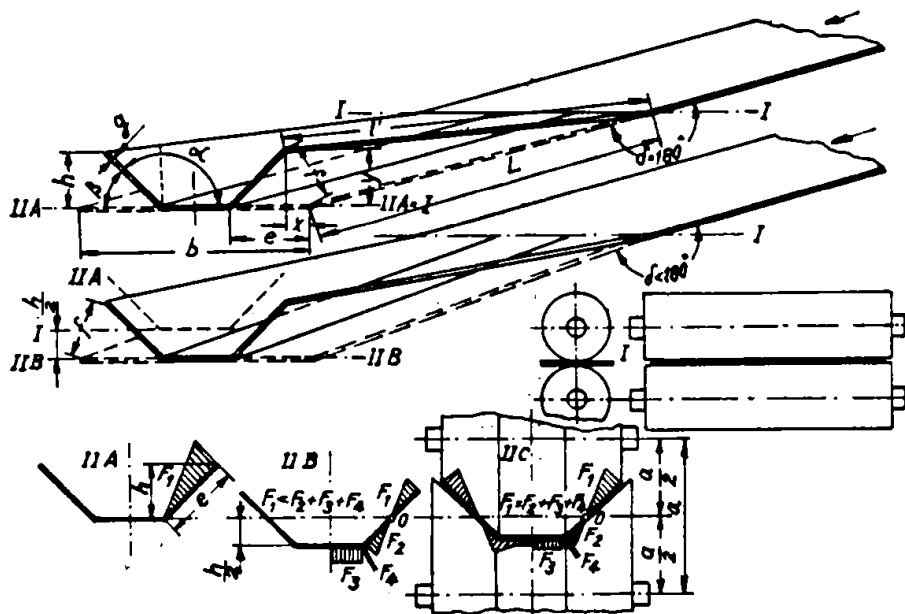


Fig.1.2. Schema profilării benzilor pe mașini cu role /56/

Ca urmare a alungirii muchiei profilului în raport cu lungimea liniei de îndoire corespunzătoare suprafeței de bază, în aripa îndoită apar, după direcția longitudinală, tensiuni de întindere cu o distribuție liniară după înălțimea profilului, tensiuni ce tind să provoace o curbare în jos a profilului la ieșirea acestuia din perechea respectivă de role.

Dacă poziția profilului la fiecare pereche de role active se alege astfel încât fundul său să fie coborât cu $h/2$ în raport cu planul benzii din rolele de antrenare, se obține o distribuție a tensiunilor conform epurei II.B din figura 1.2., respectiv acestea se anulează în "axa neutră" și sînt maxime și de sens opus în muchia marginală și cea corespunzătoare liniei de îndoire.

Valoarea maximă a tensiunii din muchia îndoită este după Schulze, G. /88/:

$$\sigma = \frac{e^2 E \cdot (1 - \cos \beta)}{L^2} \quad (1.4.)$$

unde:

$E = 2,16 \cdot 10^4$ daN/mm², este modulul de elasticitate longitudinal.

În realitate procesul de deformare nu are loc pe lungimea l de semifabricat cuprinsă între două perechi succesive de role ci pe o porțiune L_1 numită "porțiune de trecere".

Makelt, H. /43, 44/ definește lungimea porțiunii de trecere pornind de la expresia lungimii muchiei marginale:

$$l'^2 = L^2 + 2 \cdot e^2 (1 - \cos \beta); \quad (1.5)$$

respectiv de la expresia alungirii absolute din această muchie:

$$\Delta l = \frac{e^2 (1 - \cos \beta)}{L}; \quad (1.6)$$

punînd condiția ca deformația relativă din muchia marginală să nu depășească $\epsilon = 0,002$, corespunzător domeniului deformațiilor elastice, rezultă pentru $L = L_1$:

$$L_1 = 22,36 \cdot e \cdot \sqrt{1 - \cos \beta} \quad (1.7)$$

Pentru fazele următoare de deformare lungimea porțiunii de trecere are expresia:

$$L_1 = 15,8 \cdot \left[(y - y_0)^2 + 0,25 (W_0 - W) \right]^{0,5} \quad (1.8)$$

în care:

$y = e \cdot (1 - \cos \beta)^{0,5}$, este înălțimea profilului,

$W = 2 \cdot e \cdot \cos \beta$, este dublul proiecției aripii îndoite în planul suprafeței de bază.

Cercetînd procesul profilării benzilor pe mașini cu role Davîdov și Maksakov /19/ au constatat o asemănare a modului în care se deformează semifabricatul în secțiunea transversală, cu cel realizat în procesul îndoirii pe matrițe de îndoire. Există și deosebiri în ceea ce privește starea de tensionare și deformare după direcția longitudinală a profilului, determinat de alungirea muchiilor marginale, alungire dependentă de unghiul de îndoire și limitată la o lungime "momentană" l_{mon} corespunzătoare unei stări de tensionare în domeniul elastic. Cercetătorii propun o relație de calcul a unghiului limită de îndoire pe o fază de profilare, de forma:

$$\beta_{\text{max}} \leq 2 \cdot \arcsin \cdot \frac{L_1}{2 \cdot b} \sqrt{l_{\text{mon}} \cdot (2 + l_{\text{mom}})} \quad (1.9)$$

unde:

L_1 - este proiecția lungimii porțiunii de trecere în planul de bază

b - este lățimea aripii îndoite

Relația este dificil de aplicat în practică întrucît nu se cunoaște lungimea porțiunii de trecere.

Din practica profilării benzilor pe mașini cu role /116/ rezultă, că în majoritatea cazurilor, defectele profilului îndoit manifestate sub forma încovoierii longitudinale sau prin voalarea aripilor îndoite sau a fundului piesei, au drept cauză alegerea unui unghi de îndoire pe o pereche de role, de valoare prea mare.

Intr-o lucrare, Angel, P.T. /5/ recomandă ca modificarea înălțimii profilului între perechile de role din două caje de profilare succesive să fie făcută sub unghiul constant

$\Delta = 1^\circ 25'$, unghi format de muchia marginală a profilului și proiecția acesteia pe suprafața de bază. Din figura 1.3. se poate determina valoarea unghiului limită de îndoire pe fiecare fază de profilare:

$$\sin \beta_{\max} \leq \frac{y}{b} \quad (1.10)$$

Din $\triangle ABC$ făcând aproximarea $AB = L$ se poate calcula:

$$y = l \cdot \operatorname{tg} \Delta = \frac{l'}{\operatorname{ctg} \Delta} \approx \frac{L}{\operatorname{ctg} \Delta}, \quad (1.11)$$

și deci:

$$\beta_{\max} \leq \arcsin \frac{L}{b \cdot \operatorname{ctg} \Delta} = \arcsin \frac{L}{40,4 \cdot b} \quad (1.12)$$

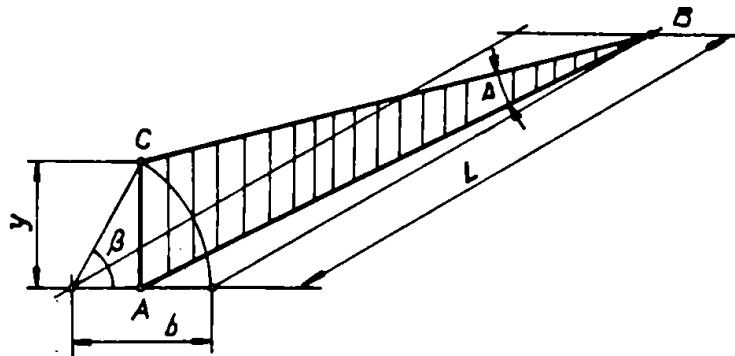


Fig.1.3. Schema procesului de profilare pentru calculul unghiului limită de îndoire /5/

Pentru determinarea lungimii L_1 a porțiunii de trecere, Makelt propune o metodă grafoanalitică, schema de calcul fiind prezentată în figura 1.4.:

$$L_1 = m + r,$$

în care parametrul m rezultă pe o cale grafică, fiind determinat de punctul K de intersecție a profilului rozelor pentru diametrele lor exterioare.

Parametrul r rezultă grafic prin proiectarea în planul suprafeței de bază al profilului, a punctului K în

în punctul O, respectiv reprezintă raza cercului avînd centrul în O și care trece prin centrele M₁, M₂ ale rotelor de profilare.

Parametrul m poate fi aproximat și prin relațiile:

$$m = \left(r \cdot h - \frac{h^2}{4} \right)^{0,5} \quad (1.13)$$

pentru prima fază de profilare, respectiv:

$$m' = \left[r \cdot (h - h_0) - \frac{1}{4} \cdot (h - h_0)^2 \right]^{0,5} \quad (1.14)$$

pentru fazele următoare.

Metoda grafică propusă de Măkelt este comodă pentru prima fază de profilare, dar devine greoaie pentru fazele următoare. În figura 1.5 se exemplifică construcția grafică pentru fazele 5 și 6 ale unui proces de profilare.

Intr-un studiu asupra procesului profilării țevilor circulare Matveev, Iu.M., ș.a. /40, 41, 42/ stabilesc condițiile formării profilului pentru cazul profilării fără modificarea poziției fundului profilului în raport cu suprafața de bază aleasă. Traectoria punctului caracteristic de pe muchia marginală poate fi descrisă în coordonate rectangulare conform notațiilor din figura 1.6. prin relațiile:

$$x = R \cdot \sin \varphi \quad (1.15)$$

$$y = R (1 - \cos \varphi) \quad (1.16)$$

respectiv explicitînd pe R în raport cu B : $R = \frac{B}{\varphi}$ rezultă:

$$\begin{aligned} x &= B \frac{\sin \varphi}{\varphi} \\ y &= B \cdot \frac{1 - \cos \varphi}{\varphi} \end{aligned} \quad (1.17)$$

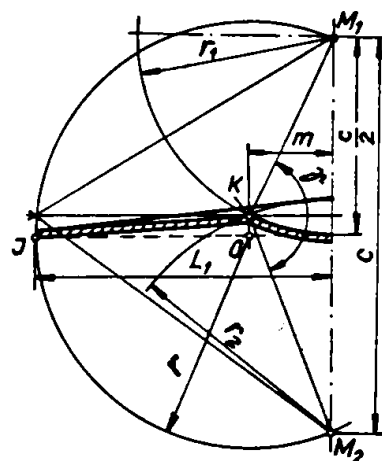


Fig.1.4. Schema determinării lungimii de trecere după Măkelt /56/

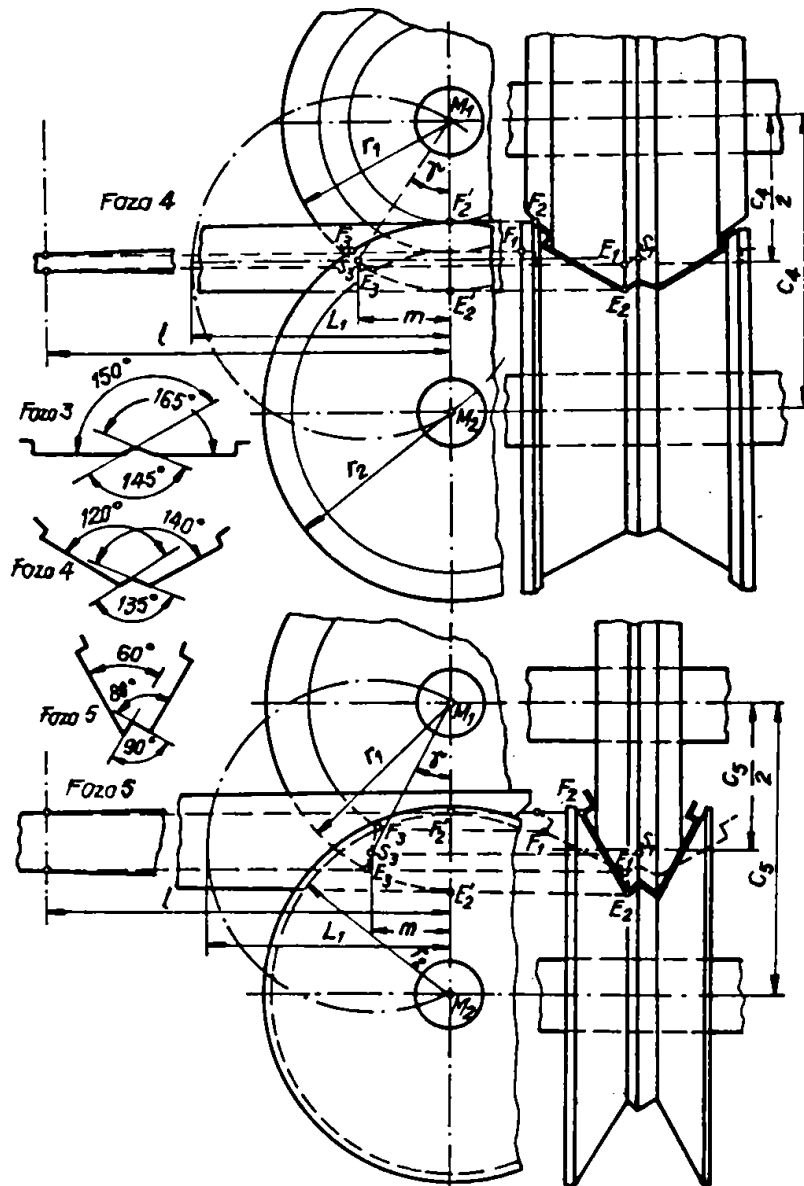


Fig.1.5. Schema determinării lungimii de trecere pentru fazele ulterioare /56/

Scriind poziția punctului caracteristic în coordonate polare, expresia razei ϱ este:

$$\varrho = \frac{B}{2\psi} \cdot \sqrt{2(1 - \cos^2 \psi)} \text{ sau:} \quad (1.19)$$

$$\varrho = B \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot \frac{\sin \psi}{\psi} \quad (1.20)$$

In coordonate polare, legătura între raza curentă, creșterea în mică a acesteia și arcul elementar descris de punctul curent, poate fi aproximată:

$$\left(\frac{dS}{d\psi}\right)^2 = \left(\frac{d\varrho}{d\psi}\right)^2 + \varrho^2 \quad (1.21)$$

sau integrând expresia se obține valoarea arcului elementar:

$$d_s = \int_{\psi_0}^{\psi} B \sqrt{\frac{(\psi \cdot \cos \psi - \sin \psi)^2 - \psi^2 \cdot \sin^2 \psi}{\psi^4}} \quad (1.22)$$

Expresia este integrabilă numai pentru $\psi \in (0, \frac{\pi}{2})$, pentru care se obține:

$$S = 1,44 \cdot B \quad (1.23)$$

Dezvoltînd funcțiile $\sin \psi$ și $\cos \psi$ în serie și aproximîndu-le prin primii trei termeni ai seriilor:

$$\sin \psi = \psi - \frac{\psi^3}{6} + \frac{\psi^5}{120} - \frac{\psi^7}{5040} + \dots \quad (1.24)$$

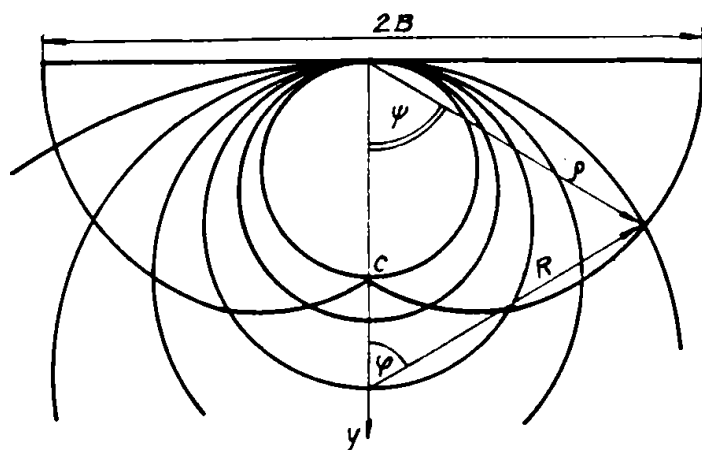
$$\cos \psi = 1 - \frac{\psi^2}{2} + \frac{\psi^4}{24} - \frac{\psi^6}{720} + \dots \quad (1.25)$$

se poate exprima lungimea arcului descris de punctul caracteristic, cu o eroare de sub 1%:

$$S = B \sqrt{(\psi - \psi_0) \cdot [(\psi - \psi_0) - 0,074 (\psi^3 - \psi_0^3) + 0,004 (\psi^5 - \psi_0^5)]} \quad (1.26)$$

relație care particularizată pentru $\psi_0 = 0$; $\psi = \frac{\pi}{2}$ conduce la expresia:

$$S = 1,45 B$$



Fi. 1.6. Schema formării tuburilor circulare fără modificare poziției suprafeței de bază a profilului

Din practica industrială a rezultat că în cazul aproximării dezvoltării în serie prin primii doi termeni, caz în care expresia traiectoriei punctului caracteristic este mai simplă:

$$S = B \cdot \frac{\varphi - \varphi_0}{2} \cdot \sqrt{1 - 0,0185 (\varphi^2 + \varphi \cdot \varphi_0 + \varphi_0^2)} \quad (1.27)$$

rezultatele sînt satisfăcătoare și evident mai ușor aplicabile. Pentru $\varphi_0 = 0$ se obține:

$$S = \frac{B \cdot \varphi}{2} \cdot \sqrt{1 - 0,0185 \cdot \varphi^2} \quad (1.28)$$

În cazul profilării țevilor cu modificarea poziției suprafeței de bază în fiecare pereche de role astfel încît să rămîină nemodificată poziția centrului de racordare al secțiunii finale cu suprafața semifabricatului plan, conform schemei din figura 1.7, se definesc:

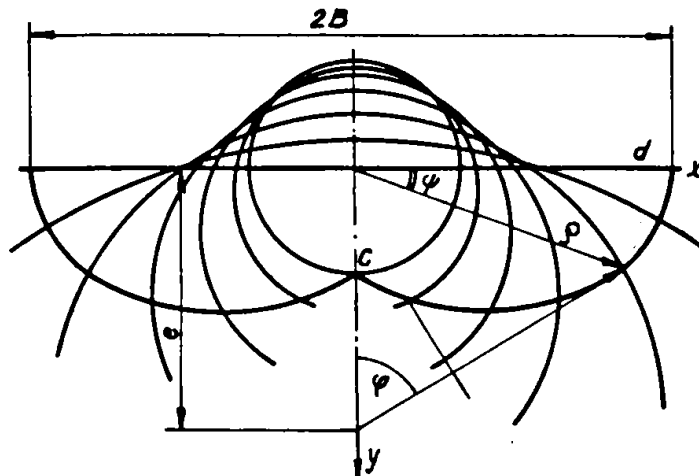


Fig.1.7. Schema profilării tuburilor circulare cu modificarea poziției suprafețelor de bază

- ordonatele centrelor secțiunilor pentru fazele intermediare de profilare:

$$e = \frac{R \cdot \sin \varphi}{\varphi} \quad (1.29)$$

- lungimea arcului descris de punctul caracteristic:

$$S = B \int_{\varphi_0}^{\varphi} \sqrt{\frac{\varphi + \varphi^2}{\varphi^4} + \frac{\sin \varphi \cdot \cos \varphi}{\varphi^3} \left(2 - \frac{8}{\varphi^3}\right) + \frac{\sin 2 \varphi}{\varphi^4} \cdot \left(\frac{4}{\varphi^2} - 7\right) \text{ct} \varphi} \quad (1.30)$$

Dezvoltînd în serie funcțiile trogonometrice, expresia primește formele:

$$S = B \sqrt{(\varphi - \varphi_0) \cdot [0,111(\varphi - \varphi_0) + 0,0148(\varphi^3 - \varphi_0^3) - 0,0162(\varphi^5 - \varphi_0^5)]} \quad (1.31)$$

pentru aproximarea dezvoltărilor prin primii trei termeni, respectiv:

$$S = B \cdot \varphi \sqrt{0,111 + 0,0148 \cdot \varphi^2}, \text{ pentru aproximare}$$

admițînd primii doi termeni și $\varphi_0 = 0$ (1.32)

Alungirea materialului în muchia marginală a profilului este după cercetătorii Emelianenko și Jukovski :

$$\varepsilon = \left[\left(\frac{S_i}{L_i} \right)^2 + 1 \right]^{0,5} - 1, \quad (1.33)$$

unde: L_i - sînt lungimile focarelor de deformare pentru fazele de profilare.

Spre exemplu pentru prima fază de profilare /45/:

$$L_1 = [m(m+2)]^{0,5} \cdot \frac{B^2}{t} \cdot 0,065 \cdot \varphi_K (1 - 0,282 \cdot \varphi_K^2),$$

unde:

$$m = 0,2 \quad (1.34)$$

În lucrarea cercetătorului Grebenik, V.M. /27/ se arată că lungimea porțiunii de trecere nu se extinde pe întreaga distanță dintre două perechi succesive de role. Pornind de la faptul că după angajarea semifabricatului pe toate perechile de role, deformația longitudinală din muchia îndoită se realizează pe întreaga grosime și în ipoteza menținerii secțiunii transversale plane, se definește lungimea porțiunii de trecere conform notațiilor din figura 1.8 sub forma:

$$L = b \sqrt{\frac{2(1 - \cos \alpha)}{2 \cdot l + l^2}}, \quad (1.35)$$

în care:

b - este lățimea aripii îndoite,

α - este unghiul total de îndoire,

l - este lungimea liniei de îndoire,

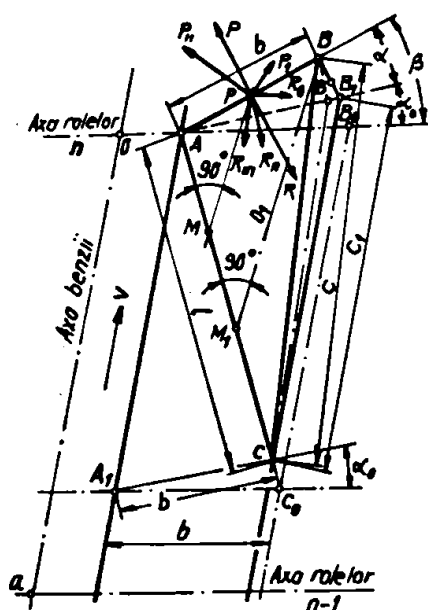


Fig.1.8 Schema profilării benzilor pe mașini cu role /27/

avînd la bază două principii, primul al îndoirii pure și al doilea al tensionării liniare a muchiei semifabricatului. Ipotezele simplificatoare pentru definirea parametrilor procesului de profilare sînt: secțiunea transversală a semifabricatului în cursul profilării rămîne plană și perpendiculară pe axa principală a profilului și lungimea stratului neutru din fiecare secțiune transversală este constantă și egală cu lățimea inițială a benzii. În lucrarea /96/ se stabilesc următoarele relații care definesc:

a. Lungimea porțiunii de trecere l:

$$\frac{l}{b} = 2 \cdot (m+1) \left[\frac{m+2}{2m+3} \cdot \frac{b}{g} \cdot \left(\frac{R}{g}\right)^m \right] \cdot \frac{1}{2m+2} \cdot \left(\frac{\Delta\beta}{2m+1}\right) \frac{2m+1}{2m+2} \quad (1.36)$$

în care:

b, este lățimea aripei îndoite,

m, este coeficientul de ecrusare al materialului,

g, este grosimea semifabricatului bandă,

R, este raza stratului neutru,

$\Delta\beta$, este unghiul de îndoire, la fiecare fază de profilare

În baza schemei de formare a profilului semifabricatului bandă autorul analizează componentele forței de profilare, făcînd afirmația că valorile analitice obținute necesită verificarea lor experimentală.

Smirnov-Allaev, G.A. și Gun, G.Ia. /96/ studiază procesul profilării și stabilesc metode de definire a stării de deformare, lucrul necesar pentru lucrării, valoarea medie a forței de deformare, modelele matematice propuse

b. alungirea longitudinală din profil:

$$\varepsilon = \frac{1}{2} \cdot \left[\frac{2m+2}{2m+1} \cdot \frac{b}{l} \cdot \Delta\beta \cdot \frac{u}{b} \cdot \left(\frac{v-v_0}{l} \right)^0 \cdot \frac{l}{2m+1} \right]^2 \quad (1.37)$$

unde:

- u și v , sînt coordonatele punctului curent, considerat pe aripa îndoită,
- r_0 , este abscisa punctului care definește începutul porțiunii de trecere.

c. valoarea alungirii maxime, corespunzătoare muchiei marginale a profilului este:

$$\varepsilon_{\max} = \frac{1}{2} \left(\frac{2m+2}{2m+1} \cdot \frac{b}{l} \Delta\beta \right)^2 \quad (1.38)$$

Determinările experimentale au arătat că rezultatele practice au valori foarte apropiate de cele obținute pe cale analitică. De asemenea s-a pus în evidență faptul că în lungul porțiunii de trecere materialul din muchia aripii îndoite suferă atât deformații de întindere cît și de compresiune și de asemenea că deformația are loc după scheme mai complexe decît cele corespunzătoare îndoirii pure.

Cercetătorii Bogoiavlenski, N. și Grigoriev A.K, consideră că pentru aplicațiile practice, pentru definirea rapidă a lungimii porțiunii de trecere în vederea stabilirii gradelor de deformare limită și a parametrilor energetici este mai comodă utilizarea unor formule empirice, aplicabile prin stabilirea unor corecții pentru diferite cazuri de profilare. Astfel pentru deformarea benzilor subțiri cu $g < 2,5 \text{ mm}$ /9/ lungimea porțiunii de trecere este dată de relația:

$$l = b \cdot (a-n)g, \quad (1.39)$$

unde a și n sînt coeficienți depinzînd de condiții inițiale și se determină din nomograme.

În lucrarea /10/ Bogoiavlenski și Grigoriev arată că deformarea materialului se termină înaintea intrării acestuia în perechea de role și că se pot delimita în semifabricat zonele unde materialul este tensionat în domeniul plastic (curba a m b din figura 1.9) respectiv elastic (curba a' m' b'). De asemenea secțiunea transversală considerată plană își modifică poziția unghiulară în raport cu axa Ox, înclinându-se ușor înapoi conform dreptei KK' din figura 1.10.

Pentru descrierea geometriei și stării de deformare a semifabricatului autorii propun relația:

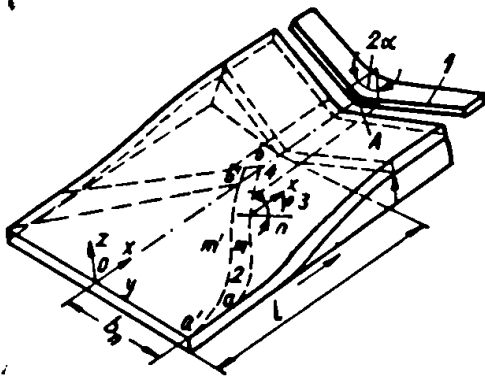


Fig.1.9. Schema focarului de deformare la profilarea cornierului /10/

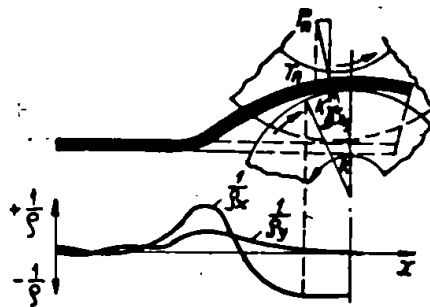


Fig.1.10 Modificarea razei de curbură a semifabricatului în lungul porțiunii de trecere /10/

$$dW = \frac{\partial W}{\partial x} dx + \frac{\partial W}{\partial y} dy, \quad (1.40)$$

unde:

dW , este creșterea săgeții stratului neutru a fîșiei,
 $\frac{\partial W}{\partial x}$; $\frac{\partial W}{\partial y}$; sînt gradientele modificării săgeții stratului neutru după direcția axelor sistemului de referință

$$\frac{1}{\rho_x} = \frac{\partial^2 W}{\partial x^2}; \quad \frac{1}{\rho_y} = \frac{\partial^2 W}{\partial y^2}; \quad \frac{1}{\rho_n} = \frac{\partial^2 W}{\partial n^2}; \quad (1.41)$$

unde n , este direcție cu orientare arbitrară sub unghi φ față de axa Ox.

Starea de deformare în orice punct al fîșiei se definește prin expresiile :

$$e_x = \frac{z}{\rho_x} \quad ; \quad e_y = \frac{z}{\rho_y} \quad ; \quad \nu_{xy} = \frac{z}{\rho_{xy}} \quad (1.42)$$

Determinările experimentale demonstrează că în lungul axei Ox, modificarea curburii este permanentă, iar după axa Ox este monotonă.

La baza studiului procesului de profilare /39/ Leicenko, M.A., ia în considerare modificările caracteristicilor mecanice ale materialului (rezistența la rupere, limita de curgere, duritatea, alungirea și gătuirea la rupere) funcție de unghiul de îndoire, grosimea benzii și regimul de profilare. Pentru definirea presiunii metalului pe rolele de formare în metal tensiunea atinge limita de curgere.

Lungimea focarului de deformare este definită funcție de diametrul de bază al rolelor D și înălțimea t a profilului cu o relație empirică conform notațiilor din figura 1.11:

$$l = \sqrt{t \cdot (D - t)} \quad (1.43)$$

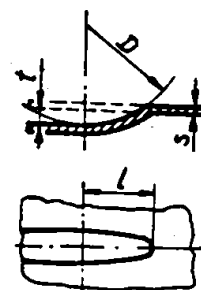


Fig. 1.11. Schema focarului de deformare la profilare /39/

Forma și lungimea focarului de deformare obținute după schema din figura 1.11. nu corespund condițiilor experimentale, în realitate focarul de deformare începe practic înaintea rolelor și se termină în axa rolelor.

Analizând procesul profilării benzilor pe utilaje cu role, Trișevski I.S.ș.a. /115, 116/ stabilesc că deformarea materialului semifabricatului are loc pe așa numita porțiune de trecere, conform schemei din figura 1.12.

Lungimea porțiunii de trecere L cuprinde două zone, una de lungime L1 pe care are loc deformarea și se înregistrează mărirea continuă a unghiului de îndoire $\alpha(z)$ respectiv o micșorare a razei de îndoire $\rho(z)$ și zona de

descărcare a tensiunilor de lungime L_2 , pe care se înregistrează o mișcare $\Delta\alpha(z)$ a unghiului de îndoire și o mărire a razei de îndoire ca urmare a arcurii elastice a materialului. Limita celor două zone corespunde unui plan situat după planul axial al rotelor de profilare.

Unghi α

total de îndoire, considerînd axa Oz paralelă cu axa principală a profilului poate fi definit prin relația:

$$\alpha_z(z) = \alpha_p + \alpha(z), \quad (1.44)$$

unde

α_p , este unghiul profilului la începutul porțiunii de trecere,

$\alpha(z)$, este unghiul de îndoire pe porțiunea de trecere.

Legea de

variație a unghiului de îndoire pe porțiunea de trecere este stabilită de Trișevski prin relația:

$$\alpha(z) = \Delta\alpha_n \cdot \sin^k \frac{\pi \cdot z}{2L} \quad (1.45)$$

unde:

z , este abscisa punctului curent, originea O a sistemului fiind punctul de începere al zonei L_1 din porțiunea de trecere, $\Delta\alpha_n$, este variația unghiului de îndoire între două perechi de role

$k=2..4$, este un coeficient depinzînd de intensitatea modificării unghiului profilului

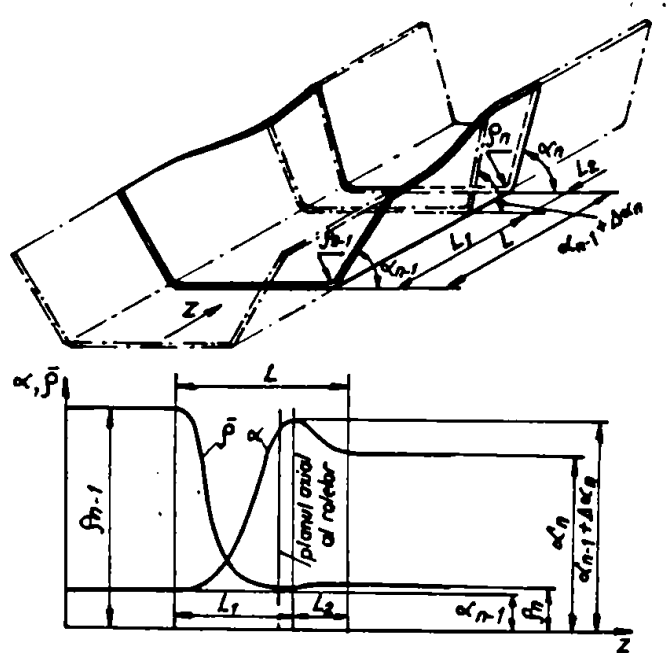
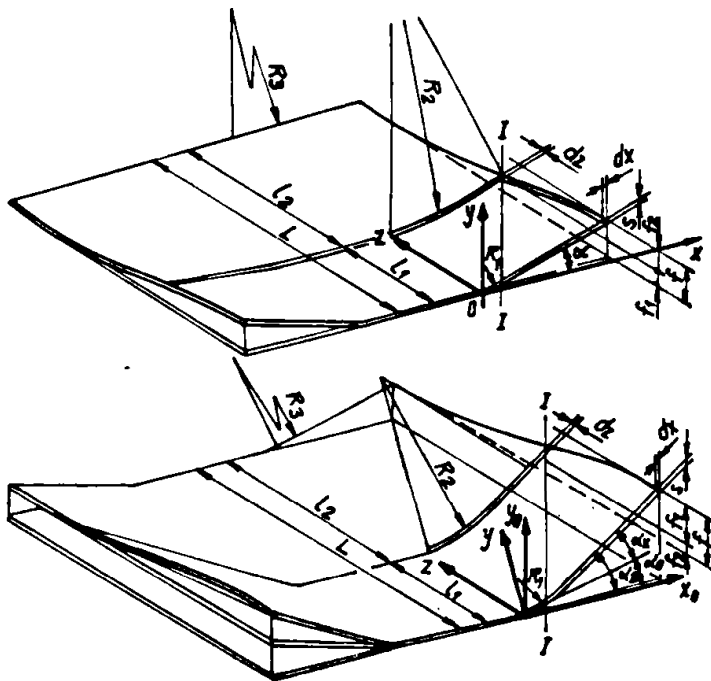


Fig.1.12. Schema porțiunii de trecere și diagrama modificării unghiului și razei de îndoire la profilare

/116/

În vederea definirii stării de tensionare și a condițiilor limită privind unghiurile de îndoire, presiunea dezvoltată de semifabricat pe role etc, Trișevski adoptă pe



baza unor constatări experimentale scheme pentru porțiunea de trecere diferențiate pentru prima fază de profilare respectiv pentru cele ulterioare, scheme prezentate, în figura 1.13. Lungimea L a porțiunii de trecere cuprinde două zone de lungimi l_1 și l_2 corespunzătoare unor stări de tensionare în domeniul elastic și respectiv plastic și plastic fi definită prin relația:

Fig.1.13. Schema porțiunii de trecere la profilare /116/

$$L = l_1 + l_2 = b + \left[0,63 \cdot \left(\frac{\pi \cdot \alpha}{360} \right)^2 \cdot \frac{b^7}{g^2} \right]^{1/5} \quad (1.46)$$

unde:

α , este unghiul de îndoire pe o fază de profilare

b , este lungimea aripei îndoite,

g , este grosimea semifabricatului.

Defectele profilurilor formate pe mașini cu role se manifestă în general sub forma încovoierii longitudinale, a torsionării secțiunii, respectiv prin pierderea stabilității (aparitia cutelor) pe suprafața aripei îndoite sau chiar pe suprafața de bază. Trișevski consideră că principala cauză care provoacă apariția defectelor amintite este, alegerea unui unghi de deformare pe o fază de profilare, de valoare prea mare. Pentru definirea unghiului limită de îndoire pe o fază de profilare, Trișevski echivalcăz cazul real de distribuție a deformației longitudinale din aripa unui profil U pentru care distribuția este liniară cu valoarea nulă corespunzătoare

538349
104 F

liniei de îndoire respectiv maximă în muchia marginală, cu cazul real pentru care deformația longitudinală este nulă în planul corespunzător axei principale de inerție și are valori extreme de sens opus în linia de îndoire și respectiv muchia profilului. Din figura 1.14. rezultă:

$$\frac{\varepsilon}{b \cdot \sin \alpha_{\Sigma i}} = \frac{\varepsilon_1}{b \cdot \sin \alpha_{\Sigma i} - y_{si}} \quad (1.47)$$

unde:

y_{si} , este ordonata centrului de greutate al secțiunii transversale a profilului

ε , este deformația longitudinală maximă pentru cazul ideal,

ε_1 , este deformația longitudinală maximă pentru cazul real,

$\alpha_{\Sigma i}$, este unghiul total de îndoire pentru faza i de profilare

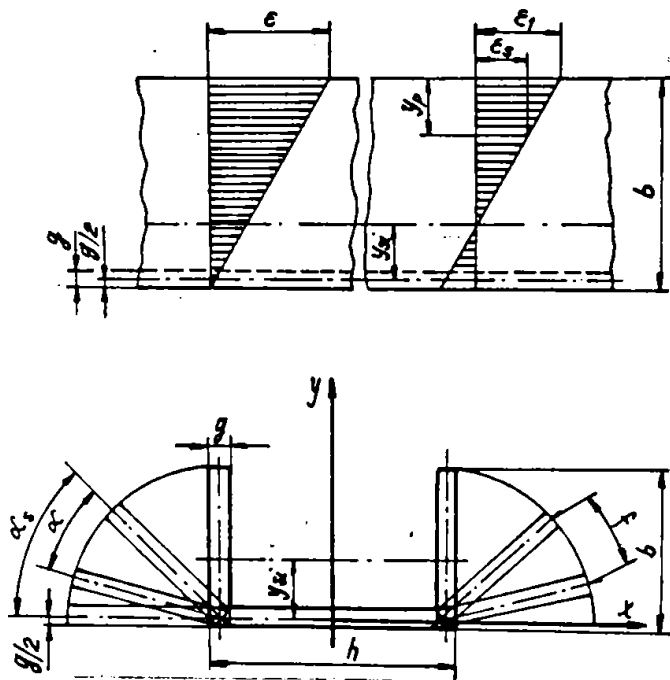


Fig.1.14. Schema distribuției deformației longitudinale pentru determinarea unghiurilor limită de îndoire/116/

Definind alungirea reală ε_1 din muchia profilului și explicitând lungimile l_1 și l_2 ale porțiunii de trecere, pentru condiția ca alungirea ε_1 să nu depășească valoarea corespunzătoare unei tensiuni proporționale cu limita de curgere rezultă relația:

$$\frac{\sqrt{b^2 + \left(1 - \frac{y}{b}\right)^2 \left(\frac{\pi \cdot b \cdot \alpha_i}{360^\circ}\right)^2} - b}{b + \left[0,63 \cdot \left(\frac{\pi \cdot \alpha_i}{360^\circ}\right)^2 \cdot \frac{b^7}{g^2}\right]^{0,2}} + \frac{2}{3} \cdot \frac{\left(1 - \frac{y_P}{b}\right) \cdot \left(\frac{\pi \cdot b \cdot \beta \pi}{360^\circ}\right)^2}{\left[0,63 \cdot \left(\frac{\pi \cdot \alpha_i}{360^\circ}\right)^2 \cdot \frac{b^7}{g^2}\right]^{0,2} \cdot \left\{b + \left[0,63 \cdot \left(\frac{\pi \cdot \alpha_i}{360^\circ}\right)^2 \cdot \frac{b^7}{g^2}\right]^{0,2}\right\}}$$

$$\leq \frac{R'_{p0,2}}{E} \cdot \frac{1}{1 - \frac{b}{h+2b-g^2}} \quad (1.48)$$

unde:

- $R'_{p0,2}$, este limita convențională de curgere cu ecrusarea metalului,
 y_p , lungimea din muchia îndoită corespunzătoare deformațiilor plastice
 E , modulul de elasticitate longitudinală ($2,16 \cdot 10^4 \text{ daN/mm}^2$)
 α_i , unghiul de îndoire pe fiecare fază de profilare

Valoarea limitei de curgere cu ecrusare este dată de relația:

$$R'_{p0,2} = R_{p0,2} + \frac{R_m - R_{p0,2}}{\alpha_f} \cdot \alpha_{\Sigma i} \quad (1.49)$$

în care:

α_f , este unghiul final de îndoire al aripii profilului.

Autorii lucrării arată că pentru practica proiectării proceselor de profilare atunci când înălțimea relativă h/g a profilului are valori medii (10...30), porțiunea aripii tensionată în domeniul plastic este $y_p = (0,1...0,2)b$. Dacă unghiul de deformare aplicat pe o fază de profilare este mic și nu se înregistrează alungiri longitudinale remanente, atunci valoarea y_p este nulă.

Intr-o altă lucrare /1/, Adrian M., arată că procesul de îndoire în instalațiile de profilare cu role are loc fără deformare pe lungime și deci presiunea rozelor nu trebuie să producă reducerea grosimii pereților semifabricatului bandă. Deformarea într-o singură cajă, se determină din condițiile prinderii între role a benzii și din valorile admisibile ale tensiunii care apare în materialul deformat. Autorul stabilește condițiile de antrenare ale benzii de către

rolele de profilare pornind de la observarea procesului de angajare a semifabricatului între role conform schemei din figura 1.15.

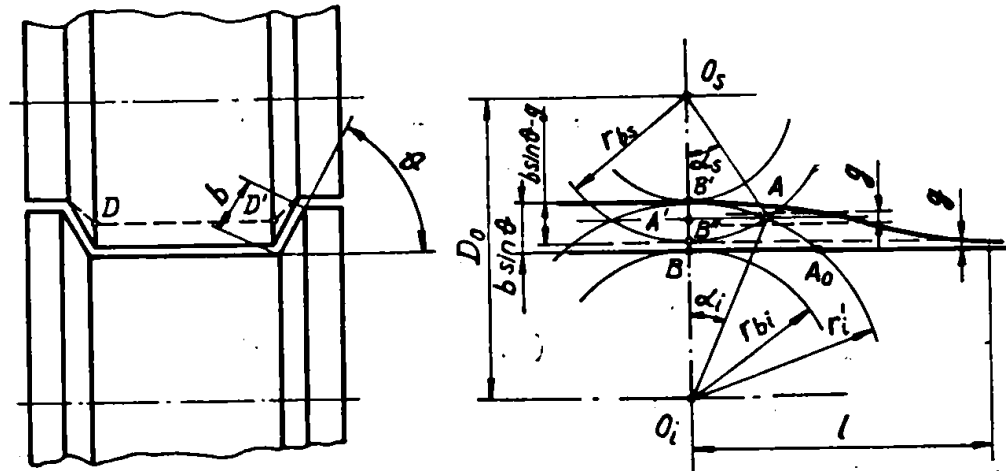


Fig.1.15. Schema antrenării benzii în perechea de role /1/

Inițial semifabricatul bandă întâlnește rola inferioară în punctul A_0 de rază r'_i , iar după ridicarea capătului benzii și realizarea contactului cu generatoarea DD' pe rola superioară începe deformarea propriuzisă.

Valorile unghiurilor de contact α_i și α_s ale semifabricatului, cu cele două role, depind de mărimea b a aripii profilului și de unghiul de îndoire θ . După realizarea îndoirii sub unghiul θ , raza de contact cu rola inferioară este:

$$r'_i = r_{bi} + b \cdot \sin \theta \quad (1.50)$$

Segmentele axiale BB' și $B'B''$ rezultate prin intersecția diametrelor exterioare ai rotelor inferioară și superioară respectivi de bază, cu axa verticală O_sO_i a rotelor sînt:

$$BB' = b \cdot \sin \theta \quad (1.51)$$

$$B'B'' = b \cdot \sin \theta - g \quad (1.52)$$

Proiecția în planul axial al rotelor, a punctului A de intersecție a diametrelor exterioare ale rotelor determină segmentele:

$$A'B' = r_{bs} \cdot (1 - \cos \alpha_s) = 2 \cdot r_{bs} \cdot \sin^2 \frac{\alpha_s}{2} \quad (1.53)$$

$$A'B = r'_i (1 - \cos \alpha_i) = 2 r'_i \cdot \sin^2 \frac{\alpha_i}{2} \quad (1.54)$$

Dat fiind valoarea mică a unghiurilor de prindere α_s, α_i , se poate face aproximația:

$$\sin \frac{\alpha_i}{2} = \sin \frac{\alpha_s}{2} = \frac{\alpha_c}{2} \text{ unde: } \alpha_c = \frac{\alpha_i + \alpha_s}{2} \quad (1.55)$$

Rezultă că

$$A'B' + A'B = b \cdot \sin \theta \quad (1.56)$$

sau:

$$0,5 \alpha_c^2 (D_0 - g + b \cdot \sin \theta) = b \cdot \sin \theta$$

de unde, neglijînd termenii g în raport cu D_0 și $0,5 \alpha_c^2$ rezultă:

$$b \cdot \sin \theta = 0,5 \cdot D_0 \cdot \alpha_c^2 \quad (1.57)$$

Punînd condiția de antrenare:

$$\alpha_c \leq \beta_{\text{prindere}} = \varphi_{fr}$$

unde $\varphi_{fr} = 10 \dots 12^\circ$, este unghiul de frecare rezultă condiția de antrenare:

$$\theta \leq \arcsin \frac{0,5 \cdot D_0 \cdot \varphi_{fr}^2}{b} = \arcsin \frac{(50 \dots 72) D_0}{b} \quad (1.58)$$

Relația (1.58) arată că nu pentru orice situația condiția de antrenare este satisfăcută și deci se necesită o forță axială Q asupra semifabricatului. Astfel pentru cajele medii ale mașinii de profilare se poate adopta un unghi mai mare θ de îndoire, acesta micșorîndu-se spre ultimele caje pentru finisarea profilului.

Lungimea porțiunii de trecere l se poate determina cu relația:

$$l = 0,5 \cdot D_0 \cdot \operatorname{ctg} \frac{\pi - 2\alpha}{4} + b \quad (1.59)$$

Alte considerații asupra procesului profilării benzilor cu tren de role, cu privire la stadiul actual al cercetărilor asupra parametrilor energetici sînt prezentate detaliat în capitolul 4 al prezentei teze.

În literatura de specialitate din țară sînt semnalate cercetări asupra procesului de profilare a benzilor în două centre universitare, primele fiind efectuate în cadrul Institutului Politehnic Iași de către dr.ing. Nicolescu Dan titularul disciplinei de utilaj de prelucrare prin deformare plastică și respectiv în cadrul Universității din Galați de către ing. Nicoară Dumitru, cadru didactic la disciplina de "Tehnologia presării la rece". În cadrul lucrărilor prezentate cu ocazia unor sesiuni de comunicări de specialitate precum și în teza de doctorat elaborată de către primul cercetător menționat sînt prezentate o serie de aspecte de deosebită valoare atît în domeniul cercetării fundamentale cît și aplicative, o parte din ele menționate în bibliografie constituind elemente de orientare și pentru prezenta lucrare.

1.2. Scopul și obiectivele cercetării

Cercetările efectuate în cadrul tezei de doctorat au fost inițiate în condițiile existenței solicitărilor din partea unor întreprinderi industriale de aplicare a procedeelor de prelucrare pe mașini rotative în scopul creșterii capacității productive determinat de solicitări mari în țară și pentru export a unor produse de mare serie. Astfel începînd din anul 1980 în cadrul Întreprinderii "Electrobanat" s-a studiat de către colectivul de cercetare a cadrelor didactice de la disciplina de "Tehnologia presării la rece" posibilitatea realizării componentelor profilate de la corpurile de iluminat fluorescent prin profilare cu tren de role, tehnologii semnalate în alte țări dezvoltate. Rezultatele bune obținute prin intrarea în fabricație curentă pe o linie complexă, automată de ștanțare profilare a acestor repere au lărgit și au creat posibilitatea atacă-

rii și a altor domenii, realizările de pînă în prezent fiind prezentate detaliat în capitolul 5. În cadrul acestor cercetări subsemnatului i-a revenit în principal sarcina în domeniul stabilirii tehnologiei de profilare, a proiectării și construcției echipamentului tehnologic, scule și mașini în condiții în care în țară nu se fabrică în mod curent astfel de utilaje. Baza de documentare în probleme aplicative industriale, a fost oferită de existența din anii 1965 a "Intreprinderii metalurgice Iași" specializată pe realizarea țevilor sudate longitudinal /124/ cît și a unor tipuri de profiluri deschise, de uz general, și respectiv de existența unor instalații de profilare cu role sau chiar linii în cadrul "Intreprinderii de autoturisme" din Pitești, Intreprinderii "Ambalajul metalic" din Timișoara și "Intreprinderii de autoturisme" Olciit.

Determinat de existența unui material bibliografic relativ limitat în domeniul fundamental al proceselor de prelucrare prin profilare cu tren de role obiectivele principale ale tezei au fost:

- studiul stării de deformare al materialului semifabricatului în diferite faze ale profilării în scopul stabilirii parametrilor geometrici limită ai procesului, în condițiile de realizare a unei capacități de producție ridicate și precizie corespunzătoare, cît și a deducerii pe această cale a stării de tensionare și extinderii acestora pentru determinarea analitică a parametrilor energetici;

- stabilirea unor metodici și programe de calcul automat în vederea modelării matematice cît mai reale a procesului și folosirii în acest scop a calculatorului electronic;

- stabilirea unor metode experimentale cu aplicabilitate industrială pentru verificarea, măsurarea și înregistrarea parametrilor energetici ai procesului;

- conceperea unor standuri de laborator care să permită studiul experimental al procesului profilării;

S-a urmărit realizarea unor standuri care să permită modelarea procesului de profilare al benzilor cu una sau mai multe perechi de role, cu vitezi de lucru reglabile și avînd posibilitatea măsurării cît și a înregistrării parametrilor forței și putere de profilare.

- studii privind compunerea și proiectarea mașinilor de profilare și a posibilităților de asociere a acestora în linii tehnologice complexe polivalente, cu posibila automatizare complexă a funcționării acestora.

- conceperea unor algoritmi de calcul privind numărul fazelor de profilare și respectiv a proiectării asistate de calculator al profilului rolor pentru fazele respective. În cazul profilurilor complexe, profilurile conjugate ale rolor sînt determinate de un număr relativ mare de cote. Aceste cote impun realizarea lor într-o clasă de precizie ridicată.

Aplicarea industrială a cercetărilor privind înlocuirea vechilor tehnologii de ștanțare-matrițare prin procedee de ștanțare-profilare a impus în toate cazurile proiectarea și realizarea pe bază de autoutilare în întreprinderile beneficiare, a mașinii de profilare. Soluția constructivă a acesteia a fost stabilită în funcție de condițiile concrete impuse de reperele ce urmau să fie fabricate, iar tehnologia și echipamentul aferent de profilare au fost definitivitate pe cale experimentală. Cercetările experimentale, privind succesiunea fazelor de profilare, corectarea profilului rolor, determinarea parametrilor energetici maximali ai procesului etc., au fost realizate inițial pe standuri de laborator avînd diferite complexități, standuri prezentate în capitolul 3 al prezentei lucrări, iar ulterior și pe mașinile industriale realizate. Datele experimentale obținute au permis concluzionarea unor aspecte fenomenologice importante care au permis abordarea unei game largi de probleme privind proiectarea proceselor de profilare a benzilor cu tren de role.

Capitolul 2

**CONTRIBUTII TEORETICE SI EXPERIMENTALE
PRIVIND STUDIUL DEFORMARII MATERIALULUI
LA PROFILARE**

Aplicarea industrială în condiții optime a îndoirii benzilor prin profilare, necesită stabilirea unor criterii de apreciere a gradului de deformare suferit de materialul semifabricatului, astfel încât piesa finită să se obțină în condițiile de precizie impuse parametrilor geometrici ai secțiunii, cu o rectilinitate ridicată a muchiilor în secțiunea longitudinală și cu o calitate corespunzătoare a suprafețelor.

Diferitele criterii propuse de diverși cercetători prezentate în capitolul 1 având drept parametri de referință creșterea adâncimii h a profilului sau creșterea unghiurilor de îndoire ale laturilor secțiunii transversale în raport cu suprafața de bază, prezintă o serie de aspecte particulare, toate însă fiind stabilite pe baza limitării alungirii longitudinale maxime la valori corespunzătoare unor deformări în domeniul elastic. Deși simple unele relații /5,6,85/ nu precizează unghiurile limită de îndoire decât pentru prima fază de profilare, cea corespunzătoare trecerii de la semifabricatul plan la forma profilată, iar altele /1,96, 116/ depind de parametri greu de determinat. În toate cazurile însă relațiile de calcul se referă la profiluri simple de tipul celor cornier sau U și nu țin cont de toți parametrii secțiunii (raze de racordare și porțiuni rectilinii ale secțiunii transversale, etc.), limitându-se pentru unghiuri de îndoire de până la 90° . Pentru cazul profilării țevilor circulare, în lucrarea /55/, se prezintă un model matematic care permite determinarea teoretică cu ajutorul calculatorului electronic a deformațiilor benzii, model verificat și confirmat prin rezultate experimentale de către autorul lucrării.

**2.1. Modelarea matematică a procesului
de profilare a benzilor**

La stabilirea unui model matematic având o structură cât mai simplă în scopul ușurării aplicării practice, s-au făcut următoarele ipoteze simplificatoare:

- se consideră un semifabricat convențional avînd grosimea δ nulă,

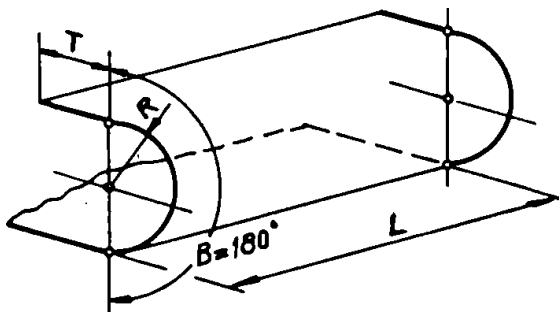
- se consideră drept parametru de apreciere a gradului de deformare pe fiecare fază de profilare, mărimea unghiului limită de îndoire al aripei profilului în raport cu suprafața de bază,

- se consideră că deformația maximă longitudinală apare în muchia marginală și că această deformație este uniformă pe întreaga porțiune dintre două perechi de role,

- se consideră că secțiunea transversală rămîne permanent plană și perpendiculară pe muchia de îndoire, respectiv lungimea perimetrului acesteia nu se modifică (ipoteza lui Bernoulli),

- se consideră că limitarea unghiului de îndoire pe fiecare pereche de role de profilare este determinată numai de valoarea admisibilă a deformației longitudinale maxime determinată de modificările configurației profilului. Modelul matematic de simulare a deformării are în vedere cazul pentru care profilarea se realizează cu rază de îndoire variabilă, cazul cel mai frecvent întîlnit în practică.

Realizarea profilului final, prezentat în figura 2.1, caracterizat prin raza de îndoire R , lungimea laturii rectilinii T și unghiul final de îndoire $B = 180^\circ$ se obține într-un număr de faze de profilare caracteristice pentru patru etape distincte.



Prima etapă corespunde trecerii semifabricatului de la forma plană la forma profilată pentru un unghi de îndoire $B(I) < 90^\circ$ fază conformă cu schema din fig. 2.2.

Fig.2.1. Parametrii geometrici ai profilului final

OBSERVAȚIE: Notățiile diferiților parametri sub forma unui șir de constante variabile $f = f(I)$ sînt în concordanță cu posibilitățile de calcul electronic iterativ pentru diverse faze de profilare.

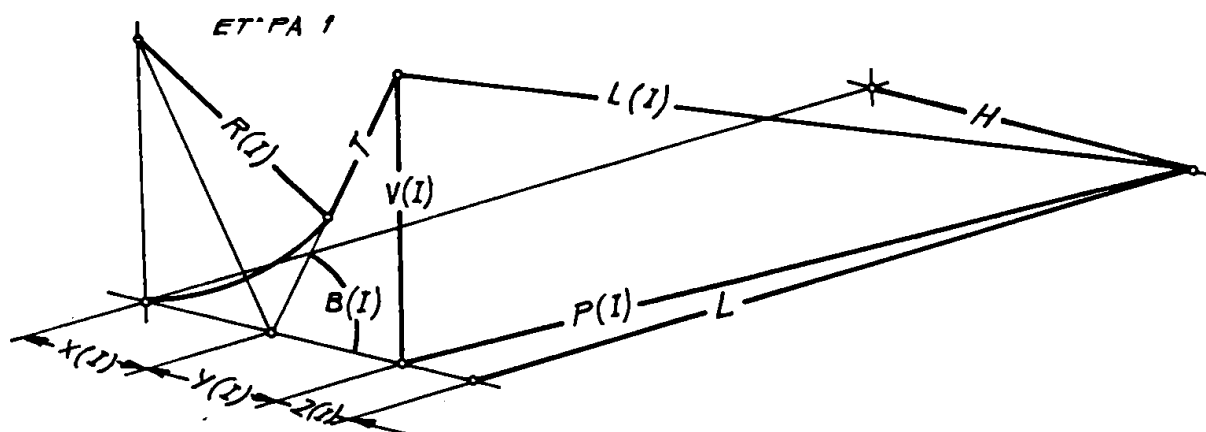


Fig.2.2. Schema modelării matematice pentru prima etapă de profilare $B(I) \leq 90^\circ$

Relațiile de calcul ale parametrilor geometrici ai modelului pentru prima etapă sînt:

- lățimea desfășurată a aripei îndoită:

$$H = \pi \cdot R + T, \quad (2.1)$$

- raza de îndoire pe fiecare fază de profilare:

$$R(I) = R \cdot P_1 / B(I) \quad (2.2)$$

- lungimea porțiunii rectilinii de pe generatoarea rolei inferioare corespunzătoare semiunghiului de îndoire $B(I)/2$:

$$X(I) = R(I) \cdot \text{TAN} (B(I)/2) \quad (2.3)$$

- lungimea proiecției aripei îndoită în planul de bază al rolei inferioare:

$$Y(I) = (X(I) + T) \cdot \text{SIN} (B(I)) \quad (2.4)$$

- adîncimea maximă a profilului:

$$V(I) = (X(I) + T) \cdot \text{COS} (B(I)) \quad (2.5)$$

- valoarea complementară a proiecției aripei îndoită în planul de bază:

$$Z(I) = X(I) - (X(I) + Y(I)) - Z(I-1), \quad (2.6)$$

unde: $Z(I-1) = 0$ pentru $I = 1$

- pătratul lungimii proiecției muchiei marginale a aripei îndoite, în planul de bază al rozelor:

$$P(I) = Z^2(I) + L^2 \quad (2.7)$$

unde : L - este distanța dintre două perechi de role succesive

$$L(I) = \sqrt{(V(I) - V(I-1))^2 + P(I)} \quad (2.8)$$

unde: $V(I-1) = 0$ pentru $I = 1$

În vederea determinării valorii $B(I)$ limită, se determină valoarea deformației longitudinale relative maxime:

$$E(I) = (L(I) - L) \times 100/L, \quad (2.9)$$

iar pentru realizarea procesului de profilare în condiții optime se pune condiția ca aceasta să nu depășească o valoare EL , determinată din condiția inițială a desfășurării procesului în domeniul deformațiilor elastice.

Analizând relația (2.9) se poate aprecia că pentru unghiurile de îndoire $B(I) \leq \frac{\pi}{2}$, valoarea lui $E(I)$ crește odată cu creșterea unghiului de îndoire și evident la un moment dat va fi depășită valoarea limită EL . Rezultă că pentru atingerea parametrilor finali ai profilului relația (2.9) nu mai poate descrie procesul real, practica dovedind că procesul este posibil și în continuare. Pentru definirea deformației relative longitudinale în fazele următoare s-a conceput o nouă formulare prin raportarea lungimii $L(I)$ la lungimea $L(I-1)$ finisată în caja anterioară:

$$F(I) = (L(I) - L(I-1)) \times 100/L(I-1) \quad (2.10)$$

Pentru $I=1$ relațiile (2.9) și (2.10) sînt identice și corespund formulărilor cunoscute din literatura de specialitate.

A doua etapă de profilare corespunde fazelor succesive de mărire a unghiului de îndoire conform schemei din figura 2.3. pînă la atingerea valorii:

$$B(I+1) = B(I) + \Delta B(I) \leq 90^\circ$$

unde: $\Delta B(I)$ - reprezintă creșterea elementară a unghiului total de îndoire pe faza respectivă

Pentru această etapă de calcul sînt valabile relațiile (2.2.)... (2.8), iar pentru determinarea deformației relative longitudinale, relația (2.10).

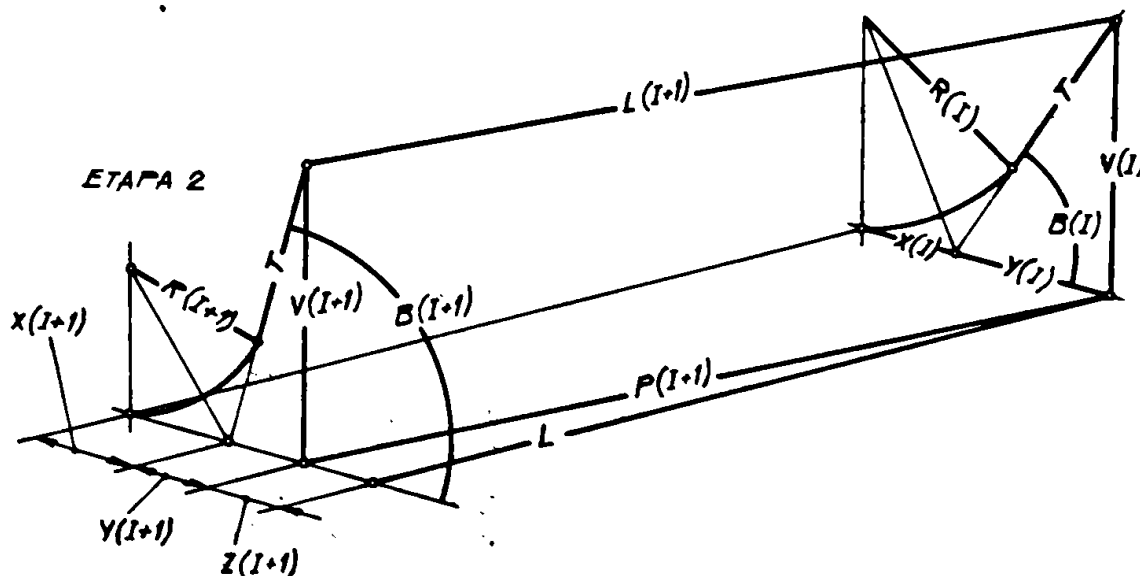


Fig.2.3. Schema modelării procesului de profilare în etapa a 2-a pentru $B(I+1) \leq 90^\circ$

În cea de a treia etapă se consideră continuarea procesului de îndoire și deci creșterea unghiului $B(I)$ peste 90° . Conform figurii 2.4. parametrii geometrici corespunzători sînt:

$$B(I) = 90^\circ$$

$$R(I) = X(I) = 2R$$

$$X(I+1) = R \cdot \pi / (\tan(\pi/2 - B(I-1)/2) \cdot B(I-1)) \quad (2.11)$$

$$Z(I+1) = R(I) - X(I+1) \cdot (1 - \cos B(I-1)) - T \cdot \cos(B(I+1)) \quad (2.12)$$

$$R(I+1) = R \cdot \pi / B(I-1) \quad (2.13)$$

$$P(I+1) = L^2 + Z^2 (I+1) \quad (2.14)$$

$$K(I+1) = R(I) + T - (X(I+1)+T) \times \text{SIN} (B(I+1)) \quad (2.15)$$

$$L(I+1) = \sqrt{K^2 (I+1) + P (I+1)} \quad (2.16)$$

$$V(I+1) = (X(I+1) + T) \times \text{SIN} B(I+1) \quad (2.17)$$

$$E(I+1) = (L(I+1) - L) \times 100 / L \quad (2.18)$$

$$F(I+1) = (L(I+1) - L(I)) \times 100 / L(I) \quad (2.19)$$

În această etapă conform cu relația (2.17) înălțimea profilului începe să se reducă prin creșterea unghiului de îndoire $B(I+1) > 90^\circ$. Rezultă deci că pentru valoarea alungirii relative longitudinale există și condiția $E < EL$, respectiv relația (2.18) se va defini în același mod ca și relația (2.9), respectiv prin raportare la lungimea L egală cu distanța dintre caje.

De asemenea datorită micșorării conform relației (2.16) a lungimii muchiei $L(I+1)$ rezultă pentru $F(I+1)$ valori negative și deci care pun în evidență apariția unei stări de compresiune longitudinală. Această ultimă concluzie este confirmată de practică, astfel că pentru unele cazuri ca și cel din figura 2.5. se constată pierderea stabilității materialului pe porțiunea de trecere și apariția unor cute similar cazului de pierdere a stabilității flanșei și voalare a acesteia la ambutisarea semifabricatelor cu grosime relativă mică ($g/D.100 < 1,5$).

Se impune deci și formularea unui criteriu de limitare a unghiului de îndoire și pe acest considerent astfel încât să se obțină condițiile de calitate impuse piesei finisate.

În e apa a patra, schema modelului matematic al profilării este prezentată în figura 2.6. și corespunde, fazelor de profilare la depășirea unghiului de îndoire $(B(I) = 90^\circ$ și pînă la atingerea unghiului final $B(I+1) = 180^\circ$

Relațiile de calcul pentru parametrii geometrici ai modelului pentru această etapă sînt:

$$I(I+1) = L^2 - (K(I+1) \times (1 - \cos(B(I+1))) + K(I) \times (1 + \cos(B(I))) - T \times (\cos(B(I)) + \cos(B(I+1))))^2 \quad (2.20)$$

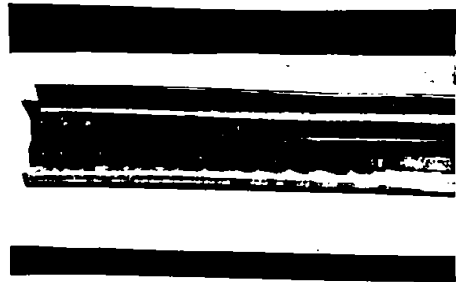


Fig.2.5. Pierderea stabilității porțiunii de trecere la îndoire cu unghiuri peste 90° .

$$H(I+1) = (X(I) + T) \times \sin(B(I)) - (X(I+1) + T) \times \sin(B(I+1)) \quad (2.21)$$

$$L(I) = \sqrt{H^2(I) + P(I)} \quad (2.22.)$$

$$L(I+1) = \sqrt{H^2(I+1) + P(I+1)} \quad (2.23)$$

Pentru calculul deformațiilor relative $E(I)$ și $F(I)$ sînt valabile relațiile (2.18) și (2.19). Pentru această etapă, relația (2.19), evidențiază de asemenea starea de compresiune longitudinală în aripa îndoită.

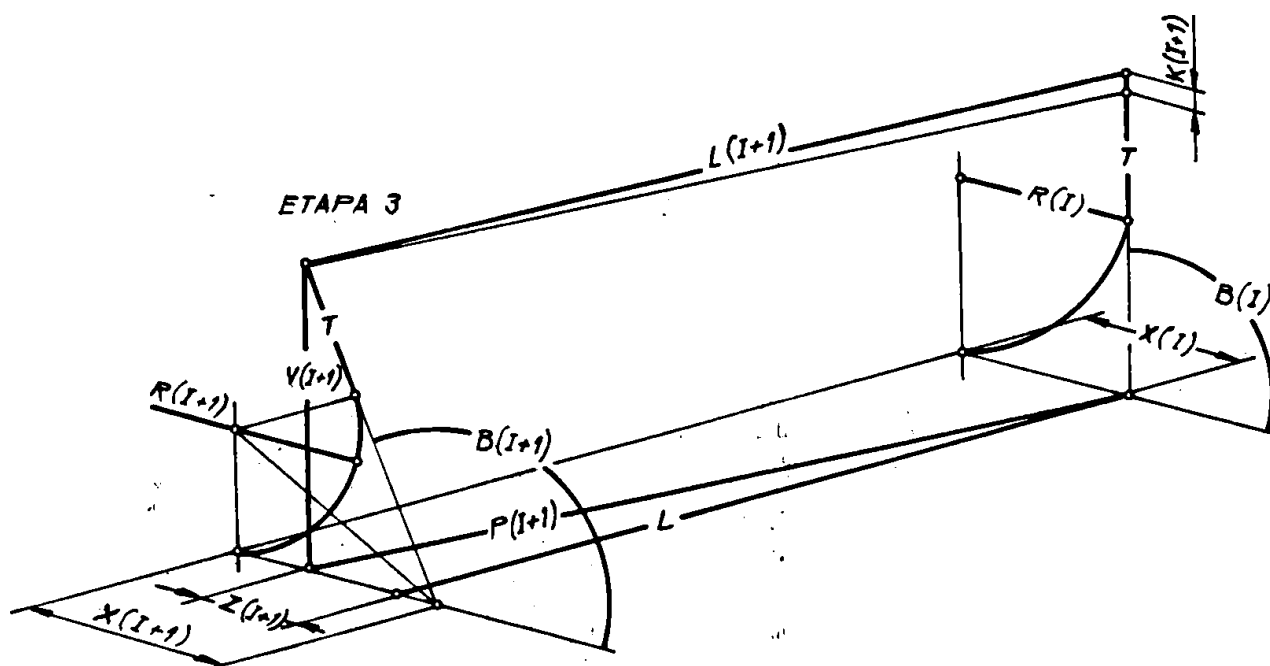


Fig.2.4. Schema modelării procesului de profilare pentru etapa a 3-a $B(I) = 90^\circ$; $180^\circ > B(I+1) > 90^\circ$

O primă apreciere asupra modelului matematic propus evidențiază două aspecte:

- primul aspect este legat de numărul relativ mare al parametrilor geometrici interdependenți care necesită un număr foarte mare de calcule în vederea determinării unor dependențe între unghiul de îndoire și alungirea longitudinală admisibilă;

- al doilea aspect se referă la confirmarea practică a preciziei de modelare, în care scop au fost făcute determinări experimentale pe câteva profiluri, rezultate experimentale ce vor fi prezentate în continuare.

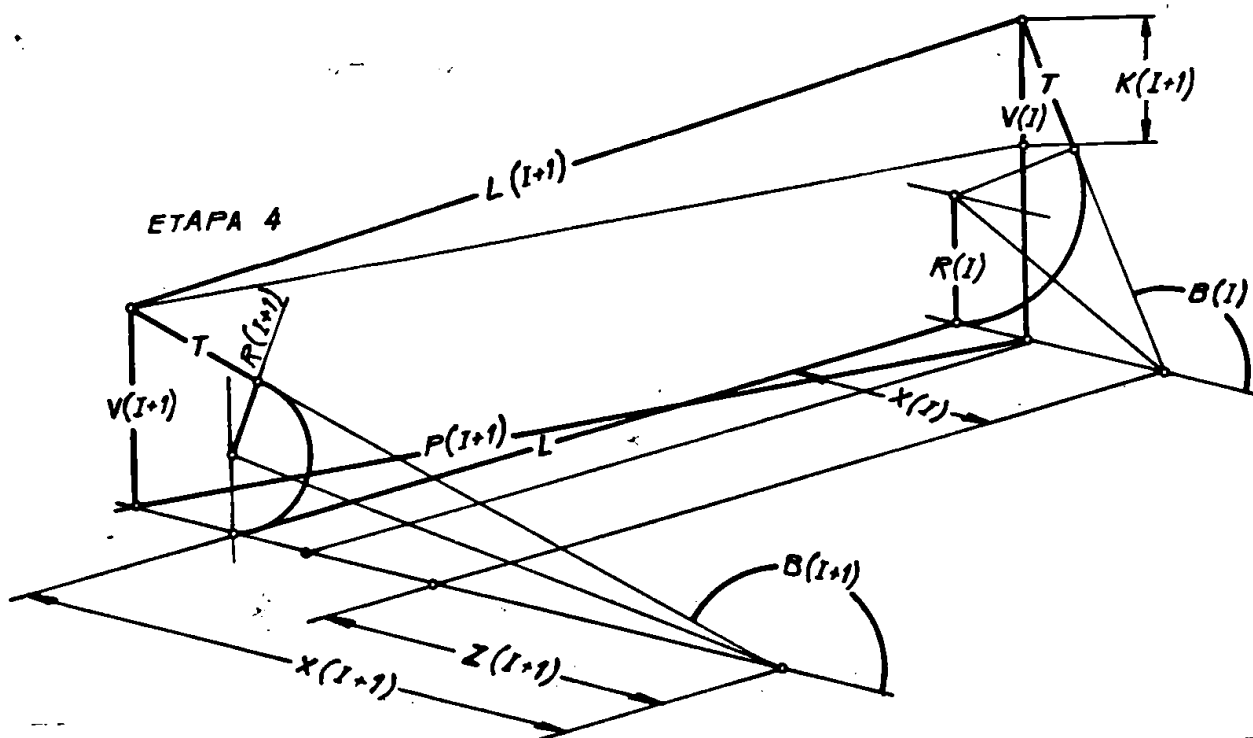
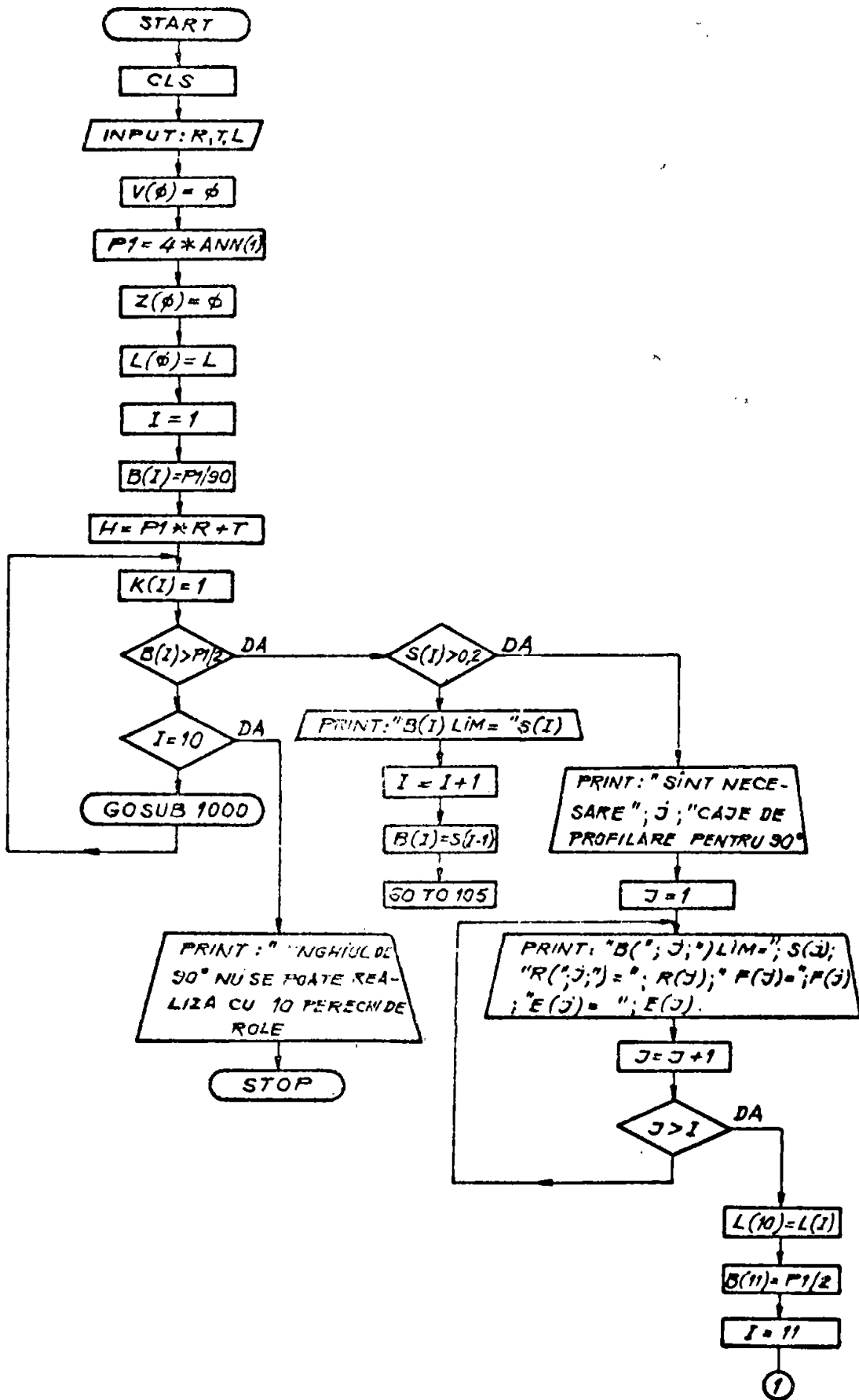


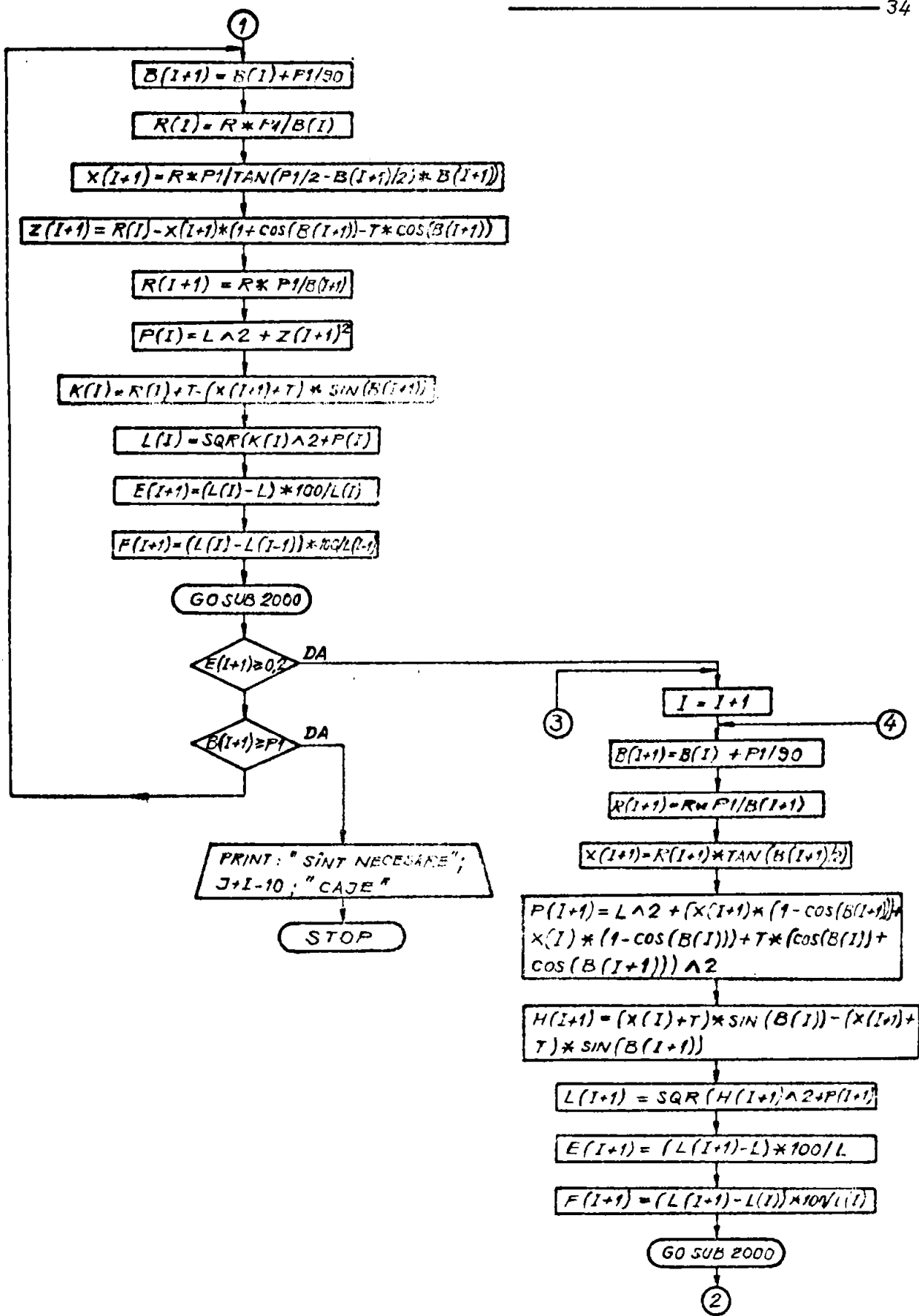
Fig.2.6. Schema modelului de profilare pentru etapa a 4-a
 $B(I) > 90^{\circ}$; $B(I+1) \leq 180^{\circ}$

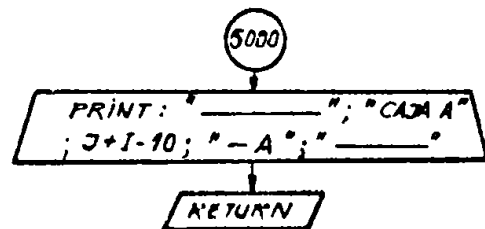
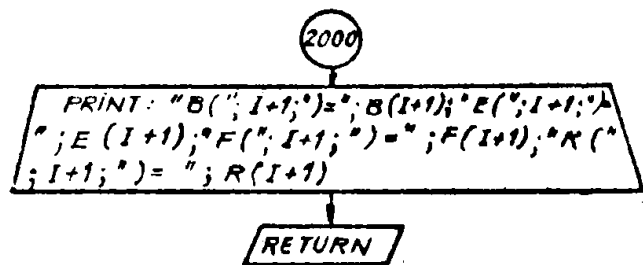
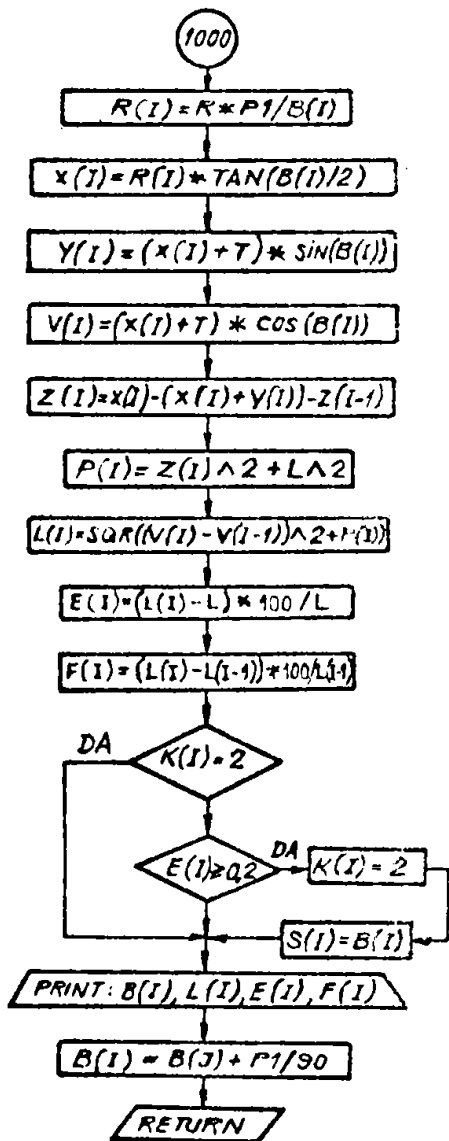
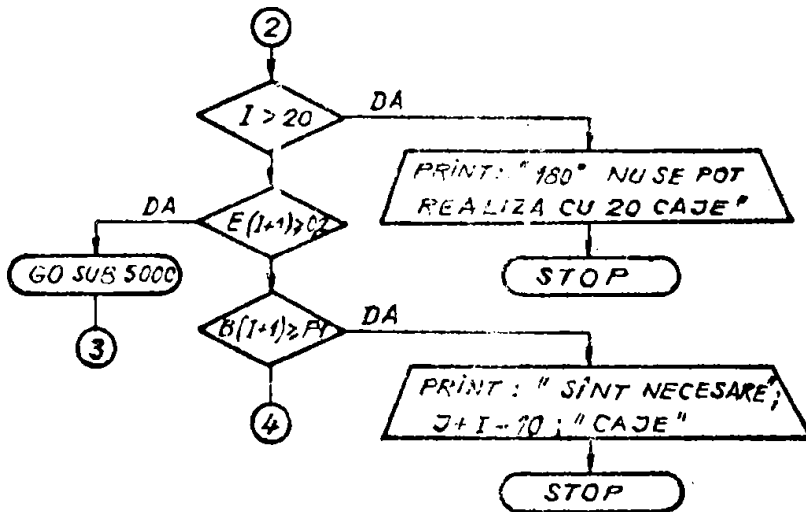
În scopul dezvoltării teoretice a modelului matematic a fost conceput un program de calcul numeric automat, adaptat rulării pe calculatorul de tip personal "PRAE-M"; program care permite calculul și afișarea tuturor parametrilor modelului; parametri descriși prin relațiile (2.1)...(2.23), cu un pas al iterației suficient de mic care să conducă la o precizie de modelare cât mai bună.

2.2. Program de calcul pentru modelarea procesului de profilare a benzilor

Programul de calcul denumit "P250" este conceput în limbaj Basic adaptat calculatorului "PRAE-M" și permite introducerea de către utilizator a parametrilor de intrare: R , T reprezentând raza de racordare și lungimea porțiunii rectilinii de pe aripa considerată a profilului final, distanța L dintre cajele de deformare ale mașinii de profilare precum și valoarea EL a alungirii maxime admise din muchia profilului. Programarea mărimii EL a deformației longitudinale admisibile a avut în vedere și faptul că practica dovedește posibilitatea intensificării procesului ca urmare a creșterii limitei de curgere tehnică $R_{p0,2}$ prin ecruisarea /73, 84, 103/ materialului în timpul profilării.







Schema logică a programului este prezentată în figura 2.7.

În prima parte a programului, se face un calcul iterativ al parametrilor modelului matematic de simulare a profilării cu un pas al iterației $B(I) = 2^\circ$, apelându-se la o subrutină de calcul. Prin calcul alungirii maxime din muchie pe baza relațiilor (2.9) și (2.10), pe baza comparațiilor acestei deformații cu deformația admisibilă programată și a atingerii unghiului total de îndoire $B(I) = 90^\circ$ se determină valoarea limită $B(I)$ LIM pe fiecare fază de profilare. În acest mod pe display se vizualizează pentru fiecare iterație respectiv pereche de role dintr-o cajă de deformare, parametrii geometrici realizați. La atingerea unghiului total $B(I) = 90^\circ$ se listează numai unghiurile limită pe fiecare fază precum și alungirile $E(I)$ și razele de îndoire $R(I)$ obținute.

Pornind de la considerentul că în general mașinile de profilare sînt constituite în mod uzual din 8 pînă la 12 caje de deformare, și că numai construcțiile cu destinație specială ajung la o compunere cu 14 pînă la 18 caje, în programul de calcul s-a limitat obținerea unghiului de îndoire $B(I) = 90^\circ$ pentru $I = 20$ caje. În cazul în care în urma a 20 cicluri de iterații nu se atinge $B(I) = 90^\circ$ programul afișează imposibilitatea continuării procesului. Rularea programului poate fi oprită și înaintea secvenței $I = 20$.

În următoarele două secțiuni programul continuă calculul iterativ cu același pas $B(I+1) = 2^\circ$ pe baza a două subrutine și prin compararea deformației longitudinale determinate numai pe baza relației (2.18) cu deformația admisibilă programată. El se stabilesc fazele de profilare pînă la atingerea unghiului total de îndoire $B(I+1) = 180^\circ$.

Pentru fiecare iterație pe display se afișează valorile parametrilor modelului, inclusiv deformația relativă stabilită cu relația (2.10) sau (2.19) și respectiv se pun în evidență valorile unghiulare limită de îndoire $B(I+1)$ LIM pe fiecare fază de profilare.

În figurile 2.8 și 2.9 se prezintă un exemplu pentru datele de intrare și respectiv valorile parțiale calculate pentru un caz de calcul.

2.2.1. Rezultate ale rulării programului "P 250".

În continuare se prezintă rezultatele rulării programului pentru trei cazuri verificate și experimental pe baza executării unor piese pe două mașini de profilare, una având 12 caje dispuse la o distanță $L = 250$ mm pentru profilul din figura 2.11 respectiv o altă mașină având 14 caje dispuse la o distanță $L = 600$ mm pentru profilul "jgheab furaje BP4-2.6" din figura 2.12. Profilul "falt dublu" din figura 2.10 a fost executat pe mașina de fâltuire MEF-35 având distanța între erechile de role $L = 120$ mm.

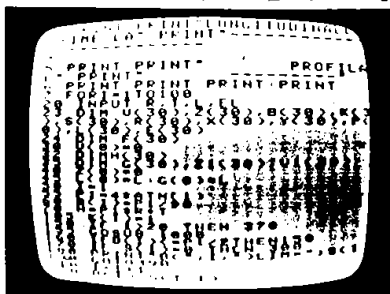


Fig. 2.8. Datele de intrare ale programului "P 250"

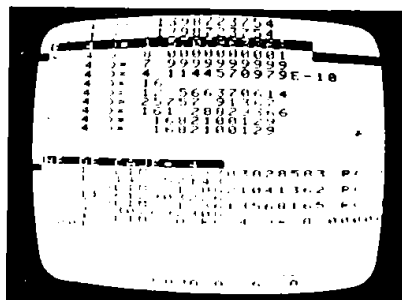


Fig. 2.9. Datele de ieșire ale programului "P 250"

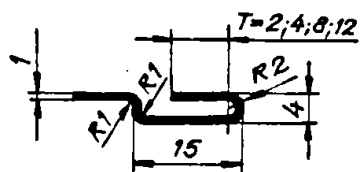


Fig. 2.10. Falt dublu executat pe mașina MEF-35B

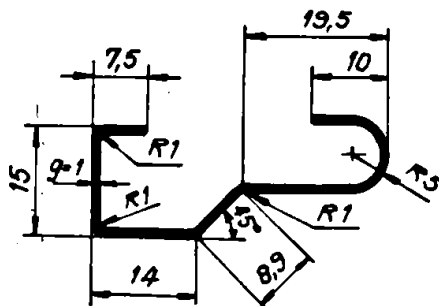


Fig. 2.11. Profil asimetric "Jgheab experimental"

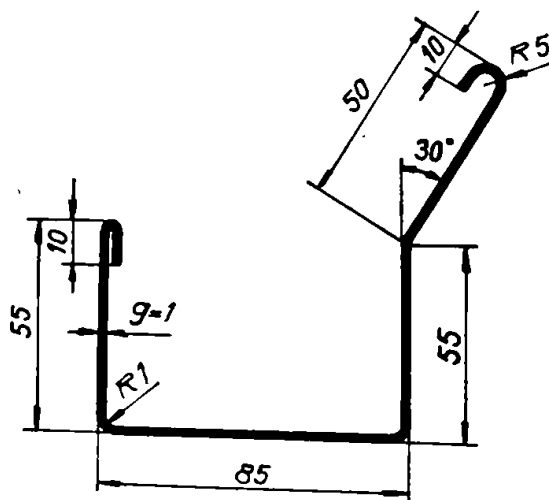


Fig. 2.12. Profilul asimetric "Jgheab furaje BP-4/2.6" / 143/

Stabilirea preciziei de modelare a procesului de profilare pe baza algoritmului descris, în vederea confirmării modelului matematic propus, s-a făcut prin trasarea diagramelor de dependență $E(I) = f(B(I))$ și $F(I) = f(B(I))$ în baza datelor teoretice obținute prin rularea pe calculator a programului "P 250" pentru parametrii R, T, L corespunzători aripilor marginale ale profilurilor din figurile 2.10, 2.11 și 2.12. Datele teoretice obținute au fost comparate cu valorile experimentale pentru aceleași profiluri, valori corespunzătoare unghiurilor de îndoire pe fiecare fază materializată prin perechile de role folosite. Valorile teoretice sînt centralizate în tabelurile 2.1, 2.2. și 2.3. respectiv diagramele de dependență ale deformației longitudinale de unghiurile de îndoire reprezentate în figurile 2.13, 2.14 , 2.15 și 2.16. Pe aceleași diagrame sînt marcate și punctele caracteristice pentru valorile discrete obținute experimental, prin măsurare pe piesele realizate în urma profilării.

Tabelul 2.1.

R = 5; T = 5 ; L = 250			R = 0,5 T=7,5 L=250		
B(I)	E(I)/%/	F(I)/%/	B(I)	E(I)/%/	F(I)/%/
0°	-	-	0°	-	-
10°	4E-03	-	14°	3E-03	-
30°	0.030	-	30°	0.014	-
44°	0.074	-	40°	0.025	-
52°	0.100	-	50°	0.039	-
58°	0.120	-	60°	0.054	-
62°	0.140	-	72°	0.075	-
70°	0.170	-	82°	0.094	-
74°	0.194	-	90°	0.100	-
80°	0.018	-	-	-	-
84°	0,037	-	-	-	-
88°	0.057	-	-	-	-
90°	0,06	-	-	-	-
104°	6.6E-03	-0.26	-	-	-
112°	0.018	-0.25	-	-	-
124°	0.04	-0.22	-	-	-
136°	0.064	-0.20	-	-	-
146°	0.09	-0.17	-	-	-
154°	0.11	-0.15	-	-	-
168°	0.16	-0.11	-	-	-
174°	0.18	-0.09	-	-	-

Din diagramele prezentate rezultă în cazul profilurilor pentru care aripa îndoită depășește unghiul $B(I) = 90^\circ$, evidențierea compresiunii longitudinale, având valori maxime pe primele faze, deformație care se micșorează la atingerea unghiului final. Pentru valori ale lățimii relative T/L a profilului, către limitele superioare $0,1 \dots 0,5$ întâlnite și în practică, se constată că mărimea compresiunii relative din muchia marginală atinge valori de $(-1,5 \dots -12)\%$, cazuri pentru care uneori se înregistrează și o instabilitate a aripei profilului în timpul procesului.

Tabelul 2.2

R=2; T=2; L=120			R=2; T=4; L=120			R=2; T=8; L=120			R=2; T=12; L=120		
B(I)	E(I) [%]	F(I) [%]	B(I)	E(I) [%]	F(I) [%]	B(I)	E(I) [%]	F(I) [%]	B(I)	E(I) [%]	F(I) [%]
12°	4E-03	-	12°	0,021	-	10°	0,013	-	92°	9E-4	-1,554
20°	0,011	-	20°	0,047	-	12°	0,018	-	100°	0,022	-1,537
30°	0,024	-	30°	0,067	-	20°	0,050	-	108°	0,071	-1,489
36°	0,035	-	36°	0,099	-	26°	0,087	-	114°	0,125	-1,435
44°	0,051	-	44°	0,136	-	30°	0,115	-	118°	0,170	-1,392
52°	0,071	-	52°	0,188	-	34°	0,147	-	120°	0,194	-1,368
62°	0,098	-	66°	0,011	-	38°	0,182	-	124°	1,9E-4	-0,219
70°	0,122	-	72°	0,046	-	44°	0,040	-	132°	5,9E-3	0,213
80°	0,154	-	76°	0,070	-	50°	0,160	-	140°	0,023	-0,194
86°	0,174	-	82°	0,107	-	52	0,153	-	146°	0,046	-0,173
88°	0,181	-	84°	0,120	-	56°	0,178	-	154°	0,034	-0,125
90°	0,188	-	86°	0,130	-	58°	0,195	-	156°	0,109	-0,111
92°	9,6E-5	-0,188	90°	0,158	-	60°	0,020	-	158°	0,126	-0,093
106°	5,9E-3	-0,182	92°	1,9E-4	-0,357	66°	0,100	-	164°	0,180	-0,033
112°	0,011	-0,177	104°	3,1E-3	-0,348	68°	0,130	-	168°	7E-4	-0,208
118°	0,017	-0,170	112°	0,022	-0,335	70°	0,160	-	172°	6,4E-3	-0,202
128°	0,031	-0,156	116°	0,030	-0,326	74°	0,185	-	174°	0,018	-0,190
136°	0,044	-0,143	130°	0,069	-0,288	78°	0,058	-	178°	0,026	-0,182
142°	0,056	-0,132	140°	0,104	-0,253	82°	0,117	-	180°	0,028	-0,180
148°	0,068	-0,120	146°	0,127	-0,238	84°	0,147	-			
156°	0,085	-0,103	154°	0,161	-0,188	86°	0,170	-	R=2; T=8; L=120		
170°	0,116	-0,072	160°	0,187	-0,170	90°	0,198	-	B(I)	E(I) [%]	F(I) [%]
176°	0,129	-0,058	164°	0,196	-0,161	92°	4,7E-4	-0,855	150°	0,013	-0,197
180°	0,130	-0,056	166°	1,2E-4	-0,204	106°	0,030	-0,826	156°	0,027	-0,183
			170°	1E-3	-0,203	114°	0,066	-0,710	170°	0,085	-0,125
			174°	3,1E-3	-0,201	122°	0,115	-0,741	174°	0,109	-0,102
			176°	4,5E-3	-0,200	126°	0,145	-0,712	176°	0,122	-0,087
			180°	0,014	-0,189	130°	0,177	-0,680	180°	0,136	-0,07
						142°	2,9E-3	-0,208			

Tabelul 2.3

$R=5; T=5; L=600$			$R=0; T=10; L=600$		
$B(I)$	$E(I) [\%]$	$F(I) [\%]$	$B(I)$	$E(I) [\%]$	$F(I) [\%]$
0°	—	—	0°	—	—
20°	$2.7E-03$	—	22°	$1.6E-03$	—
30°	$6.1E-03$	—	38°	$5.8E-03$	—
44°	0.012	—	52°	0.010	—
60°	0.023	—	62°	0.014	—
75°	0.035	—	76°	0.020	—
86°	0.043	—	90°	0.027	—
90°	0.052	—	94°	$6.E-05$	-0.029
104°	$1.5E-03$	-0.040	106°	$1E-03$	-0.026
120°	$5E-03$	-0.040	126°	$5E-03$	-0.020
138°	0.012	-0.030	138°	$9E-03$	-0.015
156°	0.021	-0.025	150°	0.013	-0.013
172°	0.030	-0.016	164°	0.020	$-7E-03$
178°	0.030	-0.010	180°	0.027	$-9E-04$
180°	0.030	-0.010	—	—	—

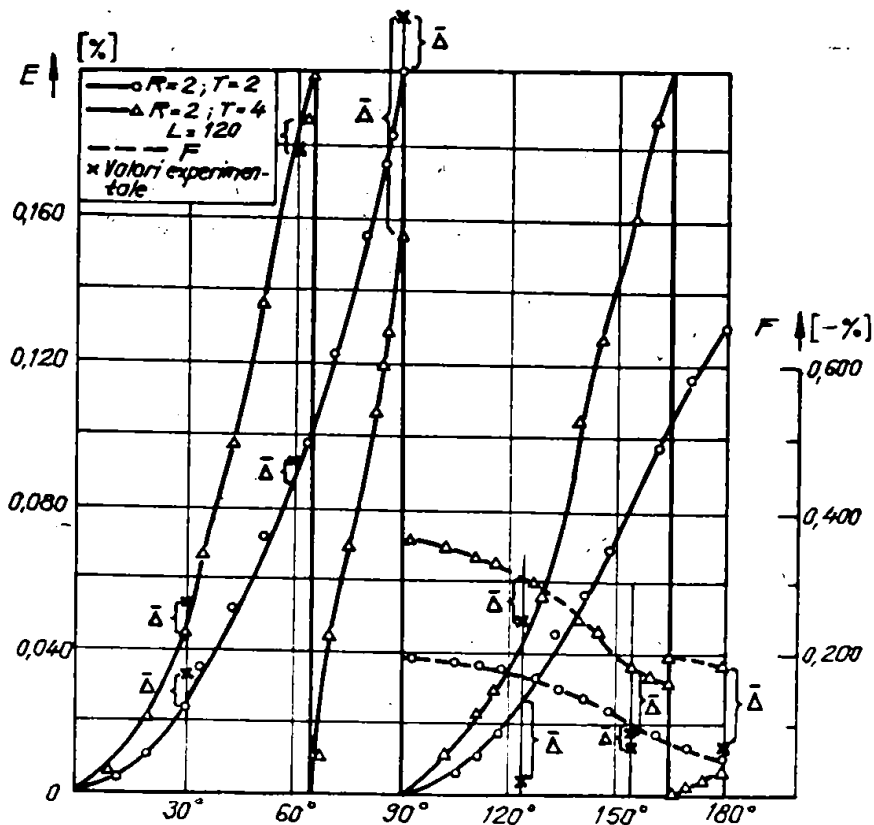


Fig.2.13. Dependența teoretică a deformației maxime longitudinale de unghiul de îndoire, la profilarea reperului "falt dublu" pentru $T=2$ și $T=4$

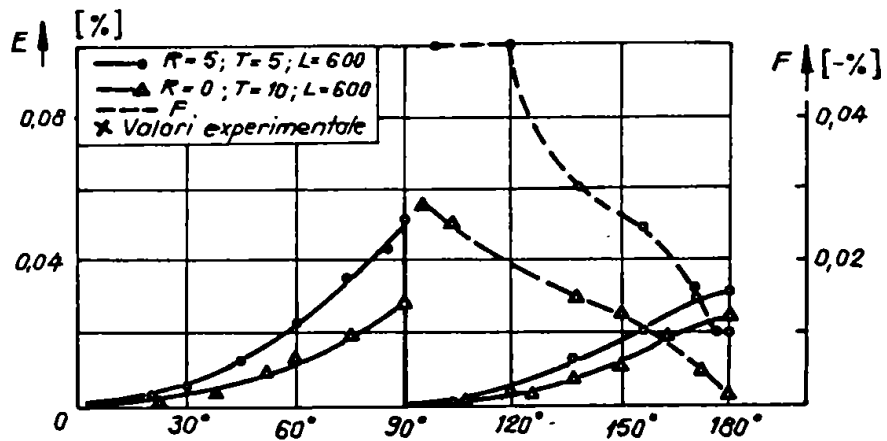


Fig.2.14. Dependența teoretică a deformației maxime longitudinale de unghiul de îndoire, la profilarea reperului "jgheab furaje BP-4/2.6"

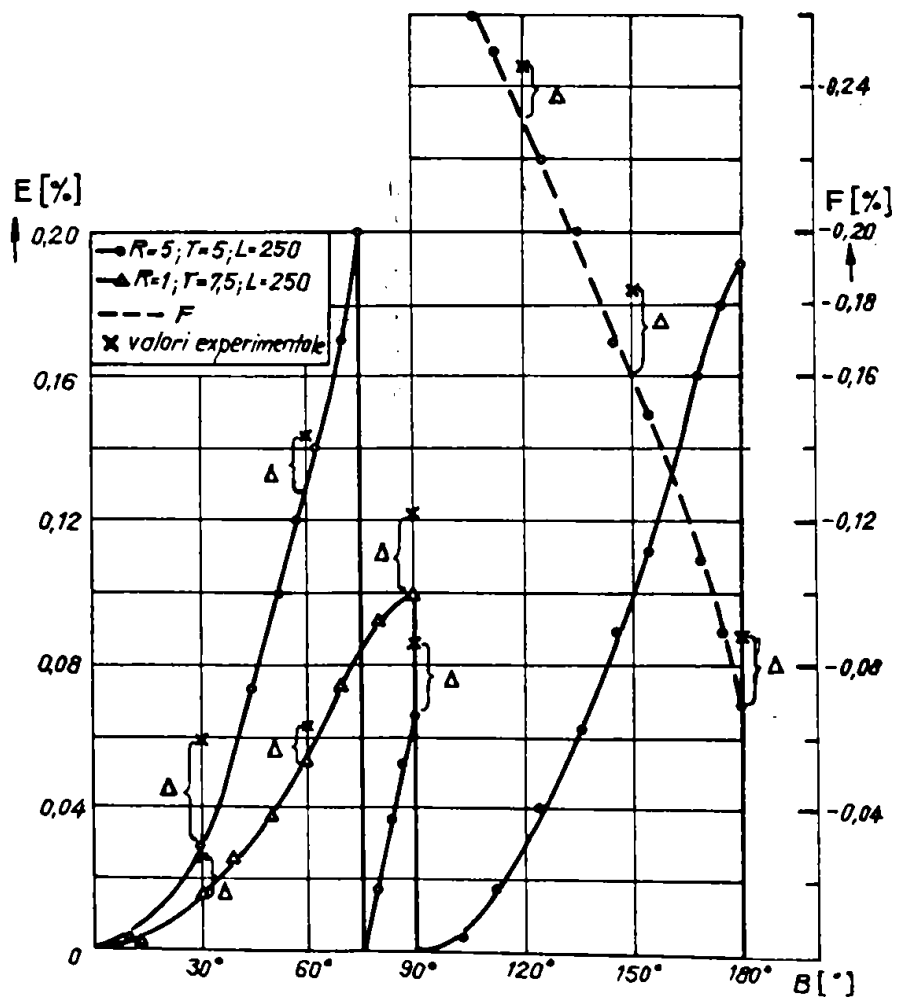


Fig.2.15. Dependența teoretică a deformației longitudinale maxime la profilarea reperului "jgheab experimental"

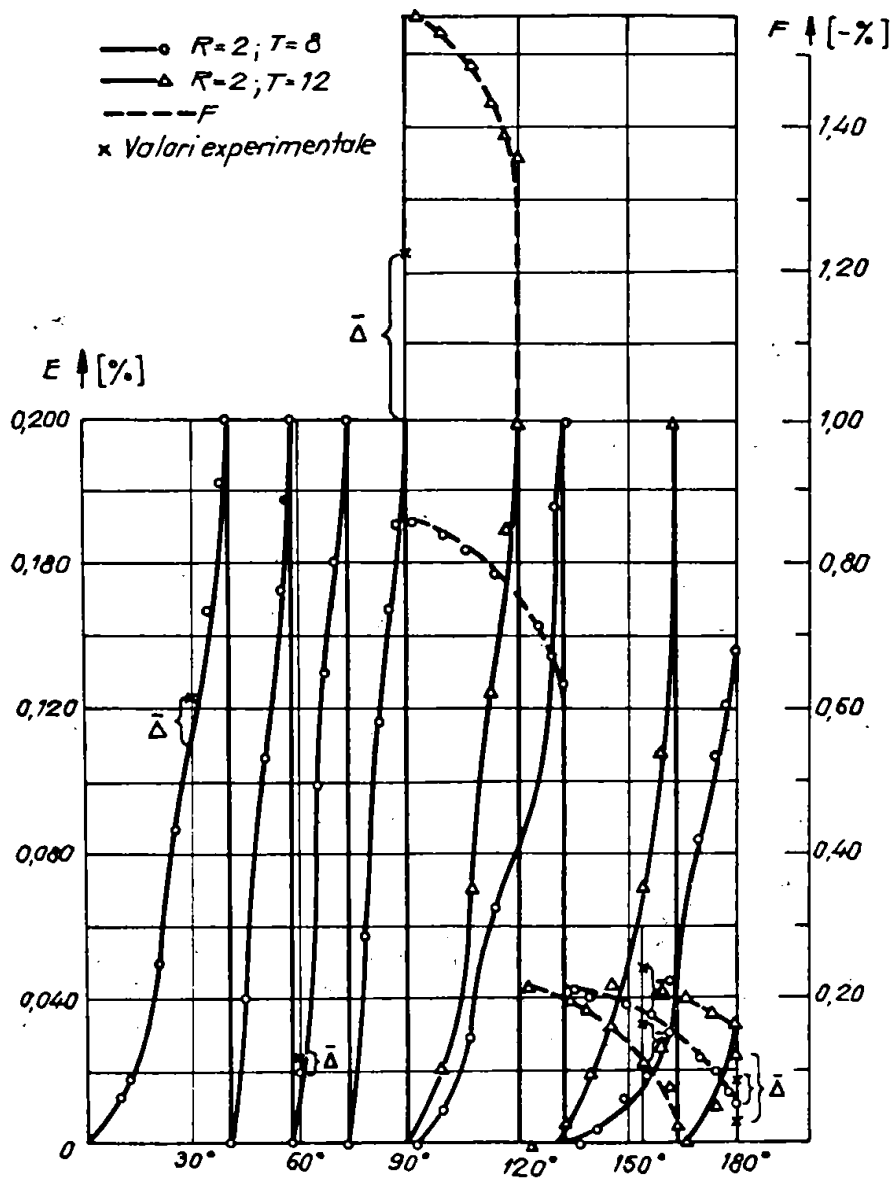


Fig.216. Dependența teoretică a deformației longitudinale maxime la profilarea reperului "falt dublu" pentru $T = 8$ și $T = 12$

2.3. Cercetări experimentale privind determinarea deformației longitudinale maxime la profilare.

2.3.1. Cu privire asupra unor metode experimentale de studiu al deformațiilor în procese de prelucrare prin presare.

Studiul experimental al deformațiilor se poate face prin metode cunoscute în literatura de specialitate /55, 58, 59, 115/ respectiv practicînd în semifabricatul bandă pe zonele stu-

diate o rețea de orificii circulare și care în urma profilării pun în evidență prin trecerea în formă eliptică, a direcțiilor și deformațiilor principale. Această metodă prezintă însă dezavantajul că orificiile practicate în semifabricat schimbă starea de tensionare în raport cu banda intactă, rezultatele obținute putând conduce uneori la interpretări eronate.

Metodele de studiu avînd la bază metoda rețelelor trasate /61, 87, 98/ pe semifabricat permit obținerea unor rezultate corespunzătoare stării reale de tensionare pentru cazul studiat de prelucrare, dar pretind o tehnologie adecvată de trasaj /13, 46, 62/ prin aplicarea unor lacuri fotosensibile sau prin folosirea unor dispozitive de trasaj prin zgîriere de precizie ridicată.

Punerea în evidență a stării de tensionare-deforma-re poate fi făcută prin așa numitele metode ale deformației finale. O răspîndire largă a metodelor din această grupă, au avut-o cele propuse de cercetătorii Zibeli, E. /122, 123/ și Pașkov, P. /57/ și fundamentate și de Smirnov Aliaev în lucrarea /97/.

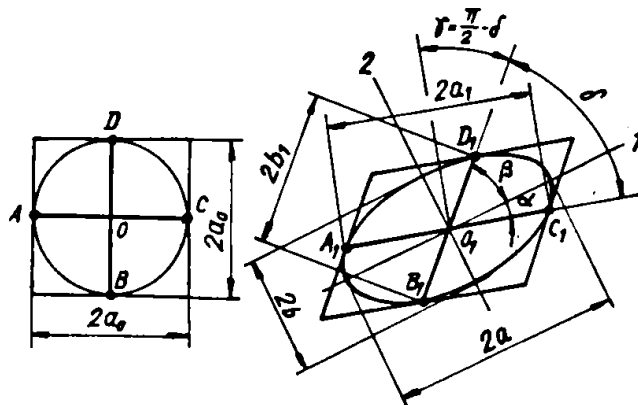


Fig.2.17. Schema determinării stării de deformare prin metoda experimentală propusă de Zibeli, E. /97/

Metoda Zibeli constă în trasarea pe suprafața semifabricatului a unei rețele de cercuri și care în urma deformării primesc forma eliptică. Parametrii rețelei sînt reprezentați în figura 2.17, înainte și după deformare.

Deformațiile principale sînt evidențiate de mărimea parametrilor rețelei după deformare în raport cu valorile inițiale.

Mărimea axelor principale ale elipsei se determină cu relațiile:

$$\left. \begin{aligned} 2a &= 2 \left\{ 0,5(a_1^2 + b_1^2) + 0,5 \left[(a_1^2 + b_1^2)^2 - 4a_1^2 \cdot b_1^2 \cdot \sin^2 \delta \right]^{0,5} \right\}^{0,5} \\ 2b &= 2 \left\{ 0,5(a_1^2 + b_1^2) - 0,5 \left[(a_1^2 + b_1^2)^2 - 4a_1^2 \cdot b_1^2 \cdot \sin^2 \delta \right]^{0,5} \right\}^{0,5} \end{aligned} \right\} \quad (2.24)$$

Unghiul dintre axe principale ale elipsei se definește cu relația:

$$\operatorname{tg} \alpha = 0,5 \left(1 - \frac{b^2}{a^2}\right) \cdot \operatorname{tg} \delta - 0,5 \left[\left(1 - \frac{b^2}{a^2}\right) \cdot \operatorname{tg} \delta - 4 \frac{b^2}{a^2}\right]^{0,5} \quad (2.25)$$

Componentele deformațiilor principale reale sînt:

$$e_1 = \ln \frac{a}{a_0} = 0,5 \cdot \ln \frac{a_1^2 + b_1^2 + [(a_1^2 + b_1^2)^2 - 4a_1^2 \cdot b_1^2 \cdot \sin^2 \delta]^{0,5}}{2a_0} \quad (2.26)$$

$$e_2 = \ln \frac{b}{b_0} = 0,5 \cdot \ln \frac{a_1^2 + b_1^2 - [(a_1^2 + b_1^2)^2 - 4a_1^2 \cdot b_1^2 \cdot \sin^2 \delta]^{0,5}}{2a_0} \quad (2.27)$$

respectiv deformația reală medie are valoarea:

$$e_i = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{e_1^2 + e_2^2 + e_1 \cdot e_2} \quad (2.28)$$

Prin metoda Paskov se determină modificarea unei rețele de drepte rectangulare trasate conform schemei din figura 2.18 pe suprafața semifabricatului.

În urma deformării unghiului format de dreptele rețelei se modifică:

$$\delta_1 = \frac{\sqrt{3}}{2} - (\alpha_1 + \beta_1), \quad (2.29)$$

deformația reală a rețelei putînd fi exprimată prin relația:

$$e(\varphi) = 0,5 \ln \frac{b_1^2 + n^2 \cdot a_2^2 + 2n \cdot a_1 \cdot b_1 \cdot \cos \delta_1}{(1+n^2) \cdot a_0^2} \quad (2.30)$$

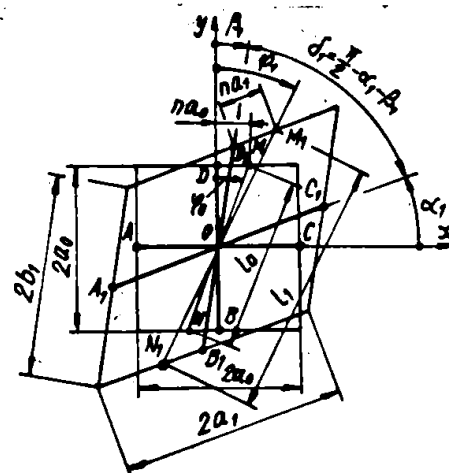


Fig. 2.18. Schema determinării stării de deformare prin metoda Paskov /57/

Parametrul n are expresia:

$$n_{1,2} = \frac{a_1^2 - b_1^2 \pm [(a_1^2 - b_1^2) + 4a_1 \cdot b_1 \cdot \cos^2 \delta_1]^{0,5}}{2 \cdot a_1 \cdot b_1 \cdot \cos \delta_1} \quad (2.31)$$

pentru care deformațiile reale principale au valorile:

$$e_{1,2} = 0,5 \ln \frac{a_1^2 + b_1^2 \pm [(a_1^2 + b_1^2)^2 - 4a_1 \cdot b_1 \cdot \sin^2 \delta_1]^{0,5}}{2a_0^2} \quad (2.32)$$

Alte metode /97,98,99,100/ experimentale pentru evidențierea stării de deformare au la bază modificările microstructurale care intervin în timpul prelucrării prin deformarea plastică, sau modificarea microdunității în diverse zone caracteristice ale piesei.

Luînd în considerare posibilitățile existente în laboratorul de tehnologia presării la rece, s-a optat pentru metoda Zibeli, pentru piesele prezentate în figurile 2.10, 2.11 și 2.12 fiind realizate un număr de semifabricate carciate. Pentru realizarea trasajului semifabricatele fîșie au fost degresate și pregătite pentru trasare prin imersare într-o baie de sulfat de cupru în vederea realizării acoperirii suprafețelor cu un strat subțire de cupru, astfel încît realizarea prin zgîriere fină a rețelei trasate să se facă cu un contrast optim. Realizarea rețelei s-a făcut pe o mașină de frezare de sculărie tip FUS 22 revăzută cu de lasarea în două coordonate a mesei cu poziționare optică cu o precizie de 0,002 mm, prin zgîriere cu un vîrf armat cu carbură metalică și ascuțit corespunzător, vîrf plasat într-un dispozitiv de alezare, care să permită trasarea atît a rețelei de drepte, cît și a unei rețele de cercuri avînd diametrul reglabil prin reglarea excentricității vîrfului în raport cu axa cozii dispozitivului. În figura 2.19 se prezintă o vedere asupra montajului pentru trasaj.



Fig.2.19. Vederea asupra montajului pentru trasare

Măsurarea parametrilor rețelei s-a realizat pe un microscop universal de atelier de tip JGX-2 (China) cu o precizie de 0,001 mm, respectiv pe mașina de măsurat lungimi de tip IZM-10 M (URSS).

2.3.2. Determinări experimentale privind deformațiile longitudinale la profilarea reperelor : "Falt dublu", "Jgheab experimental" și "Jgheab BP-4/2.6".

În vederea realizării determinărilor experimentale s-au realizat cîte 5 semifabricate corespunzătoare fiecărui reper pe care după pregătirea suprafeței s-au trasat rețele de carciaj conform schemei din figura 2.20.

Cercetarea experimentală a deformației longitudinale maxime, în profilul obținut prin îndoire pe mașini cu role a urmărit următoarele aspecte principale:

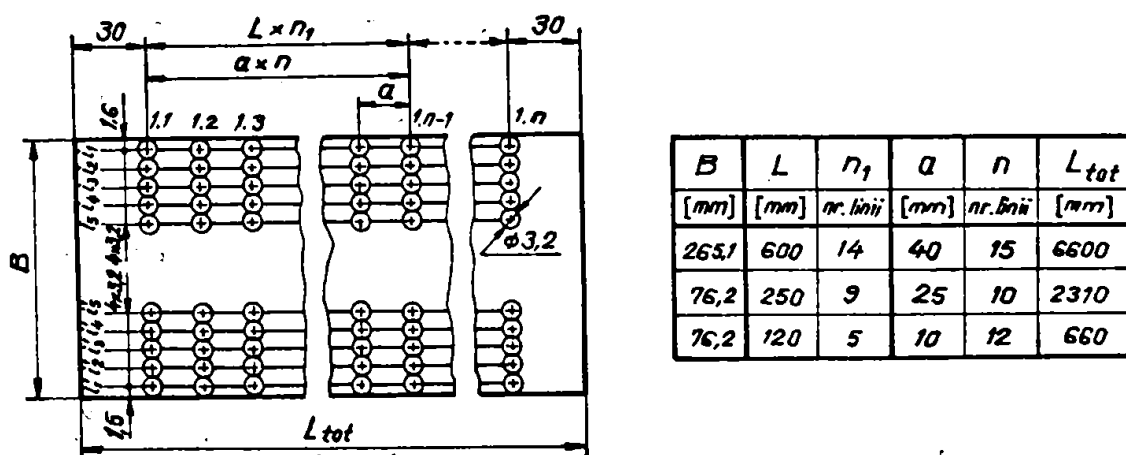


Fig.2.20. Schema de realizare a camajului pe semifabricat pentru determinarea deformațiilor longitudinale maxime

1. verificarea ipotezelor privind apariția stării de compresiune longitudinală și stabilirea unui criteriu de stabilitate a procesului de deformare,

2. verificarea preciziei de simulare a procesului pentru modelul matematic teoretic, propus pentru definirea fazelor limită de profilare,

3. definirea experimentală a deformațiilor longitudinale din aripa profilului pentru stabilirea stării reale de deformare și tensionare a materialului,

4. aprecieri asupra lungimii porțiunii de trecere în vederea determinării analitice a parametrilor energetici.

În tabelurile 2.4., 2.5., și 2.6. se prezintă valorile medii ale parametrilor experimentali, obținuți prin măsurare, pentru reperele studiate. Valorile deformațiilor reale, sînt determinate prin metoda Zibeli, respectiv valorile relative sînt obținute prin relația de legătură între aceste deformații.

Trebuie precizat faptul că pentru compararea rezultatelor experimentale cu cele teoretice existența unor mici diferențe se datorează și faptului că materializarea unghiurilor limită nu a fost posibilă prin folosirea unui set de role avînd creșterea unghiurilor de profilare cu un pas mic de 2° ca și în cazul modelului matematic. Din motive tehnico-economice, au fost folosite seturi de role utilizate pentru cercetările aplicative industriale, sau cele din dotarea mașinilor utilizate și prin urmare saltul de la o fază la alta, este diferențiat pentru cele două cazuri.

De asemenea în cercetarea experimentală s-a urmărit starea de deformare numai pe aripile extreme, chiar și în cazuri complexe, având mai multe linii de îndoire, interesînt în specialdeformațiile maxime.

În scopul stabilirii influenței înălțimii relative T/L , trasarea a urmărit în secțiune transversală, evidențierea prin puncte de măsurare i_1, i_2, \dots, i_4 , respectiv i_1', i_2', \dots, i_4' stabilirea deformațiilor după cele două axe principale de tensionare, 1 direcția de avans și direcția 2 perpendiculară pe prima, determinările fiind făcute în câte două planuri succesive 1.1, 1.2, ... 2.1., 2.2., ... j_1, j_2 , pentru cele j faze de profilare materializate prin rolele utilizate.

Pentru stabilirea distribuției longitudinale ale deformației maxime, pe porțiunea de trecere, în scopul stabilirii lungimii reale a "focarului de deformare", parametru necesar determinării mărimilor energetice, forță și moment de deformare, numai pentru profilul din figura 2.10. respectiv "falț dublu" s-a urmărit stabilirea experimentală a deformației longitudinale pentru marginea piesei, pe toată lungimea porțiunii dintre două caje, respectiv punctele $i_1, 1.1 \dots 1.12, 1_1, 2.1 \dots \dots 2.12, i_1, 6.1 \dots 6.12$. Trebuie remarcat faptul că pentru acest profil există practic o linie de îndoire marginală pentru care se înregistrează creșterea unghiului de îndoire pentru realizarea profilului, respectiv a doua linie cu realizarea din prima fază de profilare a unei îndoiri de mică înălțime cu profil constant în continuare, pentru ghidarea în perechile de role, profilarea avînd deci un caracter unilateral nesimetric. Pentru eliminarea influenței la prima fază aît asupra stării de deformare cît și asupra parametrilor energetici care au fost măsurați, a acestei îndoiri "de ghidare", s-a procedat la realizarea acestei porțiuni în afara procesului de profilare prin îndoirea pe o presă universală PT-60, astfel încît la profilare s-a deformat practic numai zona marginală.

Analizînd valorile experimentale ale deformației, valori prezentate în tabelurile 2.4, 2.5., și 2.6. rezultă cîteva aspecte particulare:

- pentru unghiuri totale de îndoire de pînă la 90° , valorile experimentale sînt în medie cu 3...15% mai mari decît cele teoretice care consideră deformarea uniformă, pe lungimea dintre două caje. De asemenea pentru unghiuri între 90 și 100° valorile experimentale sînt mai mari cu 1...14%, mai ales pentru

Tabelul 2.4

Nr. crt. longitudinal	Nr. crt. transversal				Nr. crt. transversal				δ (grad)	Nr. crt. transversal (Deformațiile reale principale)				Nr. crt. transversal (Deformațiile relative principale)				Valoarea medie a erorilor date de material teoretic	Urmasul de notare pe cajo i (i=1,2,...,6)	
	$2a_0$ [mm]				$\frac{2a_1}{2b_1}$ [mm]					rel. (2.26)		rel. (2.27)		$E_1 = (e^{e_1} - 1) \cdot 10^{-2}$ [%] E_2 teoretic [%]						
	i_1	i_2	i_3	i_4	i_1	i_2	i_3	i_4		i_1	i_2	i_3	i_4	i_1	i_2	i_3	i_4			
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	
1.1	3.230	3.225	3.245	3.210	3.237	3.229	3.247	3.211	5°7'	0.136	0.116	0.059	0.030	0.216	0.124	0.067	0.031	-7,8 ;	30°	
					3.229	3.224	3.245	3.230			(-0,04)	(-0,03)	0	0	0.199	0.115	0.067	0.024		-7,2 ;
1.2	3.220	3.285	3.230	3.245	3.229	3.283	3.233	3.245			0.240	0.114	0.088	0.059	0.279	0.121	0.092	0.061		+8,9 ;
					3.218	3.284	3.230	3.245			(-0,05)	(-0,03)	0	0	0.199	0.115	0.067	0.024		-21
1.3	3.215				3.223						0.221				0.248					-28,6
					-						-				-					-4,9
1.4	3.230				3.233						0.08				0.090					-27,1
					-						-				-					-39,3
1.5	3.275				3.277						0.06				0.065					
					-						-				-					
1.6	3.245				3.248						0.08				0.092					
					-						-				-					
1.7	3.245				3.245					0.059				0.061						
					-					-				-						
1.8	3.240				3.243					0.084				0.093						
					-					-				-						
1.9	3.230				3.232					0.060				0.062						
					-					-				-						
1.10	3.240				3.244					0.116				0.123						
					-					-				-						
1.11	3.235				3.237					0.059				0.061						
					-					-				-						
1.12	3.237				3.234					0.088				0.092						
					-					-				-						
2.1	3.225	3.280	3.280	3.265	3.233	3.287	3.286	3.268	10°27'	0.221	0.193	0.167	0.187	0.248	0.213	0.182	0.034	-19,3	60°	
					3.223	3.279	3.288	3.266			(-0,04)	(-0,03)	0.06	0.139	0.203	0.195	0.188	0.034		-8,4
2.2	3.240	3.245	3.260	3.220	3.248	3.252	3.265	3.223			0.22	0.194	0.142	0.088	0.246	0.215	0.152	0.033		3,2
					3.239	3.244	3.246	3.227			(-0,03)	(-0,03)	0.078	0.21	0.200	0.185	0.188	0.038		7,1
2.3	3.230				3.237						0.196				0.216					-18,6
					-						-				-					-9,3
2.4	3.225				3.237						0.170				0.186					18,6
					-						-				-					5,1
2.5	3.255				3.257						0.059				0.067					
					-						-				-					
2.6	3.250				3.253						0.088				0.092					
					-						-				-					
2.7	3.270				3.273					0.087				0.091						
					-					-				-						
2.8	3.220				3.224					0.176				0.124						
					-					-				-						
2.9	3.240				3.242					0.054				0.067						
					-					-				-						
2.10	3.245				3.248					0.059				0.067						
					-					-				-						
2.11	3.280				3.283					0.087				0.091						
					-					-				-						
2.12	3.270				3.274					0.175				0.122						
					-					-				-						

- NOTĂ :
1. Pentru fiecare fază de profilare s-au făcut observații privind deformațiile longitudinale și transversale în două planuri succesive pentru verificarea valorilor teoretice, ale deformațiilor longitudinale
 2. Pentru fiecare fază s-au observat valorile deformației longitudinale în planuri succesive 1.3.....1.12, 2.3.....2.12,6.3.....6.12, în scopul determinării lunării porțiunii de trecere

Tabelul 2.4 (continuare)

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	
3.1	3.224	3.232	3.238	3.238	3.233	3.240	3.215	3.215	1532	0.206	0.220	0.195	0.195	0.279	0.247	0.216	0.216	-28,3	90°	
					3.227	3.230	3.243	3.242		(-0,36)	(-0,06)	0,154	0,123	0,200	0,199	0,158	0,188	-19,8		
3.2	3.242	3.238	3.242	3.240	3.250	3.245	3.248	3.244		0,219	0,195	0,169	0,116	0,246	0,216	0,185	0,123	-26,8		
					3.241	3.235	3.247	3.246		(-0,03)	(-0,09)	0,143	0,169	0,200	0,198	0,158	0,188	-12,9		
3.3	3.234				3.246					0,315					0,371					-18,6
					-					-					-					-14,5
3.4	3.230				3.238					0,220					0,247					34,5
					-					-					-					
3.5	3.238				3.241					0,088					0,092					$\bar{\Delta} = -12,3$
					-					-					-					[%]
3.6	3.240				3.242					0,059					0,061					
					-					-					-					
3.7	3.244				3.247				0,088					0,092						
					-				-					-						
3.8	3.234				3.236				0,059					0,061						
					-				-					-						
3.9	3.230				3.233				0,088					0,092						
					-				-					-						
3.10	3.226				3.229				0,088					0,092						
					-				-					-						
3.11	3.228				3.229				0,029					0,030						
					-				-					-						
3.12	3.224				3.226				0,060					0,062						
					-				-					-						
4.1	3.262	3.284	3.268	3.240	3.200	3.236	3.249	3.238	1174	-1,06	-0,90	-0,45	-0,05	-1,98	-1,46	-0,581	-0,867	18,4	125°	
					3.264	3.287	3.320	3.336		0,06	0,09	1,59	2,96	-1,55	-0,855	-0,326	-0,156	-43,3		
4.2	3.266	3.224	3.228	3.232	3.212	3.182	3.212	3.198		-0,92	-0,83	-0,402	-0,116	-1,53	-1,30	-0,495	-0,123	-56,1		
					3.269	3.226	3.288	3.228		0,09	0,06	1,73	2,97	-1,55	-0,855	-0,326	-0,156	39,1		
4.3	3.248				3.189					-1,03					-1,81					1,2
					-					-					-					-34,2
4.4	3.262				3.190					-1,02					-1,77					34,1
					-					-					-					-21,1
4.5	3.238				3.232					-0,169					-0,16					
					-					-					-					
4.6	3.242				3.235					-0,106					-0,21					
					-					-					-					
4.7	3.232				3.228				0,115					-0,125						
					-				-					-						
4.8	3.242				3.230				-0,143					-0,154						
					-				-					-						
4.9	3.226				3.224				-0,116					-0,123						
					-				-					-						
4.10	3.248				3.243				-0,143					-0,153						
					-				-					-						
4.11	3.240				3.234				-0,169					-0,185						
					-				-					-						
4.12	3.260				3.254				-0,168					-0,184						
					-				-					-						

Tabelul 2.4 (continuare)

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
5.1	3.226	3.224	3.226	3.228	3.218 3.228	3.218 3.231	3.223 3.244	3.223 3.528		-0.22 0.062	-0.17 0.093	-0.149 0.443	-1.143 .33	-0.247 -0.219	-0.186 -0.183	-0.161 -0.188	-0.154 -0.103	11,6 1,6	
5.2	3.224	3.225	3.226	3.228	3.215 3.227	3.219 3.228	3.220 3.240	3.226 3.508		-0.246 0.088	-0.17 0.088	-0.169 0.360	-1.169 2.26	-0.279 -0.219	-0.186 -0.183	-0.185 -0.188	-0.185 -0.183	-14,3	
5.3	3.224				3.216 -					-0.227 -				-0.248 -				33,1	
5.4	3.226				3.223 -					-0.088 -				-0.092 -				21,5	
5.5	3.222				3.220 -					-0.060 -				-0.062 -				1,6	
5.6	3.228				3.225 -					-0.088 -				-0.092 -				-1,6	
5.7	3.226				3.227 -				4°15'	-0.143 -				-0.154 -				-44	
5.8	3.225				3.223 -					-0.060 -				-0.062 -				$\bar{\Delta} = 1,2$	155°
5.9	3.224				3.221 -					-0.088 -				-0.093 -				$\Delta = 10$	
5.10	3.222				3.220 -					-0.060 -				-0.062 -				$\Delta = 10$	
5.11	3.226				3.223 -					-0.088 -				-0.092 -				$\Delta = 10$	
5.12	3.222				3.220 -					-0.060 -				-0.062 -				$\Delta = 10$	
6.1	3.232	3.230	3.228	3.228	3.226 3.234	3.224 3.234	3.224 3.380	3.225 3.520		-0.170 0.060	-0.169 1.116	-0.116 1.74	-0.088 2.30	-0.186 -0.208	-0.185 -0.197	-0.173 -0.183	-0.092 -0.056	-11,05 6,4	
6.2	3.228	3.226	3.230	3.226	3.221 3.228	3.222 3.233	3.226 3.374	3.222 3.515		-0.135 0.060	-0.116 0.088	-0.116 1.69	-1.116 2.23	-0.216 -0.208	-0.173 -0.197	-0.174 -0.183	-0.114 -0.056	-34,9 39,2	
6.3	3.228				3.225 -					-0.092 -				-0.092 -				37,5	
6.4	3.234				3.231 -					-0.088 -				-0.092 -				3,7	
6.5	3.220				3.218 -					-0.060 -				-0.062 -				34,3	
6.6	3.228				3.225 -					-0.092 -				-0.092 -				44,3	
6.7	3.234				3.231 -				1°37'	-0.088 -				-0.092 -				$\Delta = 14,3$	
6.8	3.228				3.226 -					-0.059 -				-0.061 -				$\Delta = 14,3$	
6.9	3.230				3.228 -					-0.059 -				-0.061 -				$\Delta = 14,3$	
6.10	3.226				3.223 -					-0.088 -				-0.092 -				$\Delta = 14,3$	
6.11	3.228				3.226 -					-0.088 -				-0.092 -				$\Delta = 14,3$	
6.12	3.232				3.230 -					-0.059 -				-0.061 -				$\Delta = 14,3$	180°

Tabelul 2.5

Nr. crt. ingrijudin.	Nr. crt. transversal		Nr. crt. transversal		δ [grad]	Nr. crt. transversal (deformatiile reale principale)		Nr. crt. transversal (deformatiile relative principale)		Valoarea medie a erorilor date de matr. teoretic	Unghiul de indoire pe oja i (i=1,2,...,5)
	$2a_0$ [mm]		$\frac{2a_1}{2b_1}$ [mm]			ϵ_1 rel. (2.26) ϵ_2 rel. (2.27)		$\epsilon_1 = (e^{\epsilon_1} - 1) \cdot 10^{-2}$ [%] $\epsilon_{teoretic}$ [%]			
	l_1	l_1'	l_1	l_1'		ϵ_1	ϵ_2	ϵ_1	ϵ_2		
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
1.1	3.224	3.228	3.225	3.230	3°	0.030	0.060	0.031	0.062	$\bar{\Delta} = 47,2$ [%]	30°/30°
1.2	3.226	3.226	3.227	3.228	3/40	0.029	0.059	0.030	0.061		
2.1	3.222	3.224	3.224	3.229	5°	0.060	0.144	0.062	0.155	$\bar{\Delta} = 13,5$ [%]	60°/60°
2.2	3.228	3.228	3.230	3.233	7/20	0.059	0.143	0.061	0.154		
3.1	3.224	3.226	3.227	3.229	13°	0.088	0.082	0.093	0.092	$\bar{\Delta} = 12,3$ [%]	90°/30°
3.2	3.226	3.226	3.230	3.228	15/20	0.116	0.060	0.113	0.062		
4.1	—	—	—	—	12°	—	—	—	—	—	90°/30°
4.2	—	—	—	—	15/10	—	—	—	—		
5.1	—	3.224	—	3.214	8°/10	—	-0.27	—	-0.31	$\bar{\Delta} = 11,2$ [%]	90°/105°
5.2	—	3.226	—	3.217	10/20	—	-0.245	—	-0.278		
6.1	—	3.225	—	3.216	5°/20	—	-0.246	—	-0.273	$\bar{\Delta} = 16,1$ [%]	90°/120°
6.2	—	3.222	—	3.214	6°/15	—	-0.221	—	-0.248		
7.1	—	3.226	—	3.220	2°	—	-0.169	—	-0.185	$\bar{\Delta} = 13,5$ [%]	90°/150°
7.2	—	3.224	—	3.217	3/2	—	-0.196	—	-0.217		
8.1	—	3.228	—	3.225	1°	—	-0.098	—	-0.112	$\bar{\Delta} = 15,5$ [%]	90°/180°
8.2	—	3.226	—	3.224	2°	—	-0.054	—	-0.061		

Notă: nu s-a urmărit deformatia transversală 2 b₁

Tabelul 2.6

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
1.1	3.222	3.224	3.222*	3.226	—	ϕ^*	0.059	ϕ^*	0.062	$\bar{\Delta} = 5,6$ [%]	30°/30°
1.2	3.224	3.226	3.224*	3.228	—	ϕ^*	0.051	ϕ^*	0.061		
2.1	3.220	3.228	3.221	3.229	3°	0.030	0.021	0.031	0.023	$\bar{\Delta} = 37,8$ [%]	60°/60°
2.2	3.226	3.226	3.227	3.228	7°	0.030	0.051	0.031	0.061		
3.1	3.224	3.224	3.225	3.226	8°	—	—	0.031	0.062	$\bar{\Delta} = 20,7$ [%]	90°/90°
3.2	3.226	3.224	3.227	3.227	8°	—	—	0.030	0.061		
4.1	3.224	3.226	3.223	3.224	7°	—	—	-0.031	-0.061	$\bar{\Delta} = 26,7$ [%]	110°/35°
4.2	3.222	3.224	3.221	3.221	8°	—	—	-0.030	-0.061		
5.1	3.226	3.224	3.226	3.223	5°	—	—	ϕ^*	-0.031	$\bar{\Delta} = 5,9$ [%]	150°/100°
5.2	3.226	3.226	3.226	3.223	6°	—	—	-0.013	-0.040		
6.1	3.224	3.222	3.224	3.221	5°	—	—	ϕ^*	-0.031	$\bar{\Delta} = 6,4$ [%]	170°/105°
6.2	3.222	3.224	3.222	3.222	5°	—	—	-0.007	-0.048		
7.1	3.224	3.226	3.224	3.225	1°	—	—	ϕ^*	-0.031	$\bar{\Delta} = 17,9$ [%]	180°/160°
7.2	3.226	3.224	3.226	3.223	3°	—	—	-0.009	-0.025		
8.1	—	3.224	—	3.224	7°	—	—	ϕ^*	-0.016	—	130°/165°
8.2	—	3.224	—	3.224	7°	—	—	-0.009	-0.016		
9.1	—	3.224	—	3.224	7°	—	—	ϕ^*	-0.017	—	180°/180°
9.2	—	3.222	—	3.222	7°	—	—	-0.010	-0.010		
10.1	—	—	—	—	7°	—	—	—	—	—	180°/180°
10.2	—	—	—	—	7°	—	—	—	—		

* valori inexistente ale deformatiei

Mașinile de profilare avînd distanța mică între cajele de lucru. Pentru o urmărire mai ușoară a valorilor din coloanele 15...19 din tabelurile 2.4. ... 2.6., acestea s-au trasat și pe figurile 2.13...2.16;

- urmărind în secțiuni transversale succesive deformația longitudinală, rezultă că aceasta are un caracter alternant, fiind predominant de întindere chiar și peste limita de curgere tehnică $R_{p0,2}$, pe porțiunea de încărcare atîngînd valori de pînă 0,3%, după care se manifestă o compresiune longitudinală, unghiul de îndoire fiind realizat pentru faza respectivă într-un plan cu cca $(0,5...0,25) \cdot D_b$ mm înaintea planului axial al rozelor. După planul axial al rozelor se manifestă fenomenul de arcuire elastică, tensiunile remanente avînd caracter de întindere cu valori de 0,06...0,09% deci în domeniul elastic. La depășirea unghiului total de îndoire de 90° , deformațiile longitudinale au același caracter alternant pe lungimea de trecere, dar inversat predominînd compresiunea longitudinală, deformație cu valori maxime la imediata depășire a unghiului drept. Pentru profilările studiate valorile sînt maxime la reperul "faț dublu" de cca - 2% unde s-a constatat și tendința de voalare a suprafeței aripei;

- deformația transversală pentru unghiuri de îndoire de peste 30° este de întindere practic de valoare neglijabilă pe porțiunea rectilinie a aripei și de întindere transversală de valoare mare de pînă la $\epsilon = 2,5$ respectiv $\epsilon = 9\%$, pentru porțiunea racordată a unghiului de îndoire fiind caracteristică îndoiri respectiv întinderii stratului exterior. Practic grosimea piesei profilate rămîne constantă, ipoteza stării plane de deformare fiind confirmată și în procesul profilării.

Prin urmare modelarea teoretică prin algoritmul propus permite obținerea unor rezultate acoperitoare pentru unghiurile limită de îndoire, valorile medii ale deformației longitudinale care limitează din punct de vedere calitativ intensificarea procesului, fiind cu 5...15% mai reduse față de cazul real. După cum se va evidenciază în continuare aplicarea în practică a algoritmului conduce la facilitarea aprecierii numărului de faze

* D_b - este diametrul de bază al rozelor de profilare

de deformare necesare, în condiții rapide, în majoritatea cazurilor constatându-se o reducere a numărului acestora față de cazul aprecierii în baza altor metode sau indicații găsite în literatura de specialitate.

Se poate afirma că prezintă importanță considerarea lungimii reale a "porțiunii de trecere" menționată de altfel și în literatura de specialitate printr-o diversitate de relații, doar pentru determinarea parametrilor energetici forță și moment sau putere de profilare din cazele de lucru.

Considerațiile privind lungimea reală a porțiunii de trecere sînt prezentate în capitolul 4 cu privire la studiul tehnico-experimental a parametrilor energetici ai procesului de profilare.

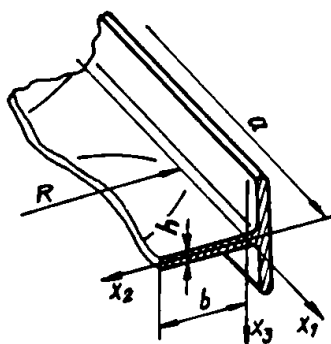
2.4. Cu privire asupra unui criteriu de stabilitate a semifabricatului în timpul procesului de profilare

După cum rezultă din datele teoretice și experimentale, la profilarea pieselor avînd unghiuri de îndoire ale laturilor marginale peste 90° , în aripa îndoită, la depășirea unghiului de 90° , apar deformații longitudinale, de compresiune avînd valori de pînă la $\varepsilon_c = - (0,05 \dots 0,16)$ în cazul înălțimilor relative mari $T/L = 0,3 \dots 0,4$, $R \leq 16$. Alegerea unor unghiuri de îndoire pe o fază de profilare de valoare prea mare provoacă o deformație longitudinală de compresiune mare și pierderea stabilității semifabricatului. Apariția cutelor conduce la rebutarea piesei existînd și pericolul de apariție a unor avarii în caja de deformare, prin antrenarea semifabricatului voalat.

Si în cazul altor procedee de prelucrare prin deformare a semifabricatelor subțiri, la care starea de tensionare în zona de deformare se caracterizează prin tensiuni de compresiune după o direcție, apare pentru cazurile limită, pericolul voalării zonei deformată. Astfel în cazul ambutisării /31, 71, 80, 109, 110, 111/ criteriul de apreciere a pericolului de apariție a cutelor este grosimea relativă $g/D \cdot 100$ considerîndu-se că pentru valori $g/D \cdot 100 < 1,5$ este mesurată reținerea zonei de flanșă prin inelul de fixare al matriței.

În cazul îndoirii profilurilor laminate spre exemplu: cornier, profil T, etc. /48, 56, 78/ prevenirea apariției cutelor se realizează folosind dispozitive speciale de îndoire cu rezemarea semifabricatului sau respectând valori limită pentru parametrii îndoirii.

În lucrările /33, 66, 67/ Razmihin, M.I. considerând îndoirea profilurilor T laminate (fig.2.21) stabilește



condițiile de stabilitate a aripei supuse la compresiune în ipoteza stării liniare de tensionare:

$$\sigma_y = \sigma_z = \tau_{xy} = \tau_{yz} = \tau_{zx} = 0 \quad (2.33)$$

Tensiunea normală principală este cea de încovoire:

$$\sigma_i = \sigma_x, \quad (2.34)$$

Fig.2.21. Schema tensionării profilurilor laminate la îndoire

și în ipoteza lui Bernoulli rezultă deformația maximă:

$$\epsilon_i = |\epsilon_x| = \left| \frac{y}{R} \right|, \text{ unde } R - \text{este raza de îndoire}, \quad (2.35)$$

Considerând ecruisarea materialului, tensiunea normală reală este:

$$\sigma_i = k \cdot \epsilon_i^m \quad (2.36)$$

Din condiții experimentale rezultă relația care determină condițiile de stabilitate:

$$u = C \cdot y^{\frac{3}{2}} \left(1 - \cos \frac{2\pi \cdot n}{a} \cdot x \right) \quad (2.37)$$

unde: C - este o constantă

n - numărul cutelor

a - lungimea porțiunii critice din profil

Scrisând condiția limită de echilibru a momentului interior de încovoire pentru scoatere din starea de echilibru și momentul exterior de încovoire:

$$\int_0^a \int_0^b \left[w + \frac{h}{2} \sigma_x \left(\frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 \right] dx \cdot dy = 0 \quad (2.38)$$

prin integrare se obține valoarea momentului potențial:

$$W = - \frac{h^3}{18} \cdot \frac{\sigma_i}{\epsilon_i} \left\{ \left[1 - \frac{3}{4} (1-m) \right] \cdot \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \right)^2 + \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \cdot \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \right.$$

$$+ \left(\frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \right)^2 + \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x \cdot \partial y} \right)^2 \} \quad (2.39)$$

Din condițiile inițiale și explicitând ϵ_i , σ_i rezultă raza critică de îndoire

$$R_{cr} = \frac{1}{\psi} \cdot \frac{b^3}{h^2}, \quad (2.40)$$

unde :

$$\psi = (m+4) \cdot \left[\frac{1+3m}{3+m} \cdot \frac{\pi^2}{36} + \frac{1}{6(m+1)} - \frac{1}{16\pi^2} \cdot \frac{3}{1-m} \right] \quad (2.41)$$

Pentru condiții de aplicare practică a criteriului de stabilitate, autorul recomandă construirea diagramelor

$R_{cr} = f \left(\frac{b}{h} \right)$ pentru fiecare valoare h uzuală, ca de exemplu pentru cazul din figura 2.22.

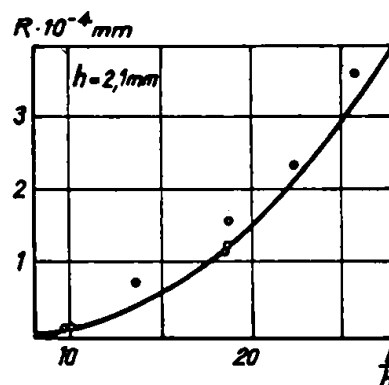


Fig.2.22. Diagrama de dependență a razei critice de îndoire în condiții de stabilitate la îndoirea profilurilor

2.4.1. Asupra unui criteriu de stabilitate în procesul de profilare.

Considerînd condițiile de stabilitate a aripei îndoite în procesul de profilare în condiții de tensionare a acesteia prin compresiune longitudinală, cu acelea ale flambajului plăcilor dreptunghiulare /13, 16, 112/comprimare uniform pe două laturi opuse și alegînd convenabil numărul de semiunde care se formează transversal și longitudinal prin deformație, efortul unitar critic poate fi exprimat prin relația:

$$\sigma_{crfl} = k_1 \cdot \frac{E}{\left(\frac{b}{g} \right)^2}, \quad (2.42)$$

unde:

E , este modulul de elasticitate longitudinal,

k_1 , este un coeficient de proporționalitate depinzînd de lungimea relativă l/b , conform graficului din figura 2.20

b , este lățimea inițială a aripei îndoite

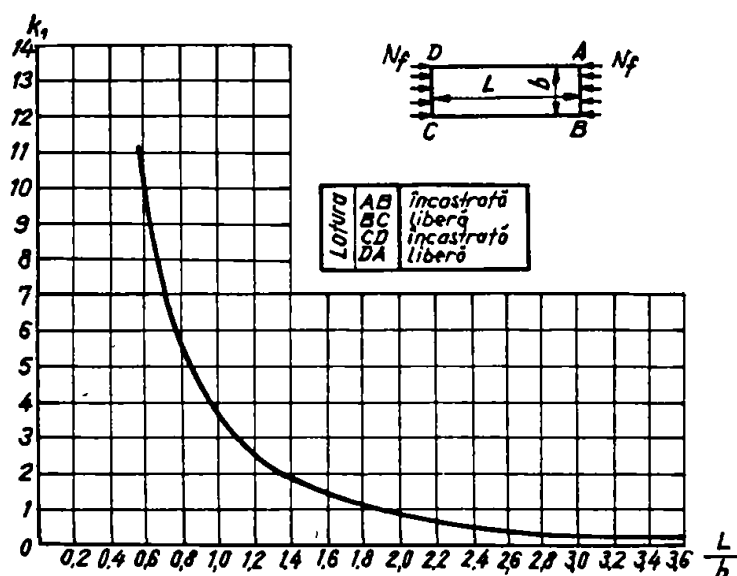


Fig.2.23. Dependența coeficientului k_1 de condițiile de rezemare /15/ este:

$$\sigma_1 \leq \sigma_{crfl.}, \quad (2.43)$$

unde:

σ_1 - este tensiunea normală principală după direcția longitudinală a profilului.

Intrucât datele teoretice și practice confirmă pentru valori extreme ale parametrilor de profilare ($R = 10$; $T/L < 0,4$) deformări în domeniul plastic ($F(I) < - (15...16)\%$) în baza relațiilor dintre tensiuni și deformații /38, 78, 104, 108, 113, 120/ în domeniu deformațiilor plastice:

$$\varepsilon_i = \frac{\psi}{2G} (\sigma_i - \sigma), \quad i = 1, 2, 3., \quad (2.44)$$

unde: σ , este tensiunea normală medie:

$$\sigma = \frac{1}{3} (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (2.45)$$

se poate explicita tensiunea normală σ_1 prin relația:

$$\sigma_1 = \frac{2G}{\psi} \cdot \varepsilon_1 + \sigma \quad (2.46)$$

unde: ψ , este un coeficient de proporționalitate /104/:

$$\psi = 2G \cdot \beta \quad (2.47)$$

În ipoteza stării plane de tensionare ($\sigma_2 = 0$) și considerând condiția de plasticitate Huber - Mises :

Pentru cazul profilării condițiile de rezemare pentru aripile marginale se pot aproxima cu acelea ale plăcii încastate pe capete, la lungimea L a distanței dintre cajele de deformare și avînd o muchie marginală liberă, respectiv cealaltă articulată plastic cu aripa vecină din profil.

Condiția evitării

flambajului longitudinal

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \beta \cdot R_{p0.2} \quad (2.48)$$

rezultă pentru tensiunea normală principală σ_1 , expresia:

$$\sigma_1 = 6G \cdot \frac{\epsilon_1}{\psi} - \beta \cdot R_{p0.2} \quad , \quad (2.49)$$

Luînd în considerare creșterea limitei de curgere prin fenomenul de ecrusare /78, 143/ considerînd forma curbelor de ecrusare /63/ pentru oțelul moale:

$$\sigma_{real} = \frac{R_m}{1 - \psi_g} \cdot \left(\frac{\psi}{\psi_g} \right)^{\frac{\psi_g}{1 - \psi_g}} \quad (2.50)$$

și exprimînd gîtuirea funcției de alungire:

$$\psi_g = \frac{\epsilon_g}{1 + \epsilon_g} \quad ; \quad \psi = \frac{\epsilon}{1 + \epsilon} \quad , \quad (2.51)$$

tensiunea principală normală σ_1 va avea expresia:

$$\sigma_1 = 6G \frac{\epsilon_1}{\psi} - 92,3 \cdot \left(\frac{\epsilon}{1 + \epsilon} \right)^{0,298} \quad (2.52)$$

Punînd la limită, condiția de stabilitate la flambaj conform relației (2.43) rezultă valoarea lățimii relative critice:

$$\left(\frac{b}{g} \right)_{cr} \leq \sqrt{\frac{K_1 \cdot E}{6G \cdot \frac{\epsilon_1}{\psi} - 92,3 \left(\frac{\epsilon}{1 + \epsilon} \right)^{0,298}}} \quad (2.53)$$

Considerînd valori particulare pentru cazul profilării oțelului pentru : $E = 2,16 \cdot 10^4$ daN/mm²; $G = 8,1 \cdot 10^3$ daN/mm² respectiv $\beta = 1,155$ și valorile extreme teoretice pentru parametrii profilării, în tabelul 2.7. se centralizează domeniul variabilelor pentru criteriul de stabilitate:

Tabelul 2.7

Inălțimea relativă a profilului	T/L	0,025	0,050	0,100	0,200	0,300	0,400
Lățimea aripei îndoite	$b = \frac{T \cdot R}{L + T}$	19,7	23,7	47,4	63,4	79,4	95,4
Lungimea relativă	L/b	3,4	2,8	1,38	1,04	0,84	0,67
Coefficientul de rezemare (fig. 2.23)	K_1	0,15	0,2	0,3	0,5	1,0	1,5
Deformația de compresiune longitudinală F(T) determinată teoretic	F(I)	0,005	0,009	0,037	0,079	0,122	0,166
Lățimea relativă critică	$\left(\frac{b}{g} \right)_{cr}$	10,7	12,9	13,9	16,1	21,5	25,3

Valorile înălțimii relative $T/L^* = 0,3; 0,4$ au fost considerate extreme fiind întâlnite doar la unele mașini /132/, pentru acoperirea întregii game posibile de profiluri. Pentru ușurarea aplicării practice a criteriului, s-a trasat diagrama caracteristicii de stabilitate la flambaj $(\frac{b}{g})_{cr} = f(F(I))$ dependentă, prezentată în figura 2.24.

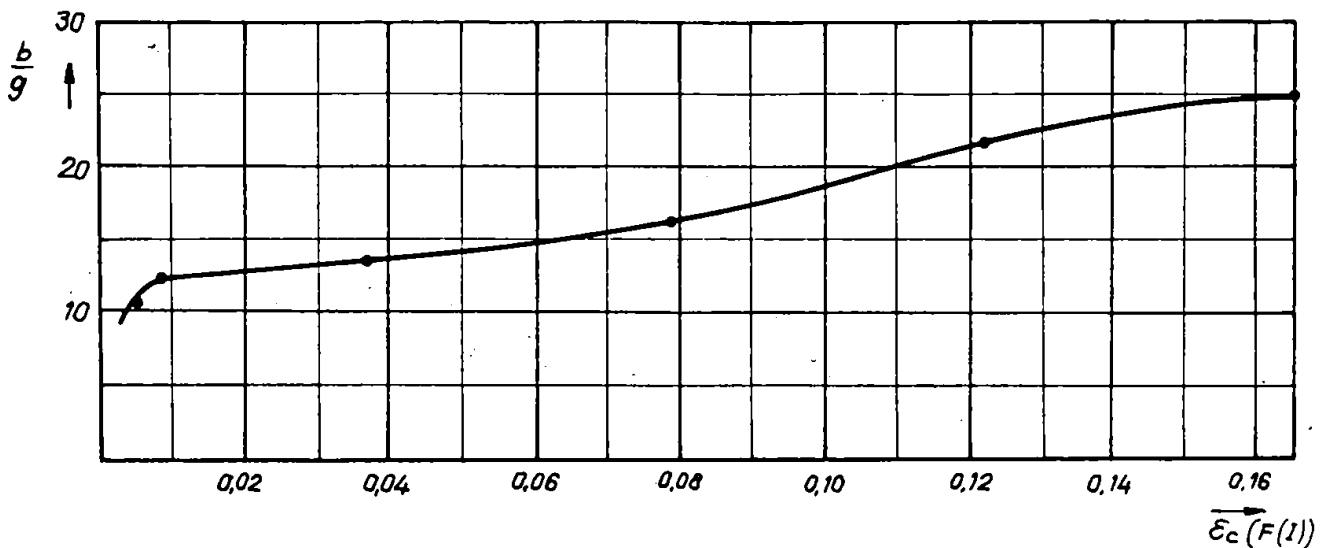


Fig.2.24. Diagrama caracteristicii de stabilitate la profilarea cu unghiuri de îndoire peste 90°

Verificarea practică pentru profilul "jgheab experimental" prezentat în figura 2.11 pentru care rezultă lățimea relativă $b/g = 15 > (b/g)_{cr} = 13,5$ pentru deformația

maximă longitudinală $F(I) = 0,25\%$ (fig.2.15), pune în evidență apariția flambajului (fig.2.5), în cazul neghidării profilului între cazele de deformare confirmând valabilitatea criteriului elaborat.

2.5. Unele considerații privind aplicabilitatea industrială a modelului matematic privind simularea profilării

Una din problemele dificile care stă în fața tehnologilor pentru proiectarea unui proces de profilare este constituirea aprecierii unghiurilor limită de îndoire. În ve-

derea stabilirii unei succesiuni optime a fazelor de profilare, aceasta fiind determinată de dimensiunile și complexitatea profilului de realizat, de construcția și caracteristicile mașinii de profilare, de capacitatea de deformare a materialului semifabricatului etc. Majoritatea relațiilor din literatură nu acoperă întru totul cazurile posibile, de profilare, iar datele practice privind cazuri concrete sînt orientative fiind în general necesară verificarea experimentală în vederea aducerii corecțiilor necesare cazului concret. Dezvoltarea calculului automat și implementarea calculatorului în toate domeniile de activitate face comodă și rapidă posibilitatea simulării pe baza unui model a oricărui proces tehnologic, de corectitudinea modelului depinzînd și precizia de transpunere în practică a rezultatelor teoretice. De asemenea este posibilă stabilirea unor nomograme suficient de dezvoltate care să permită o precizie bună în alegerea rapidă a parametrilor procesului în lipsa tehnicii de calcul automat.

2.5.1. Asupra domeniului unor parametri ai procesului de profilare

Urmărind relațiile (2.1.)...(2.23) rezultă că unghiul de îndoire $B(I)$ și implicit valorile limită $B(I)$ LIM determinate de atingerea unei deformații longitudinale limită în muchia profilului sînt determinate de parametri geometrici ai profilului R , T , de caracteristica mașinii L și de caracteristica de plasticitate $EL = f(R_{p0,2})$:

$$B(I) \text{ LIM} = f(R, T, L, EL) \quad (2.54)$$

Ca urmare pentru a limita numărul nomogramelor care să stabilească dependențe între diverșii parametri din relația (2.24) la valori care să le facă ușor de utilizat, se impune studiul domeniului posibil de variație ai parametrilor din argumentul punctiei (2.54).

Pornind de la faptul că înălțimea maximă V de realizare a unui profil pe o mașină concretă, este determinată de mărimea diametrului de bază D_b al rozelor de profilare, a diametrelor d ai arborilor mașinii precum și de distanța maximă H_{\max} (reglabilă sau nu) între arbori (fig. 2.25), rezultă:

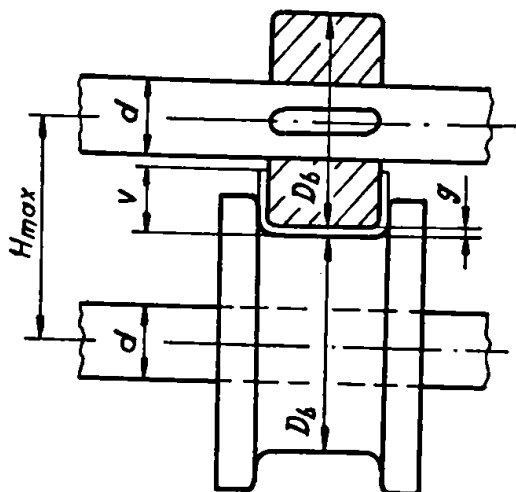


Fig.2.25. Schemă pentru determinarea înălțimii maxime de profilare

V/L maximă realizabilă pe mașini de profilare de diferite fabricații este cuprinsă mai frecvent între 0,1 și 0,25 și numai la unele construcții este posibilă atingerea valorilor extreme 0,3...0,4.

În baza acestui considerent s-a studiat dependența unghiurilor limită de îndoire respectiv numărul fazelor de profilare pentru aceeași valoare a razei $R = ct$ și a porțiunii rectilinii relative $T/L = ct$ și pentru trei valori distincte ale distanței L dintre cajele de profilare.

În figura 2.26. sînt prezentate nomogramele de dependență ale unghiurilor limită $B(I)$ LIM, obținute prin rularea programului "F 250" pentru următoarele valori ale parametrilor de intrare:

$$\begin{aligned} R = 1, T = 0,1 L = 16; L = 160 \\ R = 1, T = 0,1 L = 25; L = 250 \\ R = 1, T = 0,1 L = 60; L = 600 \end{aligned} \quad (2.56)$$

Nomogramele reprezentate prin cîte o linie înaltă marchează prin segmentele orizontale, valorile unghiurilor limită pe fiecare fază de profilare succesivă, corespunzătoare unei caje din mașina de profilare, respectiv prin segmentele verticale delimitează între ele două faze succesive.

$$V < H_{\max} - \frac{d + D_b}{2} \quad (2.55)$$

În baza datelor din prospectele unor mașini de profilare /121, 126, 133/ fabricate de firme din alte țări și cele realizate pe baza unor contracte de cercetare - proiectare /139, 140, 143, 145/ rezultă următoarele date, centralizate în tabelul 2.8.

Din tabelul 2.8. rezultă că practic domeniul valorilor pentru înălțimea relativă

Tabelul 2.8

NR. CRT.	TIP MASINĂ	FIRMA ȘI TARA DE FABRICAȚIE	ÎNĂLȚIMEA MAXIMĂ A PROFILULUI [mm]	DISTANȚA DINTRE CAJE [mm]	ÎNĂLȚIMEA RELATIVĂ V/L	NR. DE CAJE
1	Multiversal type 1½	Daniel Smith Anglia	30...95	225	0,422	5-18
2	Multiversal type 2		35...107	350	0,305	5-18
3	Multiversal type 2½		47,5	450	0,105	5-18
4	Multiversal type 3		45...95	500	0,190	5-18
5	Multiversal type 4		50...100	500	0,200	5-18
6	RAS 20.30	Reinhardt GmbH R.F.G.	70	300	0,233	15
7	RAS 22.40		95	330	0,287	15
8	RAS 22.69		45	200	0,225	15
9	RAS 24.10		160	430	0,372	15
10	RAS 24.10		50	400	0,125	9
11	RAS 24.22		140	500	0,28	12
12	0,3...1,4 × 20-50	Masini tipizate in U.R.S.S.	18	150	0,120	10
13	0,5...1,75 × 20-110		50	250	0,200	6
14	0,3...1,5 × 20-160		50	300	0,166	10
15	0,5...2,0 × 30-200		55	200	0,275	10
16	0,6...3,0 × 50-370		140	450	0,280	15
17	2...8 × 100-600	U.R.S.S.	180	1400	0,128	14
18	1...4 × 50-30		120	1000	0,120	17
19	MP1 - ELBA	** R.S.R. - I.P.T.	65	320	0,203	6-12
20	MP2 - Satu-Mare		22	155	0,141	14
21	MP4 - I.A.T.		135	600	0,225	14
22	MP5 - G Martie		35...60	250	0,140...0,24	12

Fiecare coloană verticală, conține valorile unghiului de îndoire $E(I)$ cu un pas unghiular de 2° corespunzător pasului iterațiilor din programul automat de simulare a procesului de profilare.

Pentru cele trei cazuri studiate se constată o suprapunere practic completă a celor trei nomograme, diferențele de 2° până la 4° fiind neesențiale și având drept cauză valoarea suficient de mare a pasului iterației pentru ca la compararea deformației $E(I)$ cu valoarea limită programată EL să apară mici diferențieri în realizarea saltului de la o fază de profilare la următoarea. În acest mod rezultă o substanțială reducere a numărului de calcule pentru determinarea numărului fazelor de profilare prin considerarea numai a parametrului relativ V/L .

** Masini realizate în cadrul unor contracte de cercetare în cadrul colectivului de tehnologia presării la rece și aplicate în întreprinderi industriale

$$\frac{T}{L} = \frac{16}{160} = 0,1$$

$$\frac{T}{L} = \frac{25}{250} = 0,1$$

$$\frac{T}{L} = \frac{60}{600} = 0,1$$

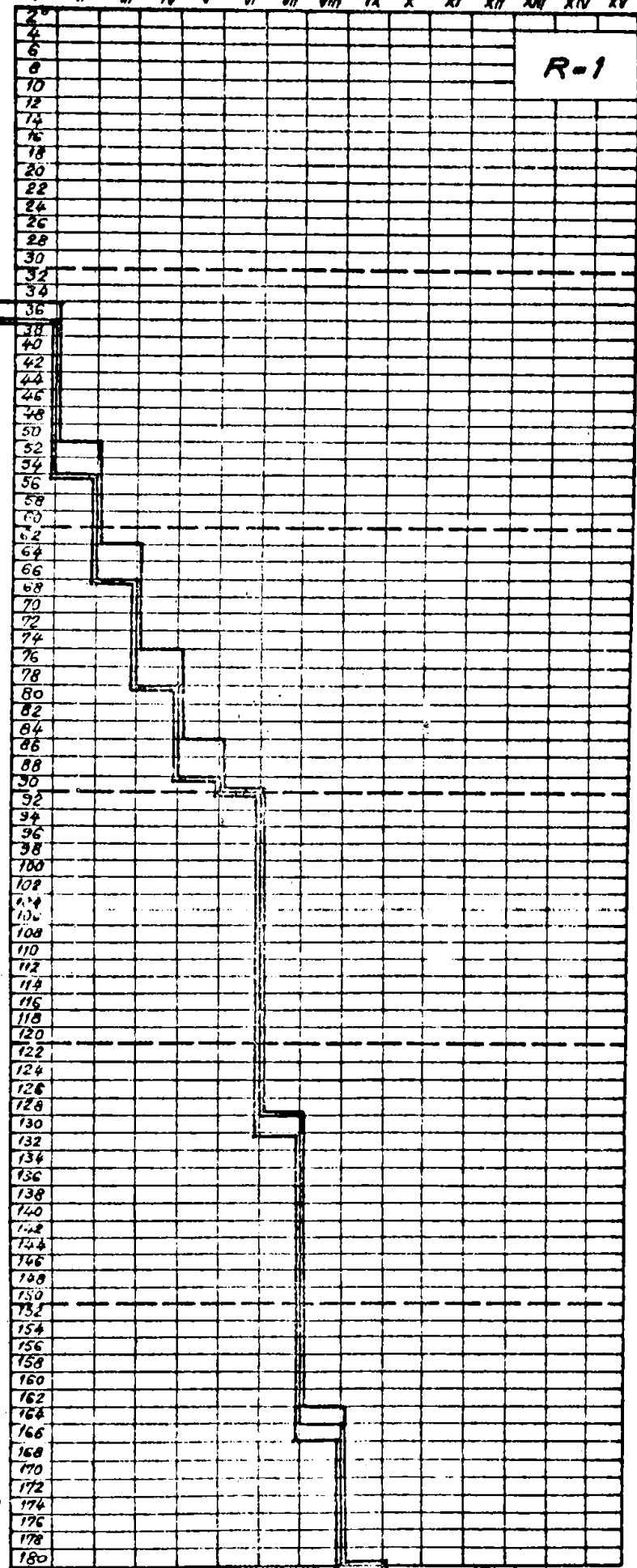


Fig. 2.26
 Dependenta
 $B(l)_{LIM} = f(L)$ pentru
 $T/L = ct.$

$$\frac{60}{600} = 0,1 \quad \frac{25}{250} = 0,1 \quad \frac{16}{160} = 0,1$$

Pentru aplicații practice, în lipsa posibilității de utilizare a programului de calcul electronic, au fost realizate în baza rulării programului "P250", nomograme ale unghiurilor limită B(I) LIM pentru următorii parametri inițiali, pentru care se acoperă practic gama prelucrărilor posibile de profilare conform algoritmului:

- raza de profilare R conform cu șirul numerelor normale:

$$R = 1,6; 2,5; 4; 6,3; 10; 16 \text{ și } 25 \text{ mm}$$

- valoarea înălțimii relative a porțiunii rectilinei T/L:

$$T/L = 0^x; 0,0125; 0,025; 0,050; 0,100; 0,125; \\ 0,160; 0,200; 0,250 \text{ și } 0,300$$

Numărul cazurilor rulării programului "P 250" a fost substanțial micșorat, considerându-se valorile T/L pentru L = 160 cazul cel mai acoperitor.

Nomogramele determinate sînt prezentate în figurile 2.27; 2.28; 2.29; 2.30; 2.31; 2.32; 2.33 și 2.34.

Prin considerarea și a valorii R = 0 s-a acoperit și cazul profilării cu rază constantă de valoare neglijabilă obținută de la prima fază de îndoire, procedeu avînd însă o mică răspîndire și aplicabil practic numai semifabricatelor din materiale foarte plastice avînd o structură izotropă.

În continuare se redau sub formă tabelară cîteva exemple comparative privind rezultatele modelului matematic propus în raport cu cazuri de aplicații practice rezultate din activitatea contractuală proprie /139/ și respectiv din literatura de specialitate /115, 116/, cazuri care au avut la bază alte criterii de calcul al numărului de faze de profilare cu verificarea și definitivarea experimentală. În figura 2.35 se redau dimensiunile geometrice ale secțiunii profilurilor luate în studiul comparativ, iar în tabelul 2.9 rezultatele comparative privind numărul fazelor de profilare și parametrii realizați.

* Valoarea T/L = 0 corespunde cazului profilării țevilor circulare cu o singură rază variabilă

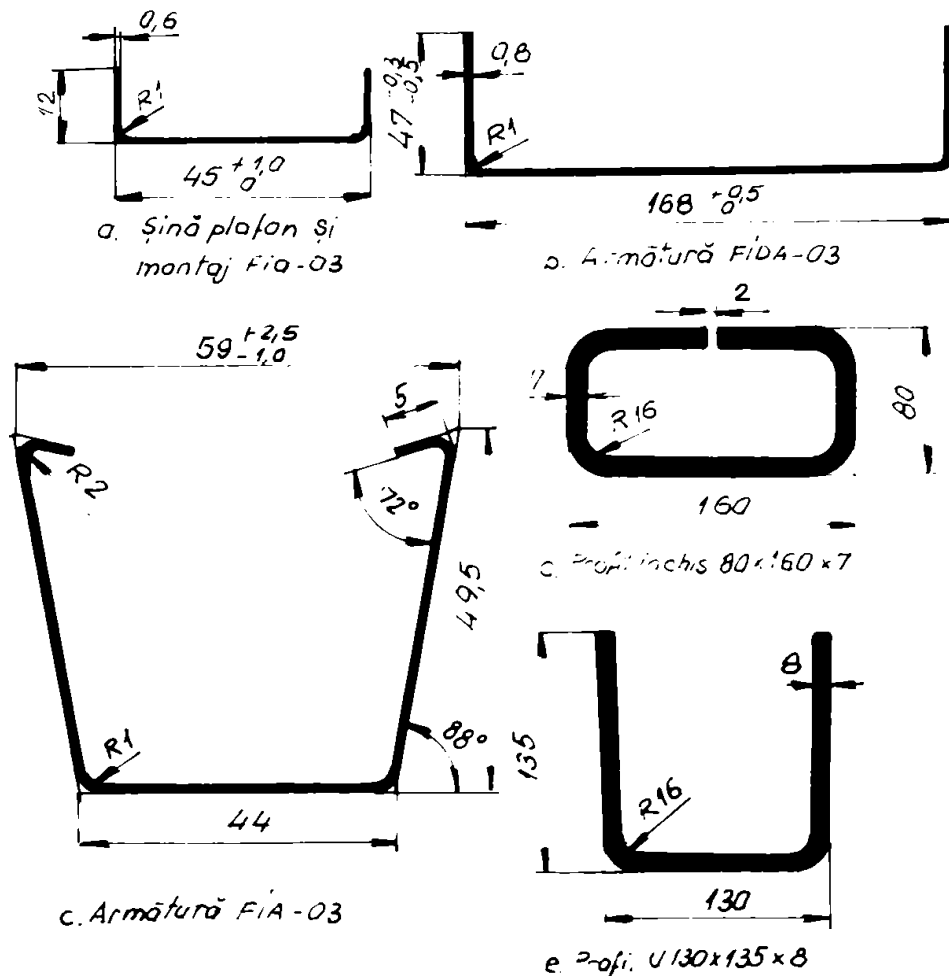


Fig.2.35. Profiluri realizate pe mașini cu role /116, 139/

Profilurile șină plafon FIA-03, armătura FIDA-03 și FIA-03, au fost realizate prin profilare cu tren de role, din semifabricat bandă în cadrul întreprinderii "Electrobanat".

Proiectarea tehnologiei de profilare respectiv stabilirea numărului fazelor de profilare s-a făcut în baza datelor din literatura de specialitate /5, 24, 84, 114/ cu definitivare pe cale experimentală. Succesiunea de profilare pentru profilurile din figurile 2,35 d și e, corespund datelor din literatură /114, 115/.

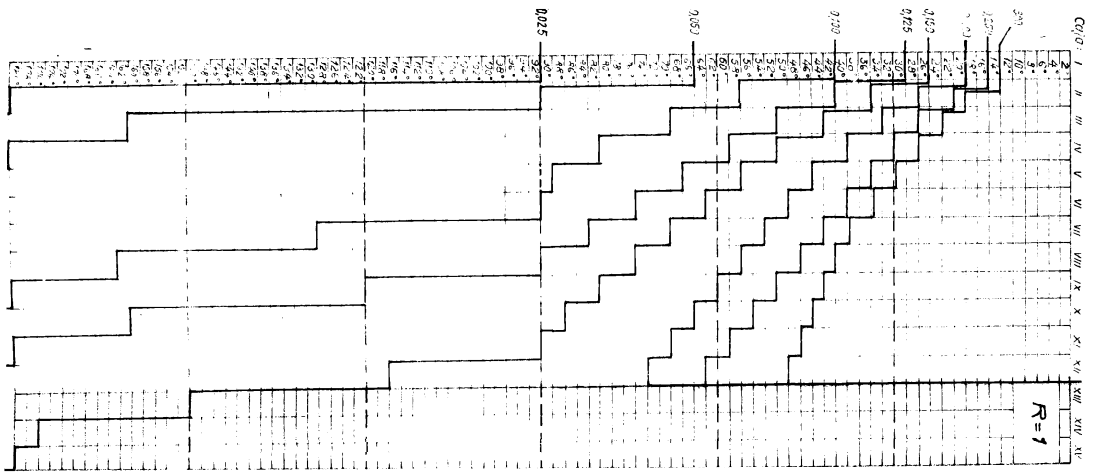


Fig. 2.21

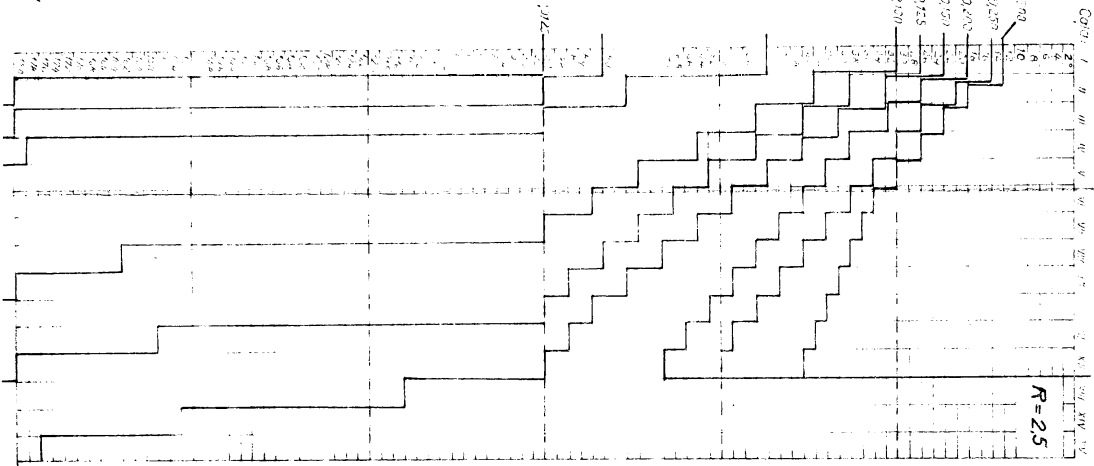


Fig. 2.22

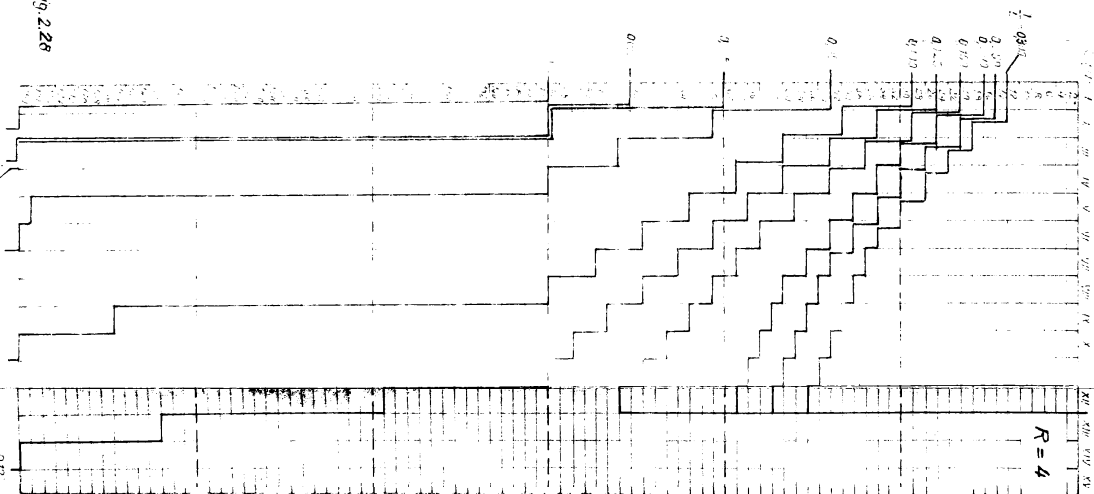


Fig. 2.23

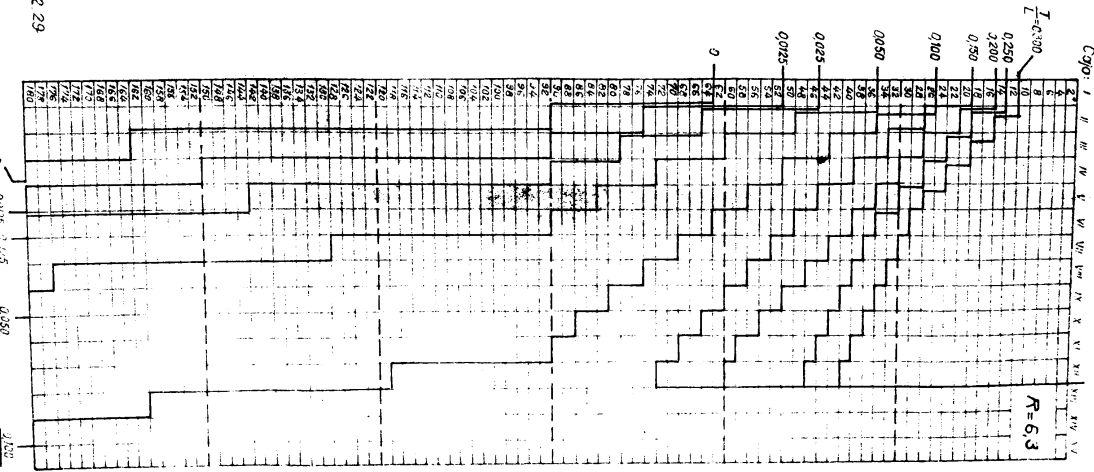


Fig. 2.30

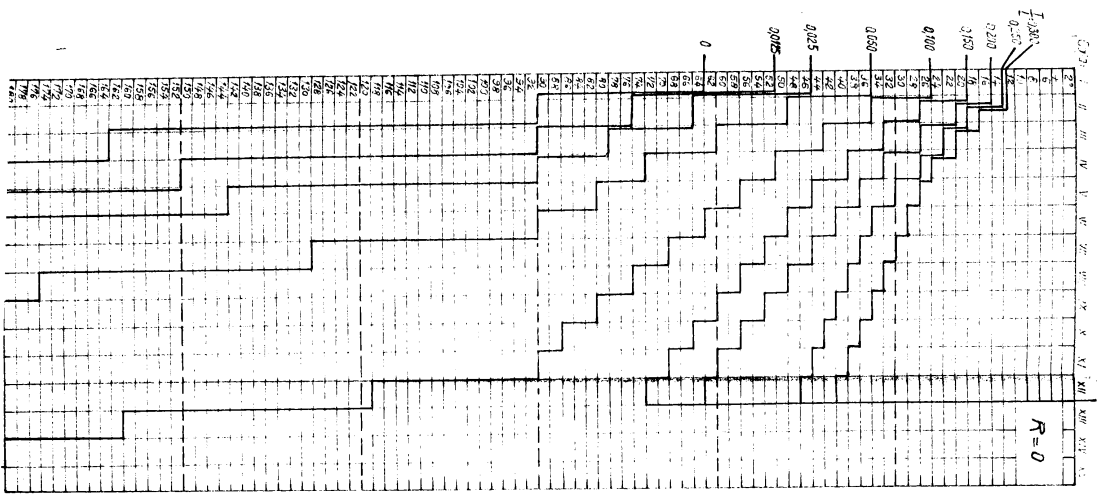


Fig. 2.31

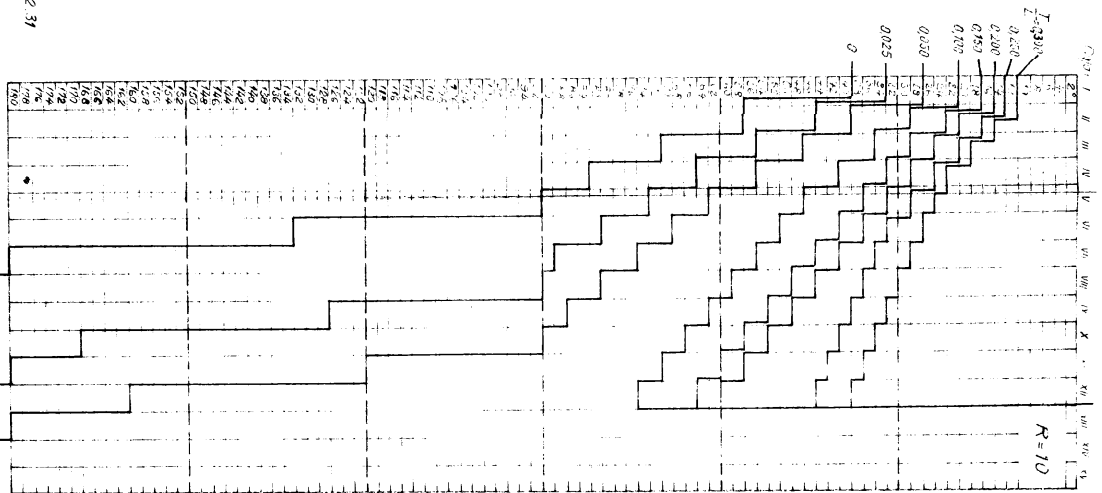


Fig. 2.32

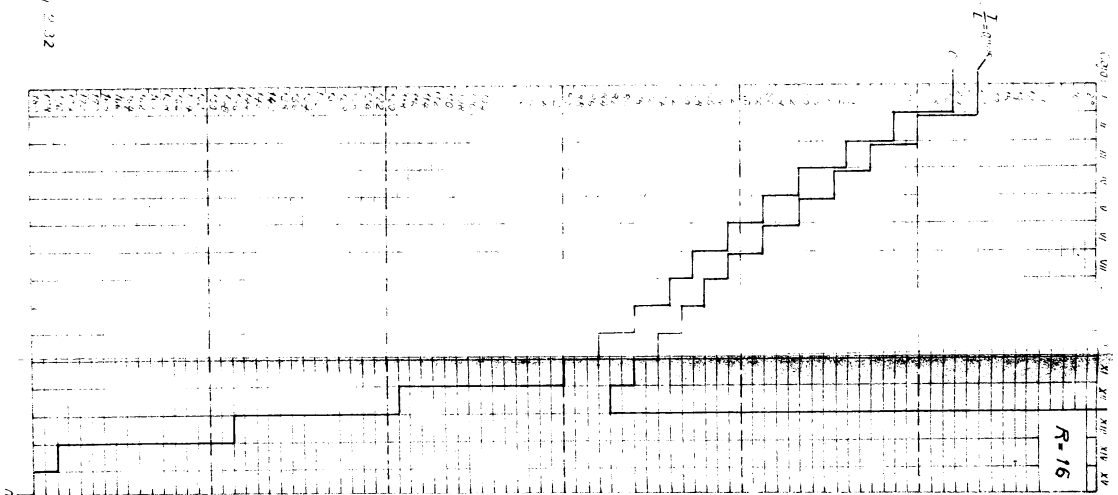


Fig. 2.33

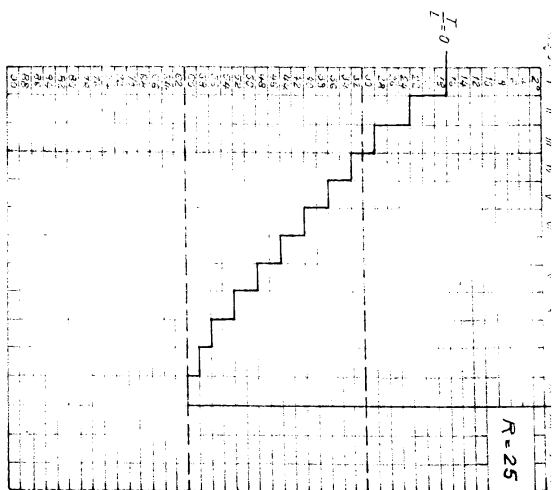


Fig. 2.

Figure 2.31... 2.34 Nonograms de evenen tijds
 y conculacion 5.13 E.11 de juerenent y. I.

Tabela 2.9

PRODUS	PARAMETRI PROFILULUI				NR. FAZELOR DE PROFILARE		UNGHIRILE DE INDOIRE PE FAZE																				
	R [mm]	T [mm]	L [mm]	T/L	APLICAT INDUSTRIAL	CONFORM MODELULUI MATEMATIC	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14							
							°	°	°	°	°	°	°	°	°	°	°	°	°	°	°	°	°	°	°	°	
Sinã FIA -03 (ELBA - Timișoara)	0,5	11,8	320	0,037	5*	3**	* 30°	60°	75°	85°	90°	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
Armătură FIDA -03 (ELBA - Timișoara)	0,5	45,6	320	0,140	8*	10**	* 10°	20°	35°	50°	65°	75°	85°	90°	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
Armătură FIA -03 (ELBA - Timișoara)	1/0,5	3/46,5	320	0,0093 / 0,145	8*	8**	* 43°	66°	90°	109°	108°/50	108°/55	108°/75	108°/81	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
Profil greu 100 x 80 x 7 (URSS)	10	63/48	1400	0,045 / 0,034	14*	10**	* 10°	24°	38°	38°/16	45°/20	46°/34	46°/47	52°/56	57°/63	62°/70	68°/78	74°/86	80°/89	80°/90	-	-	-	-	-	-	
Profil greu U130x135x8 (URSS)	16	115	1400	0,08	12*	14**	* 6°	16°	28°	40°	50°	60°	70°	80°	87°	89°	90°	90°	90°	90°	90°	90°	90°	90°	90°	90°	

2.6. Concluzii privind starea de deformare a materialului la profilarea cu role

Comparând datele furnizate de exemplele cu aplicare industrială și cele rezultate pe baza modelului teoretic se desprind următoarele concluzii care evidențiază și particularitățile legate de influența altor factori:

- numărul fazelor de profilare rezultate pe baze teoretice conform modelului evidențiază în general posibilitățile de intensificare a procesului, conducând la reducerea numărului perechilor de role necesare deformării;

- pentru cazurile în care în practică s-au aplicat un număr mai redus de faze decât cel teoretic se face remarcă că au fost necesare (armătura FIDA-03) introducerea în fazele finale, a unor elemente de conducere forțată a profilului în curs de formare între perechile de role respective, care să ușureze angajarea corectă a semifabricatului în caja de deformare;

- în general mașinile grele de profilare dispun și de de caje de conducere cu role de ghidare neacționate, cu axa verticală care pot produce și unele deformații suplimentare care să compenseze deformațiile longitudinale de valori mari, permițând uneori reducerea numărului total de faze;

- cu privire la distribuția mărimii creșterii unghiurilor de deformare $B(I)$ pe fiecare cajă succesivă, se remarcă faptul că în cazul modelului teoretic acestea scad monoton fiind limitate de deformația longitudinală din profil. Datele din literatură recomandă valori minime de început, intensificarea procesului pe rolele intermediare și finisarea profilului de asemenea cu valori mai reduse ale creșterii unghiulare;

- din datele experimentale rezultă de asemenea posibilitatea intensificării procesului de deformare pe rolele din mijloc și finale pe de o parte datorită creșterii limitei de elasticitate prin ecrusare, respectiv datorită rigidizării longitudinale prin formă, a profilului în curs de formare;

- considerarea lungimii reale a "porțiunii de trecere" se impune pentru determinarea parametrilor, energetice pentru a nu apare supraaprecieri ale acestora.

Folosirea nomogramelor de stabilire a numărului fazelor de profilare facilitează mult proiectarea tehnologiei de profilare, respectiv pentru o mai bună precizie pentru cazurile care se încadrează cu valori intermediare parametrilor pentru care au fost realizate, utilizarea calculului automat soluționează eficient problema.

Cercetările experimentale cit și rezultatele aplicațiilor industriale au permis stabilirea unor recomandări legate de tensionarea materialului în procesul de profilare al benzilor cu tren de role, cum ar fi:

- realizarea profilării cu rază variabilă pentru ca tensionarea transversală a profilului să fie neglijabilă chiar și în condițiile anizotropiei materialului prelucrat, a preciziei mai scăzute de realizare ale roletelor etc.;

- cuprinderea pe întreaga înălțime a profilului, între porțiunile profilate ale roletelor, în caz contrar existența tensiunilor longitudinale din profil provocând linii de îndoire longitudinală suplimentare;

- realizarea unei întinderi suplimentare a profilului în secțiunea corespunzătoare diametrului de bază, prin creșterea succesivă cu 0,1 ... 0,4 % a diametrelor de bază a roletelor la profilurile înalte, pentru micșorarea tendinței de curbare longitudinală;

- în cazul profilurilor cu mai multe linii de îndoire realizarea succesiv-simultană a procesului prin începerea profilării cu liniile de îndoire marginală, pentru rigidizarea longitudinală a profilului.

Capitolul 3.

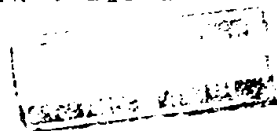
CONTRIBUTII LA PROIECTAREA SI REALIZAREA UNOR INSTALATII EXPERIMENTALE UTILIZATE IN CERCETAREA PROCESULUI DE PROFILARE

Verificarea ipotezelor și concluziilor studiilor teoretice ale procesului de profilare privind parametrii energetici s-a făcut cu ajutorul unor standuri și instalații experimentale. Acestea au fost concepute și realizate prin autodotare, sau activitate contractuală /86, 95, 140, 141/ sub conducerea autorului. O parte din acestea avînd elemente originale au fost propuse pentru brevetare ca de exemplu: cajă specială pentru măsurarea forțelor de profilare /137/.

3.1. Stand pentru studiul forțelor și puterilor de profilare

Schema generală a compunerii este redată în figura 3.1., iar vederea de ansamblu în figura 3.2.

Pe masa 1, în construcție sudată din profiluri laminate, este montat motorul electric 2, legat la reductorul melcat 4 prin cuplajul radial 3. De la reductor mișcarea se transmite prin cureaua trapezoidală 5, la caja de antrenare 6, care permite acționarea ambilor arbori din caja de deformare 9. Caja de deformare este legată de caja de antrenare prin arborele 7, cuplajul 10 și respectiv prin cuplajul bicardanic 8. Acționarea standului se face în curent continuu prin variatorul de turație cu impulsuri comandate 12, forțele de profilare din caja de deformare fiind măsurate prin captatori mecanici prevăzuți cu traductori tensorezistivi cuplați la puntea electronică 11. Forța de prestrîngere inițială se reglează prin șurubul 13. Măsurarea puterii de profilare se realizează prin puntea wattmetrică 14, iar în scopul înregistrării automate pe osciloscopul 15 a acestei mărimi, curentul din circuitul de alimentare al variatorului electronic este convertit în semnal tensiune prin șuntul 16 și vizualizat pe osciloscopul 17 pentru etalonare.



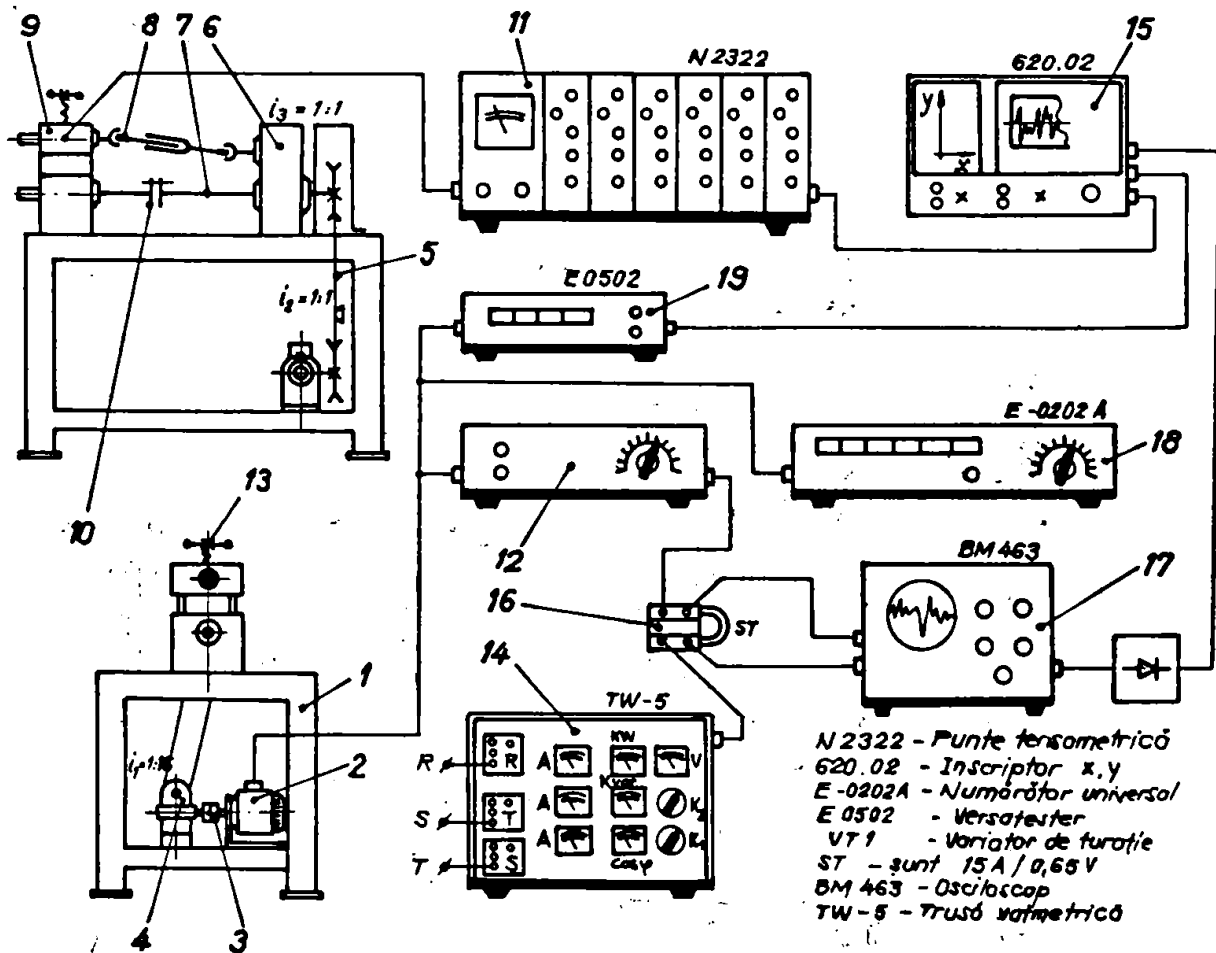


Fig.3.1. Schema compunerii standului pentru studiul forțelor de profilare

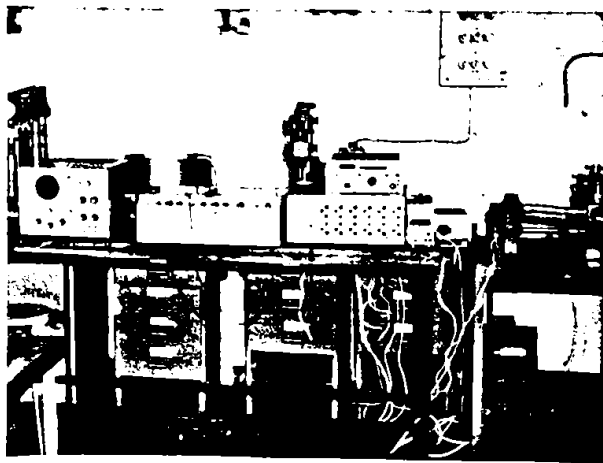


Fig.3.2. Vedere a standului experimental

Viteza de profilare este determinată prin numărătorul de impulsuri 18, semnalul digital fiind etalonat cu un tahometru de tip U6 de fabricație RDG. Convertorul 19 aplică semnalul digitalizat după convertire în semnalul analogic inscripătorului 15. Atât viteza de profilare cât și puterea sînt înregistrate pe inscripător simultan cu forța de profilare

Principalele caracteristici tehnice ale standului sînt:

sînt:

- viteza de profilare reglabilă (pentru role cu diametrul de bază $D_b = \emptyset 100$)	5,87...58,7 m/min
- reglarea vitezei continuu prin variator electronic cu impulsuri comandate,	
- distanța dintre arborii cajei de deformare	80...130 mm
- măsurarea forței radiale de profilare în intervalul	50...750 daN
- puterea acționării prin motor c.c. tip 90F	0,55 kW
- gabarit	1000x1200x1500

3.1.1. Acționarea electrică a standului

Pentru obținerea unui interval larg de reglare a vitezei de profilare s-a optat pentru o acționare în curent continuu cu turație variabilă a motorului electric. Modificarea turației motorului electric poate fi realizată prin trecerea punctului de funcționare de pe caracteristica mecanică naturală pe una artificială, modalitățile rezultând din ecuația caracteristicii naturale:

$$n = \frac{U_b}{k_e \cdot \emptyset} - \frac{R_i + R}{k_e \cdot k_M \cdot \emptyset^2} \quad (3.1)$$

În figura 3.3. se prezintă caracteristicile mecanice naturală și trei artificiale pentru motorul de excitație serie. În practică se întâlnesc diverse soluții pentru a obține surse cu tensiune continuu reglabilă [25, 38].

Pentru acționarea standului s-a optat pentru o soluție cu monocalternanță brevetată de J.W.Mamberg [25], posibilă de aplicat în cazul motorului 90F prin introducerea tiristorului de comandă între înfășurarea rotorică și excitație. Schema de principiu este prezentată în figura 3.4., împreună cu diagramele tensiunii de amorsare a tiristorului U_A respectiv ale tensiunii comandate U_m . Semnalul de referință U_A al regulatorului se programează prin divizorul de tensiune R_2 , amorsarea

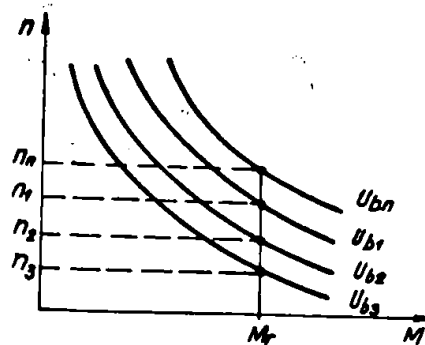


Fig.3.3: Caracteristicile mecanice pentru motorul cu excitație serie de c.c.

tiristorului Th fiind realizată prin compararea tensiunii remanente de pe înfășurarea rotorică U_{rem} și a căderilor de tensiune pe dioda D1 respectiv pe tiristori:

$$U_A \geq U_{rem} + U_D + U_{GT} \quad (3.2.)$$

Scăderea tensiunii remanente U_{rem} prin micșorarea turației rotorului, spre exemplu la creșterea momentului rezistent pe motor, în urma comparării cu semnalul de referință programat provoacă micșorarea unghiului α de conducție, provocând accelerarea rotorului.

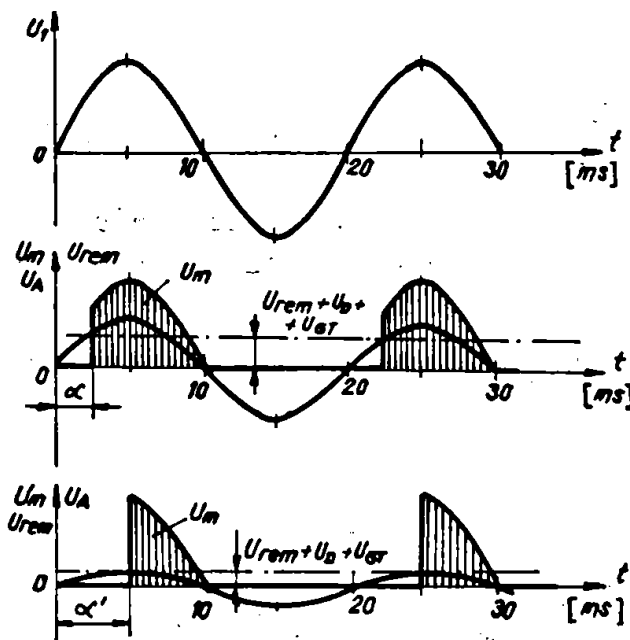
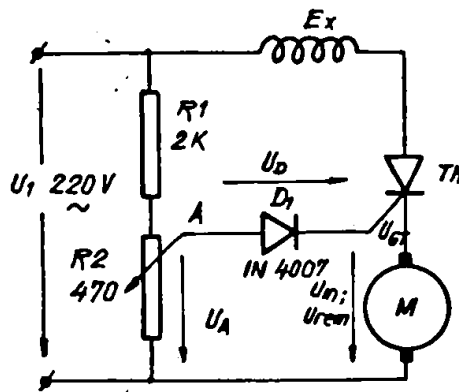


Figura 3.4. Principiul variatorului cu impulsuri /38/

Schema concretă a montajului utilizat pentru variatorul de turație este prezentată în figura 3.5.

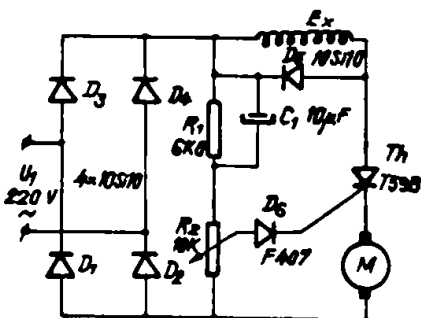


Fig.3.5. Schema electronică a variatorului de turație

3.1.2. Captatorul de forță

Pentru măsurarea forței radiale necesare de profilare, comen-tă ce prezintă importanță la definirea parametrilor energetici ai procesului s-a optat pentru varianta măsurării cu

captatorul mecanic prevăzut cu traductori tensorezistivi. Această soluție este avantajoasă condițiilor de laborator permițând obținerea unor sensibilități bune de măsurare și oferind

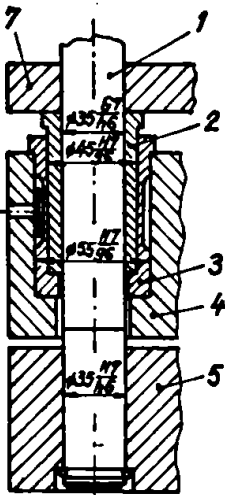


Fig. 3.6. Schema compunerii captatorului de forță înglobat în caja de deformare

se găsește în gabarit, realizându-se ușor în corpul captatorului în gabaritul cajei.

Soluția constructivă este prezentată în figura 3.6. și constituie o soluție originală [137] fiind propusă pentru brevetare. Coloanele de ghidare 1 presate în corpul lagărului inferior al cajei 5, asigură împreună cu bușele de ghidare 2 presate în corpul lagărului superior 4, poziția reciprocă a arborilor de lucru din caja de deformare și posibilitatea reglării distanței dintre aceștia prin deplasarea lagărului superior. Captatorul dinamometric 3 este dispus coaxial cu bușa de ghidare 2 fiind solicitat axial la întindere. Tensiunea axială a captatorului este asigurată prin rezemarea în partea superioară a acestuia pe corpul lagărului 4 și în partea inferioară pe capătul de jos al bușei de ghidare 3, bușă care se rezemă pe placa de presiune 7 rezemată de capătul șurubului de reglaj a forței inițiale de pretensionare a cajei.

Principiul de măsurare cu traductori tensorezistivi [47] a deformațiilor are la bază modificarea rezistenței electrice R a unui fir ce constituie un rezistor înglobat în suportul (hârtie sau material plastic) traductorului, acesta fiind lipit pe piesa (captatorul) supusă deformării. Traductorul se caracterizează prin coeficientul de tensosensibilitate k având expresia:

$$k = \frac{\Delta R}{R} \cdot \frac{1}{\epsilon} = 1 + 2\mu + \pi \cdot \epsilon \quad (3.3.)$$

constantă care se determină experimental și este indicată de firma producătoare.

În figura 3.7. se prezintă caracteristica de sensibilitate funcție de sarcina P de încărcare.

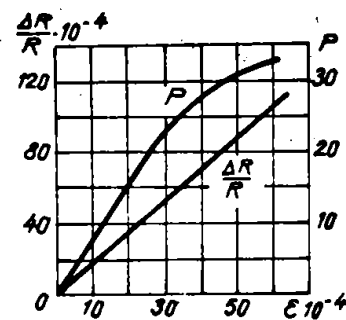


Fig. 3.7. Caracteristica de sensibilitate a unui traductor tensorezistiv

Pentru creșterea sensibilității de măsurare captatorul a fost prevăzută prin lipire cu patru traductori legați în punte completă cu două timbre active și câte două compensatoare de tip WB 30/4-200 de fabricație RDG având următoarele caracteristici:

- rezistor cu fir pe suport de hîrtie cu $R = 303 \pm 0,5\%$,
- constanta $k = 2,22 \pm 1,5\%$
- lungimea bazei $l_0 = 30 \text{ mm}$

În figura 3.8. se prezintă schema de lipire pe captator a traductorilor și schema de montaj electric.

Captatorul este executat sub forma unui pahar supus la întindere, din material OLC65 A STAS 795-80 și supus unui tratament termic de călire-revenire la 50-55 HRC. Grosimea peretei porțun active în urma definitivării pe bază experimentală a alungirii captatorului este $g = 0,8 \text{ mm}$.

Traductorul a fost etalonat în stare asamblată în caja de deformare, pe baza a două dinamometre furcă de precizie, montate între arborii cajei în condiții similare poziției rozelor, prin tensionarea cajei prin șurubul de reglare 13. Întreg sistemul a fost etalonat prin încărcări și descărcări succesive repetate de câte treisprezece ori, considerîndu-se valorile medii ale măsurărilor.

În figura 3.9. se redă o vedere a ansamblului de etalonare, iar în tabelul 3.1. și figura 3.10 valorile etalonate ale forței radiale.

Pentru citirea forței s-a utilizat o scară de măsură metrică electronică tip N 2322 avînd reglajul tensiunii de alimentare a

punții 8 V, fiind utilizată pe scara de sensibilitate $k = 100$.

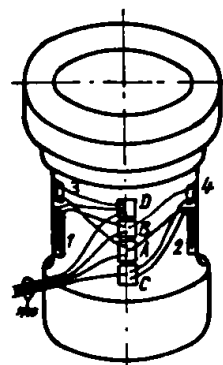
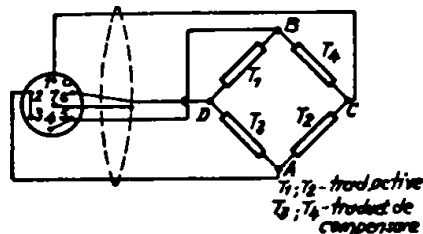


Fig. 3.8. Schema montării traductorilor tensorezistivi pe captator.

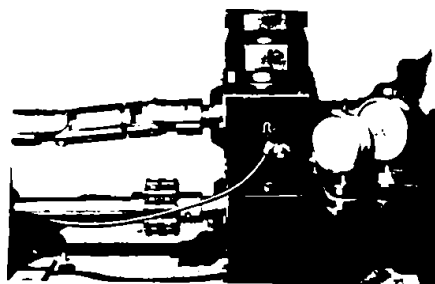


Fig. 3.9. Vedere asupra montajului pentru etalonarea captatorului de forță

Tabelul 3.1

Forța medie \bar{F} la dinamometru $K_1 = 9.37 \text{ daN/div.}$		Indicația la puntea tensometrică - tensiunea de alimentare a traductorilor $U = 8 \text{ V}$ - sensibilitatea $K = 100$													
$\bar{\alpha}$ [div]	$\bar{F} = K_1 \bar{\alpha}$ [daN]	β_1 [div]	β_2 [div]	β_3 [div]	β_4 [div]	β_5 [div]	β_6 [div]	β_7 [div]	β_8 [div]	β_9 [div]	β_{10} [div]	β_{11} [div]	β_{12} [div]	β_{13} [div]	β [div]
5.35	50.1	2	7	5	5	5	2	4	7	10,5	10	10	10	5	6.3
10.21	95.7	3	12	4	4	12	5	6	8	12	17	12	14	9	9.0
15.27	143.1	6	14	6	6	15	6	7	10	13	25	15	20	14	12.0
20.61	193.1	9	16	8	8	20	10	8	12	16	29	18	24	19	15.1
25.33	237.3	14	17	10	10	22	17	12	13	18	38	22	30	24	19.0
30.26	283.6	12	18	12	12	27	17	12	15	20	42	28	36	30	21.6
40.42	378.7	17	22	20	18	38	10	17	22	25	52	34	44	38	27.4
50.38	472.1	22	33	26	26	45	18	23	30	52	60	44	52	46	36.6
60.30	565.0	32	36	34	34	53	28	30	26	42	66	52	60	54	42
69.57	651.9	40	42	42	40	60	36	37	44	48	73	60	68	64	50.3
80.96	758.6	46	50	48	46	65	45	45	49	53	78	66	70	72	56.3
90.50	847.9	52	58	54	53	70	57	52	56	58	83	70	76	74	62
100.19	938.8	58	64	60	58	74	56	60	60	64	88	74	82	80	67.5
110.26	1033.2	64	72	64	62	78	60	60	64	74	94	79	88	88	72.8
120.00	1124.4	84	78	72	78	110	82	62	64	68	100	84	92	100	82.6

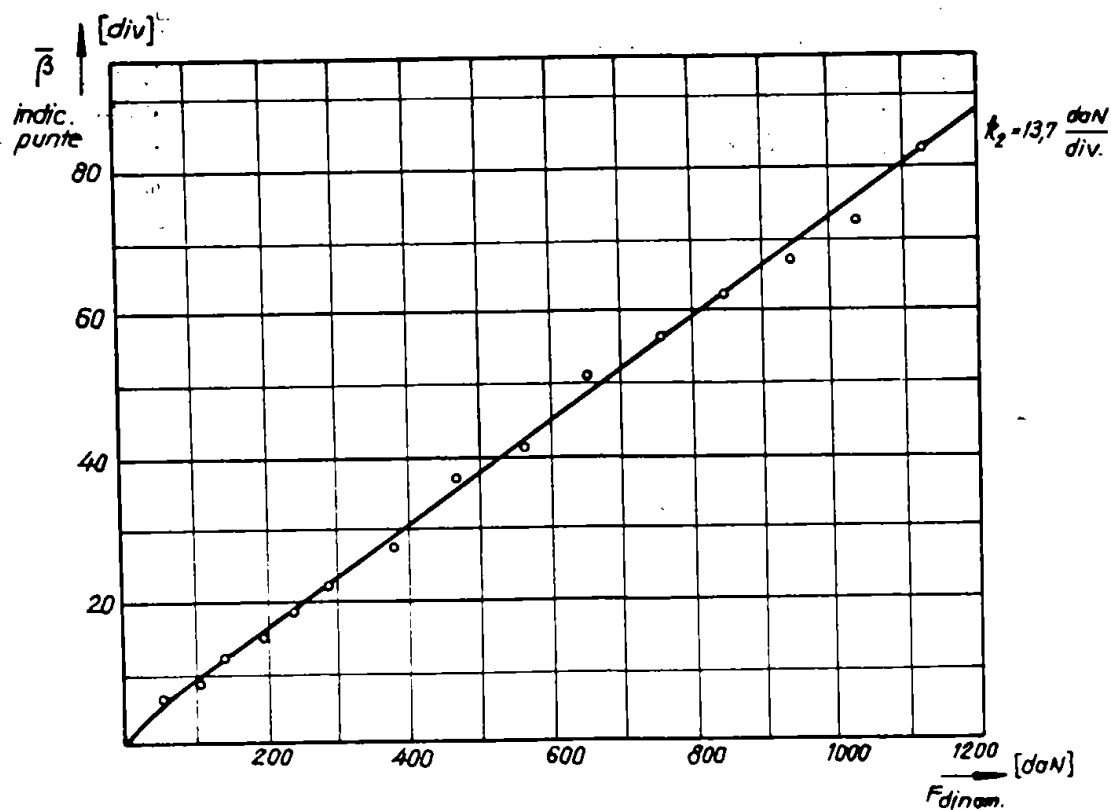


Fig. 3.10. Diagrama de etalonare a captatorului de forță din standul pentru studiul profilării

3.2. Stand pentru măsurarea puterilor și momentelor de profilare din cajele mașinilor de profilare cu role

Standul prezentat în subcapitolul 3.1. prezintă dezavantajul că nu permite simularea parametrilor energetici ai profilării în condiții reale, atunci când semifabricatul este angajat în toate perechile de role, ale unui anumit tip de mașină concretă. Pentru eliminarea acestui dezavantaj cât și pentru a se evita realizarea unor cuple tractoare de moment complexe /54, 56, 115/ care să implice modificări constructive importante în structura transmisiei mașinii de profilare respectiv a necesității introducerii acestuia succesiv între cajele de acționare și deformare supuse studiului; s-a optat pentru o soluție indirectă, de măsurare a puterii totale absorbite și discretizarea acestuia pe cajele de deformare prin alegerea convenabilă a momentului de efectuare a măsurării la ieșirea sau angajarea succesivă a capătului semifabricatului bandă cu perechile de role.

Standul avînd schema de compunere în fig.3.11 /86/ se compune din mașina de executat falț MEF-B3 1, sau mașina de profilare MP-5,2, alimentate prin trusa de măsurare tip TW-1 IAEI, formată din modulul de alimentare 3, modulul de contorizare 4 și modulul de indicare 5. Pentru ușurarea înregistrării variației puterii de profilare la ieșirea semifabricatului din cajele de profilare ținînd cont de faptul că în urma verificărilor experimentale s-a constatat că tensiunea pe faze rămîne practic aceeași indiferent de încărcarea mașinii, se face prin folosirea unui șunt etalon de 15 A /65 mV pe o fază de alimentare a motorului de pe care se culege un semnal proporțional cu curentul respectiv cu puterea consumată. Acest semnal amplificat și redresat este vizualizat pe ecranul unui osciloscop cu memorie tip CI-35, 6, permițînd fotografierea curbei caracteristice a puterii (7). Etalonarea semnalului fotografiat se face în baza mărimilor măsurate de trusa TW-1 respectiv:

- curenți pe fazele R, S, T,
- tensiunile de fază și între fază și nul RS, ST, RT

Pentru profiluri ușoare spre exemplu "Falț dublu" unde puterea de profilare este mică, semnalul proporțional cu puterea consumată a fost preluat printr-un traductor de putere activă trifazic tip 2 TP-79 care permite obținerea unui semnal tensiune unificat de valoare sensibilă 0...10 V, permițând înregistrarea directă pe inscriptograful xya puterii de profilare.

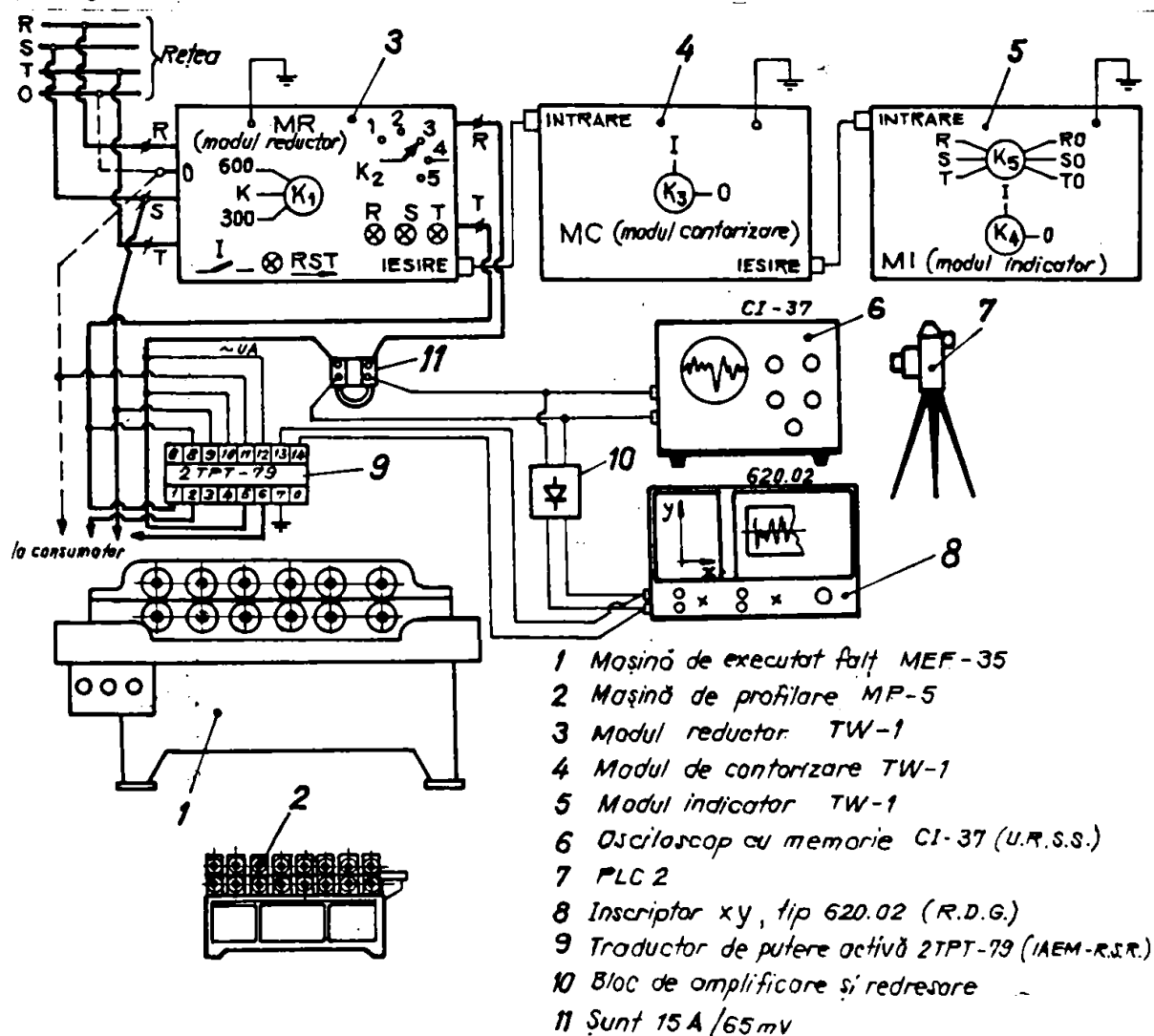


Fig.3.11. Schema compunerii standului pentru studiul experimental al momentelor și puterilor din cajele mașinii de profilare

Vederea de ansamblu al standului pentru măsurarea parametrilor energiei la profilare este prezentată în figura 3.12. Măsurarea turației la arborii cajelelor de deformare s-a făcut cu un tahometru tip U6 de fabricație RDG.

Seturile de role pentru studiile energetice sînt cele pentru profilul falț dublu "C1" din dotarea mașinii MEF-35B precum și pentru profilurile: Armătură FIDA-03 (scară redusă); Profil

□15x1; jgheab experimental și bucsă DML 8-3.

In figura 3.13. se prezintă o vedere asupra seturilor de perechi de role utilizate la studiul experimental al parametrilor energetici din procesul de profilare.

Principalele caracteristici ale standului sînt:

1. pentru echipare cu mașina de fălțuire MF-35B:

- lățimea max. a benzii de profilat	60 mm
- grosimea max. a semifabricatului	1,5 mm
- viteza de profilare	14 m/min
- numărul perechilor de role	2x6
- puterea instalată	4 kW

2. pentru echipare cu mașina de profilare MF-5:

- lățimea benzii	130 mm
- grosimea maximă	1,75 mm
- viteza de profilare	15/30 m/min
- numărul cajelor de deformare	12
- puterea instalată	2,9/4 kW

Inregistrarea grafică a puterii consumate prin semnal unificat cu amplitudinea de 0...10 V/max. 20 mA.

Studiile experimentale au urmărit următoarele aspecte:

- verificarea corectitudinii de alegere a succesiunii rîndurilor de profilare și corelarea geometriei sculelor,

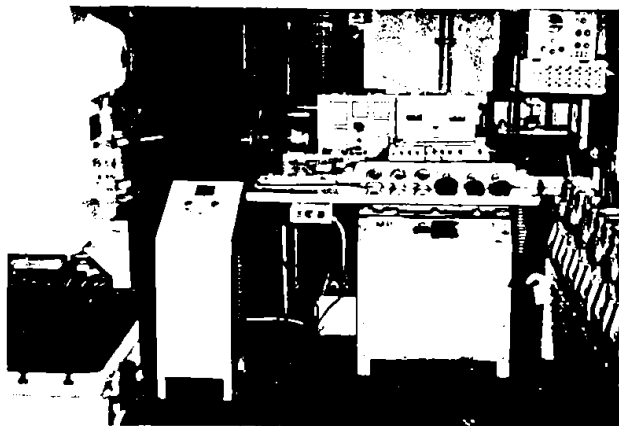


Figura 3.12. Vederea standului pentru măsurarea parametrilor energetici

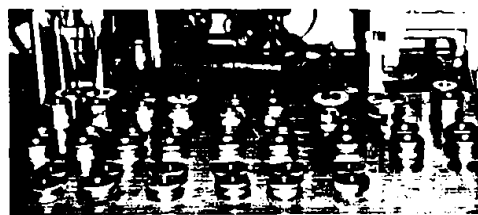


Fig. 3.13. Seturi de role pentru studii energetice

- posibilitatea realizării gradelor de deformare propuse, prin stabilirea deformațiilor suferite de material și influența acestora asupra stabilității procesului de profilare,
- determinarea puterilor și momentelor de profilare din cajele de deformare în vederea stabilirii unor corelări între parametri geometrici și energetici realizați,
- determinarea forțelor din cajele de deformare,
- influența vitezei de profilare asupra parametrilor energetici,

Determinarea influențelor parametrilor principali de influență pentru stabilirea legităților de desfășurare a procesului de deformare a benzilor prin profilare cu tren de role este o problemă complexă și poate constitui obiectul unui mare volum de cercetări ulterioare.

Instalațiile experimentale permit următoarele determinări:

- modelarea proceselor de profilare care necesită pînă la 12 faze de profilare, prin adaptarea corespunzătoare a setului de role active,
- măsurarea și înregistrarea directă a parametrilor energetici putere (moment) și forță de deformare,
- solicitarea semifabricatului la diferite viteze de profilare.

Cu privire la metoda de măsurare a forței verticale de profilare pe primul stand descris în acest capitol respectiv în condiții de executare a profilării în mod succesiv pe o singură cajă, prin schimbarea perechilor de role, se poate aprecia că valoarea acesteia este afectată de unele erori avînd drept cauze:

- componenta verticală din forța de încovoiere longitudinală specifică profilării cu tren de role nu este măsurată. La fazele ulterioare această componentă este neglijabilă și în cazul profilării cu aranjarea benzii în toate perechile de role necesare profilării, ca urmare a rigidității longitudinale a profilului în curs de formare.

- abaterile la execuția rozelor de profilare în ceea ce privește concentricitatea suprafețelor de lucru în raport cu alezajul de fixare pe arborii capi, erorile la profilul rozelor, reglajul imprecis al acestora etc.;

- abaterile la grosimea semifabricatului bandă, mai ales dacă se ajunge la condiția de laminare ca urmare a reglării unui joc între role la valoarea grosimii nominale a benzii.

Se poate aprecia că în condiții de etalonare prin încărcare statică, traductorul (captatorul) de forță lucrează cu o abatere de la linearitate sub 5% pentru forțe între 100...1200 daN.

În cazul măsurării puterii de profilare pe cel de al doilea stand, în urma verificărilor experimentale s-a constatat faptul că valoarea semnalului cules în sarcină față de cel la mersul în gol este foarte puțin diferit ceea ce face dificilă înregistrarea directă a variației acestuia pe osciloscop sau inscriptograf. În cazul inscriptografului, mărirea amplificării la valori mari și respectiv deplasarea originii, conduc la instabilități în timpul înregistrării, respectiv la erori cauzate de către aparat.

Ca urmare a fost necesară prelucrarea anterioară a semnalului cules, în care scop a fost utilizat un traductor de putere trifazată activă, introdus în circuitul de putere al motorului electric. Semnalul astfel obținut cu o valoare sensibilă la mersul în sarcină față de cel în gol, a permis înregistrare comodă direct pe inscriptograf, oscilogramele obținute încadrându-se pe formate suficient de mari A4 până la A3. La vitezele de profilare de până la 30...40 m/min, variația puterii la angajarea benzii permite înregistrarea pe inscriptograf, pentru valori superioare fiind necesară folosirea oscilografului cu memorie și respectiv fotografierea oscilogramei memorate de pe ecran.

Capitolul 4.

**CONTRIBUTII TEORETICE SI EXPERIMENTALE
PRIVIND STUDIUL PARAMETRILOR ENERGE -
TICI LA PROFILAREA BENZILOR CU TREN
DE ROLE**

**4.1. Necesitatea definirii parametrilor
procesului de profilare**

4.1.1. Aspecte generale

Deformarea materialului în procesul de profilare pe mașini cu role are un caracter complex /52, 117, 118/ prezentând unele asemănări, dar și deosebiri cu procesul de îndoire pe matrițe obișnuite. Ea se extinde pe o porțiune longitudinală a benzii cuprinsă între două perechi succesive de role, numită de către diverși autori "porțiune de trecere". Modelarea matematică a procesului de profilare a fost realizată de către diverși cercetători prin scheme mai mult sau mai puțin simplificate în scopul stabilirii și definirii dependențelor cantitative /52/ în rezolvarea aspectelor tehnologice ale procesului.

Starea de tensionare și deformare caracteristică procesului îndoirii pe matrițe /56, 78/ conform figurii 4.1. este corespunzătoare unei tensionări în plan, pentru cazul

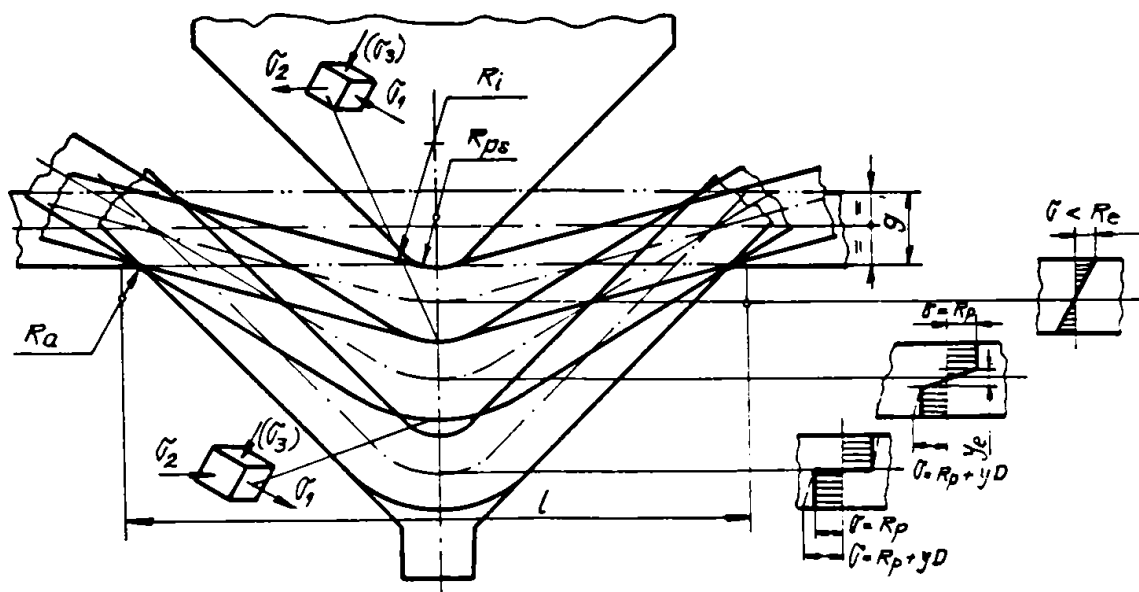


Fig. 4.1. Schema tensionării semifabricatului la îndoirea pe matrițe /56/

cel mai frecvent întâlnit în practică, al îndoirii semifabricate-
lor cu lățime relativă $B \geq 3g_0$. Pentru acest caz tensiunile se ma-
nifestă numai pe zona unghiului de îndoire lipsind practic pe por-
țiunile lineare ale arripilor și sînt pentru stratul interior de
compresiune longitudinală și întindere transversală și respectiv
pentru stratul exterior de întindere longitudinală și compresiu-
ne transversală. Dacă tensiunile longitudinale sînt o consecință
directă a încovoierii materialului sub acțiunea elementelor ac-
tive ale matriței, tensiunile transversale apar ca urmare a de-
formării la volum constant, ele fiind neglijabile pentru cazul
lățimilor relative ($B/g_0 < 3$) mici, caz pentru care se înregis-
trează modificarea importantă /32, 33, 78/ a formei secțiunii
transversale. După direcția de mișcare a porsonului apare în ca-
zul calibrării și a treia tensiune (σ_3) de compresiune, ea
putînd fi neglijată pentru fazele anterioare calibrării. În toa-
te cazurile se înregistrează o subțiere a grosimii cu valori
pînă la 15...20%.

Pe măsură ce se micșorează raza relativă de îndoire
 R_1/g_0 , tensiunile cresc de la "stratul neutru" către straturile
interior și exterior, pînă la atingerea limitei de curgere.
Pentru raze de îndoiri mici $R_1 < 2g_0$, porțiunea deformată elas-
tic este foarte redusă ($y_e < 0,2g_0$) și ca urmare pentru defini-
rea parametrilor energetici se consideră cazul îndoirii total
plastice cu ecrusare /78, 98, 110/, tensiunea reală fiind
definită prin relația:

$$\sigma_y = R_{p0,2} + D \cdot y \quad (4.1)$$

unde:

$R_{p0,2}$ - este limita de curgere tehnică
 D - este modulul de ecrusare

Considerînd ecrusarea liniară cu deformația, modu-
lul de ecrusare are expresia:

$$D = \frac{\sigma_{\max} - R_{p0,2}}{g_0/2} \quad (4.2)$$

tensiunea maximă din stratul exterior supus întinderii longitudi-
nale fiind limitată pentru evitarea ruperii la valcarea:

$$\sigma_{\max} = 0,8 (1 + A5) \cdot R_m$$

unde:

$A5$, este alungirea specifică la rupere,
 R_m , este rezistența la rupere a materialului piesei

În baza acestor considerații unii autori definesc momentul interior necesar deformării semifabricatului prin relația:

$$M_i = W(1,3 + 0,8 - A5) R_m \quad (4.4)$$

unde: W , este modulul de încovoiere al secțiunii transversale al semifabricatului

Pornind de la relația (4.4) și considerînd cazuri particulare de acțiune a elementelor active ale matriței de îndoire pentru diverse soluții constructive se pot deduce valorile forțelor de îndoire necesare.

În alte lucrări de specialitate /113, 116/ unii autori consideră pentru cazul real, ecruisarea după o lege exponențială:

$$\sigma_{\text{real}} = C \cdot \psi^n \quad (4.5)$$

unde:

ψ , este gîtuirea specifică suferită de material,
 C , n fiind coeficienți de proporționalitate

Coeficienții C și n se pot determina din condiții la limită, pentru considerarea momentului de apariție al gîtuirii $\psi = \psi_g$ și conduc la expresia tensiunii reale:

$$\sigma_{\text{real}} = \frac{R_m}{1 - \psi_g} \cdot \left(\frac{\psi}{\psi_g} \right)^{\frac{\psi_g}{1 - \psi_g}} \quad (4.6)$$

unde valoarea gîtuirii poate fi substituită prin deformația relativă liniară:

$$\psi = \frac{\varepsilon}{1 + \varepsilon} \quad (4.7)$$

Conform ipotezei lui Bernoulli alungirea longitudinală se poate exprima prin:

$$\varepsilon = \frac{y}{S} \quad (4.8)$$

Din punct de vedere al desfășurării procesului încovoiere, se constată /70, 71, 115/ unele asemănări ale procesului de îndoire pe matrițe și prin profilare pe roți cu role. Astfel în figura 4.2. se prezintă cazul particular al îndoirii în V pe matrițe, care în cure de formare are loc în trei faze distincte:

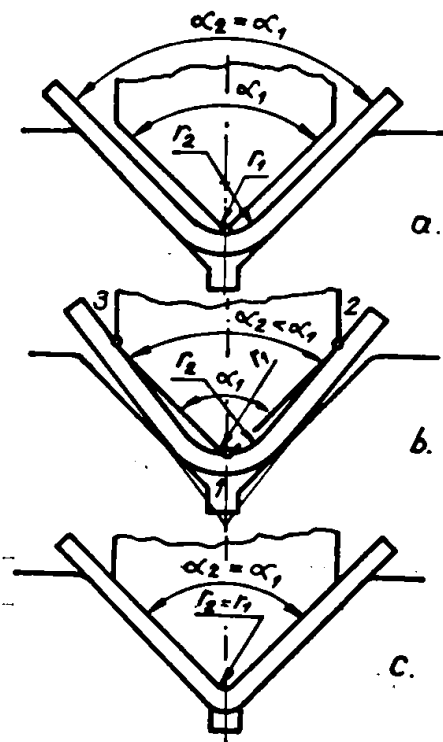


Fig.4.2. Schema fazelor de deformare caracteristice, la îndoire în V pe matrițe / 80 /

- încovoierea cu $\alpha_2 = \alpha_1$ și $r_2 > r_1$ înregistrându-se contactul dintre poanson și semifabricat într-un punct;
- faza a doua se obține către sfârșitul procesului de încovoiere liberă, când contactul poanson și semifabricat se realizează după trei puncte respectiv se obțin parametrii $\alpha_2 < \alpha_1$ și $r_2 > r_1$
- faza finală pentru care se înregistrează o puternică "lovitură calibrare" pentru care se obțin parametrii finali:

$$\alpha_2 = \alpha_1 \text{ și } r_2 = r_1$$

Se face observația că indicele 1 corespunde elementelor active, iar indicele 2, parametrilor piesei în curs de îndoire.

În cazul profilării fazele caracteristice asemănătoare celor întâlnite în cazul precedent, se regăsesc în secțiuni transversale succesive de-a lungul "porțiunii de trecere" conform schemelor din figura 4.3.

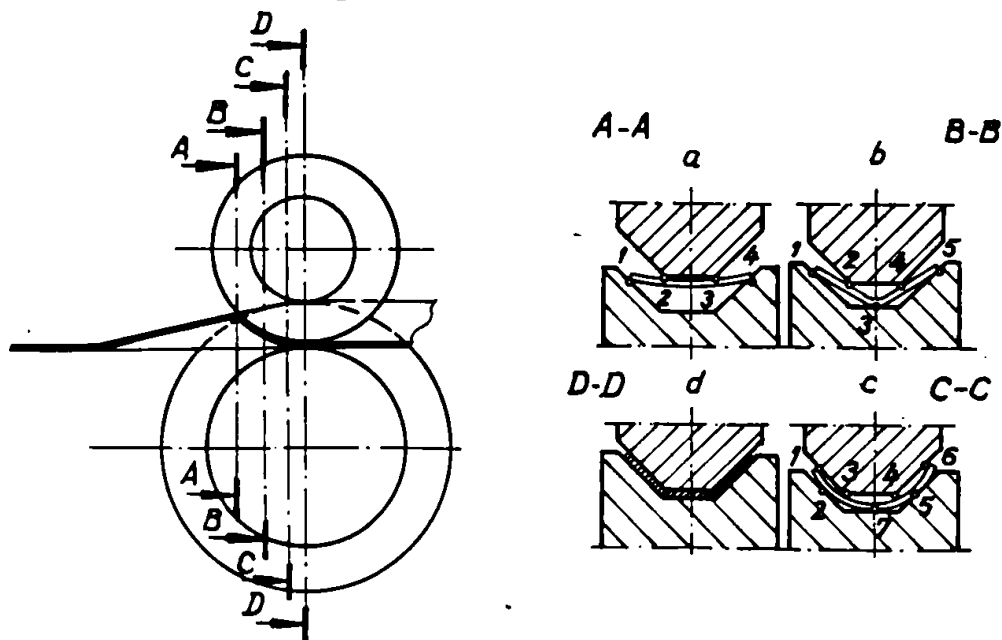


Fig.4.3. Schema fazelor caracteristice ale deformării semifabricatului în procesul de profilare

- prima fază are loc din momentul întâlnirii benzii cu suprafața rolei inferioare și când prin ridicarea semifabricatului se întâlnește rola superioară. Pentru acest moment contactul benzii cu rolele, se realizează pe câte două puncte 1-4 și 2-3,
- în faza a doua, se înregistrează o creștere a curburii semifabricatului, contactul acestuia extinzându-se prin trei puncte 1-3-5 cu rola inferioară,
- în faza a treia prin mărirea unghiului de îndoire se extinde contactul și pe rola superioară în patru puncte 1-3-4-6 corespunzând unei încovoieri cu rezemare liberă a semifabricatului,
- în ultima fază se înregistrează "calibrarea" secțiunii profilului și obținerea parametrilor finali ai secțiunii corespunzător perechii respective de role.

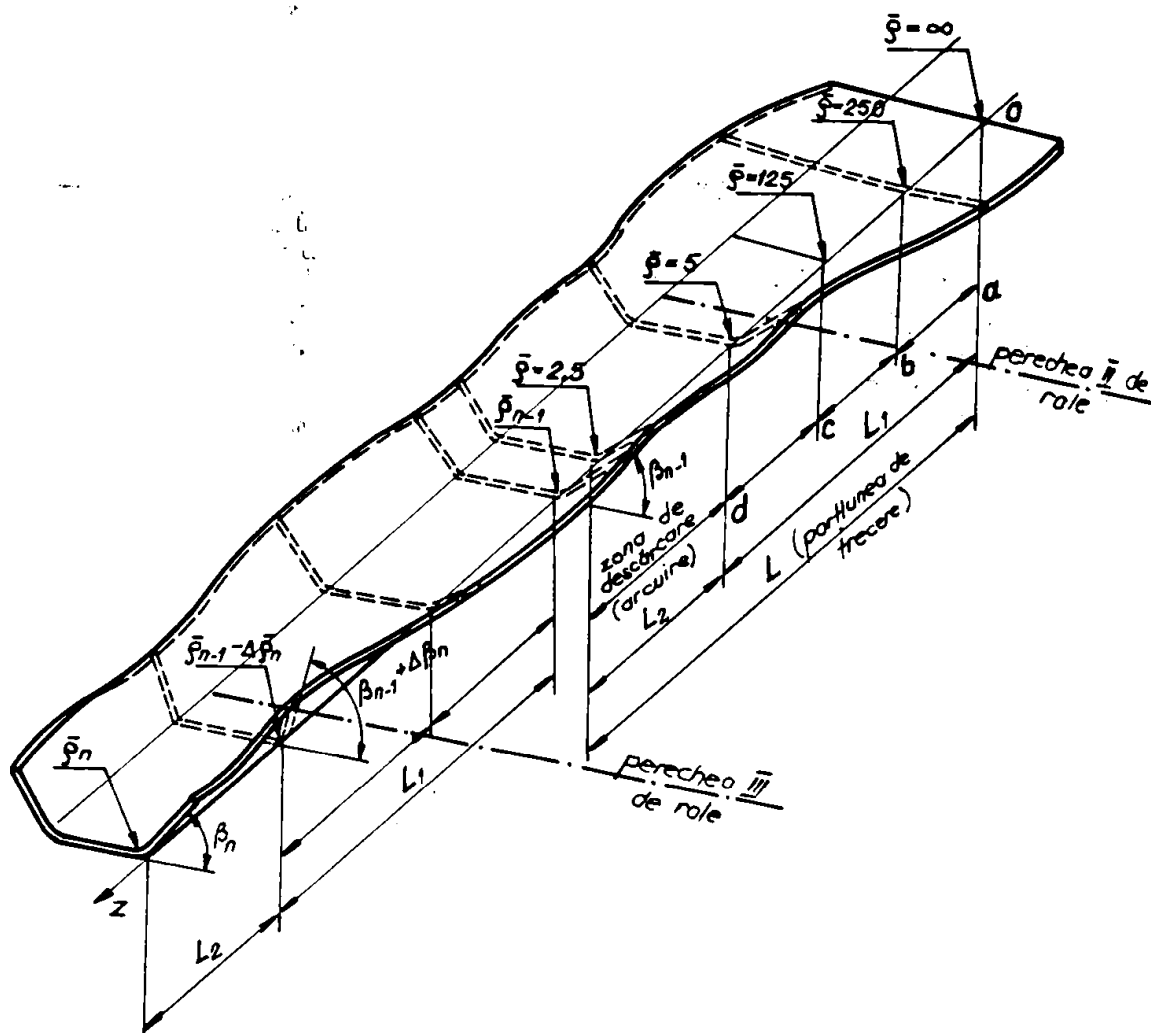


Fig.4.4. Schema reală de profilare a benzilor pe mașini cu role

Din punct de vedere al stării de tensiune există deosebiri esențiale între procesul îndoirii pe matrițe și respectiv de profilare, cele mai importante fiind:

- starea de tensiune în zona de curbură, în lungul liniei de îndoire se modifică monoton conform schemei din figura 4.4. corespunzând deformațiilor în domeniul elastic (segmentul \overline{ab}), elastoplastic (\overline{bc}) și plastic cu ecruisare (\overline{cd}). Din datele furnizate în literatură /115, 116/ rezultă că începând cu caja nr. 3 (fig.4.5) când practic se poate atinge raza relativă $\xi = R_1/g_0 = 2,5$, deformațiile benzii au practic caracter plastic;

- în cazul profilării, în aripa îndoită apar tensiuni importante și după direcția longitudinală, provocate de deformația longitudinală a muchiei. Deformațiile longitudinale au caracter opus, de alungire predominantă pentru unghi de îndoire $\beta < 90^\circ$ și de compresiune pentru $\beta > 90^\circ$ fiind limitate din considerente calitative impuse produsului final;

- starea de tensionare diferă la capete prin neechilibrarea tensiunilor interne, acest aspect prezentînd importanță pentru cazul profilării pieselor individuale, obținute din semifabricat fîșie.

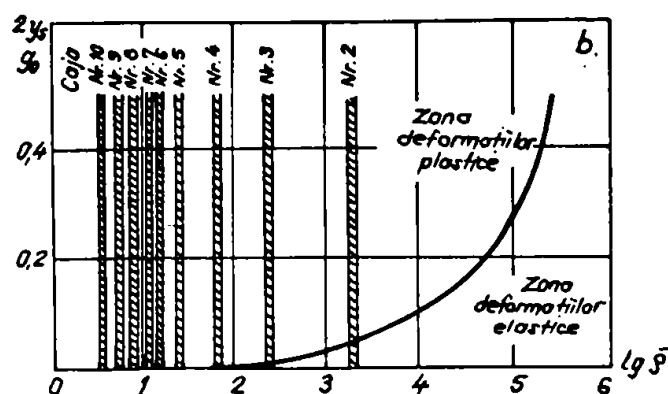
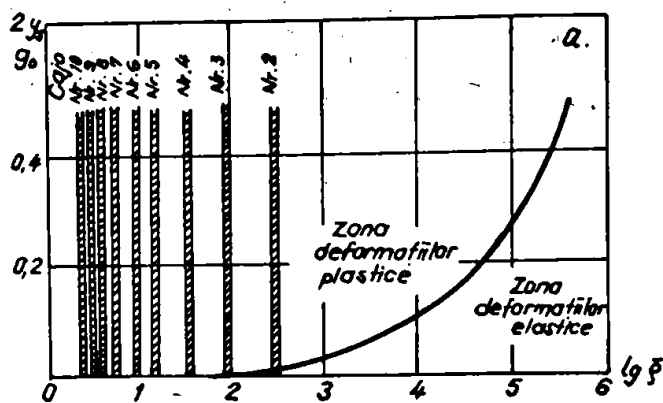


Fig. 4.5. Distribuția deformațiilor pe caje la profilarea pe mașini cu role /115, 116/

Variația razei relative ξ , de îndoire este de sens opus variației unghiului de îndoire. Pe porțiunea de trecere ea scade monoton, respectiv după depășirea planului axial al rotelor se definitivează o valoare în zona de curburii elastice.

Trisevski, I.S.

/116/ definește raza relativă prin relația:

$$\xi = \frac{b_n}{\beta_{n-1} + \beta_n(z)} \quad (4.9)$$

unde: b_n , este lățimea de îndoire

β_{n-1} , este unghiul de îndoire la faza anterioară și

$\beta(z)$, este variația unghiului pe porțiunea de trecere a fazei de profilare considerată.

Pentru evitarea ruperii materialului pe stratul exterior, se limitează valoarea minimă a razei interioare de îndoire.

Makelt propune /56/ limitarea razei minime la valoarea:

$$r_{2 \text{ min}} = (0,85 \frac{R_m}{A5} + 0,5) \cdot g \quad (4.10)$$

La deducerea razei minime de îndoire /115/ Trisevski propune de la mărimea tensiunii longitudinale din locui îndoirii:

$$\sigma_i = \frac{R_m}{1-Z} \quad (4.11)$$

unde: Z , este gîtuirea specifică la rupere

Valoarea tensiunii pe stratul exterior este definită prin relația:

$$\sigma_i^e = R_{p0,2} + K_2 \cdot \frac{D}{2} \ln \frac{R_e}{R_i} \quad (4.12)$$

unde: $k_2 = 1,05 \dots 1,15$, este coeficient dependent de subțierea suferită de material,

D , este modului de ecrusare

R_i, R_e , sînt razele interioară și exterioară de îndoire.

Rezultă valoarea razei minime de îndoire:

$$r_{k \text{ min}} = \frac{1}{e_x \left[\frac{R_t}{k_2 \cdot R_t (1-Z)} - \frac{1-A5}{k_2} \right]^{-1}} \quad (4.13)$$

unde:

R_t , este limita de curgere tehnică, a materialului semifabricatului

In practica proceselor de profilare, raza minimă recomandată are valoarea:

$$r_{\text{min}} = (1,7 \dots 2)r_t \quad (4.14)$$

Realizarea unor deformații cu caracter remanent impune ca încovoierea să provoace deformații care să depășească la limită starea de tensionare din domeniul elastic. Considerând cazul la limită, conform legii lui Hooke, deformația minimă necesară este:

$$\varepsilon > \frac{\sigma}{E} \quad (4.15)$$

și ținând cont de deformația relativă a stratului exterior, în lungul aripei îndoită rezultă:

$$\varepsilon_1 \approx \frac{g}{2r} \quad (4.16)$$

Condiția îndoirii plastice este:

$$\rho = \frac{r_i}{g} \leq \frac{E}{2R_{p0.2}} \quad (4.17)$$

Regimul de profilare poate fi definit printr-un număr de parametri principali legați de piesa prelucrată și de sculele aferente, respectiv de utilajul de profilare utilizat și de un număr de parametri derivați.

În tabelul 4.1. se prezintă principalii parametri tehnologici ai procesului de profilare:

Tabelul 4.1

PARAMETRU DEFINIT DE	DENUMIREA PARAMETRULUI		SIMBOL	U.M.
	PARAMETRU PRINCIPAL	PARAMETRU DERIVAT		
SEMIFABRICAT	—	Lățimea semifabricatului	B	[mm]
	—	Grosimea semifabricatului	g	[mm]
	—	Rezistența la rupere (a materialului semifabricatului)	R _m	$\left[\frac{N}{mm^2}\right]$
	—	Limita de curgere convențională (a materialului semifabricatului)	R _{p0.2}	$\left[\frac{N}{mm^2}\right]$
	—	Alungirea la rupere (a materialului semifabricatului)	A ₅	[%]
PIESĂ	Unghiul de indoire	—	β ₂	[grad]
	Raza de indoire	—	r ₂	[mm]
	—	Raza relativă	ρ = $\frac{r_2}{g}$	—
	Lățimea porțiunii îndoită	—	b	[mm]
	—	Înălțimea de indoire	h	[mm]
SCULĂ	Unghiul sculei	—	β ₁	[grad]
	Raza sculei	—	r ₁	[mm]
	Diametrul de bază	—	D _b	[mm]
UTILAJ DE PROFILARE	Lungimea dintre caje	—	L	[mm]
	Viteza de profilare	—	v ₀	$\left[\frac{m}{min}\right]$

Corelarea parametrilor procesului, determină realizarea condițiilor optime de tensionare și deformare respectiv obținerea preciziei de profilare impuse, precum și mărirea parametrilor energetici, forța de deformare și momente din cajele de profilare determinând încărcarea mașinii.

Obținerea unei capacități productive înalte a mașinii de profilare în condițiile unei încărcări raționale, impune optimizarea parametrilor procesului de profilare.

4.1.2. Presiuni la contactul semifabricatului bandă, cu rolele de deformare

Cunoașterea distribuției reale și a mărimii presiunilor la contact dezvoltate de materialul /115/ supus prelucrării, pe rolele cajelor de deformare, permite determinarea unor componente ale forțelor de profilare și a momentului de antrenare a benzii. De asemenea, presiunile la contact determină durabilitatea aculelor de profilare.

Considerând sistemul de referință în coordonate rectangulare având direcțiile: x paralelă la generatoarea suprafeței de lucru a rolei, y normală la suprafața de lucru și z paralelă cu direcția mișcării, se pot defini în baza relațiilor lui Hertz, mărimile caracteristice ale presiunilor la contact, a semifabricatului profilat, pe suprafețele de lucru, conform schemei din figura 4.6.

$$P_x = \begin{cases} \frac{3\pi}{16D_1} \cdot \frac{R_x - R_x}{R_x \cdot R_x} \cdot \left\{ R_x^2 - [R_x - h_0 + r\sqrt{r^2 - (x-c-c_1)^2}]^2 \right\}, & \text{pentru } x \leq c \\ \frac{R_{poz} \cdot g^2}{4x} + 3,52 \cdot 10^{-4} \cdot E_1 \cdot \beta^{1,4} \cdot g^{-2,6}, & \text{pentru } x > c \end{cases} \quad (4.13)$$

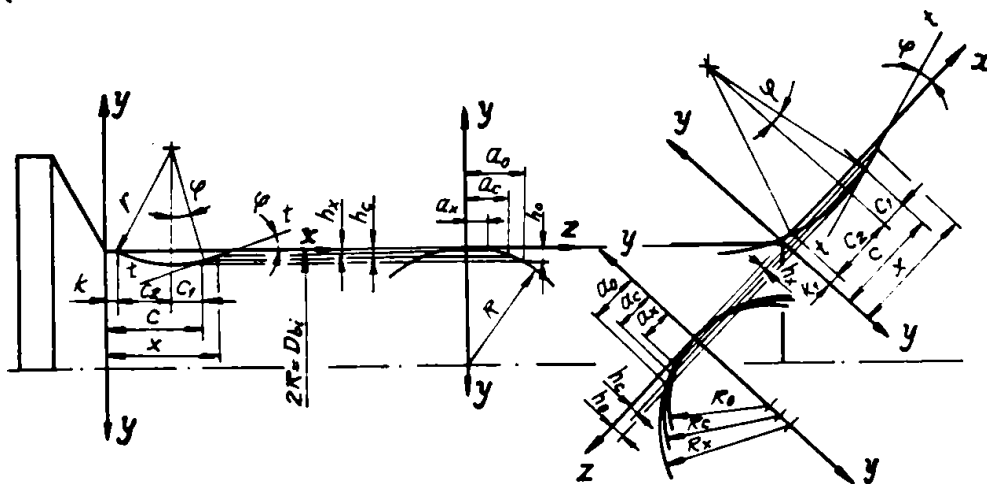


Fig.4.6. Schema pentru determinarea presiunilor la contactul semifabricatului cu rolele de profilare /115/

$$a_x = \left\{ R_x^2 - [R_x - h_0 + r - \sqrt{r^2 - (x - c - c_1)^2}]^2 \right\}^{0,5}, \text{ pentru } x < c \quad (4.19)$$

$$\left[\frac{16 D_1}{3\pi} \cdot \frac{R_x \cdot R_c}{R_x - R_c} \cdot \left(\frac{R_{p,z} \cdot g^2}{4x} + 3,5 \cdot 10^{-4} \cdot E \cdot \beta^{1,4} \cdot g^{2,6} \cdot b^{2,6} \right) x \right]^{0,5}, x \geq c \quad (4.20)$$

$$p_y(x, z) = \frac{2 \cdot J_x}{\pi \cdot a_x} \cdot \left(1 - \frac{z}{a_x} \right)^{0,5}$$

unde:

p_x , este presiunea la contact corespunzătoare punctului curent de abscisă x ,

a_x , este mărimea arcului de contact semifabricat-rolă,

$c = r \operatorname{tg} \frac{\beta_t}{2}$, este abscisa punctului corespunzător începerii porțiunii liniare a pieșei îndoite

$r = g \left(\frac{135}{\beta_t} + 0,5 \right) - 2g$, este raza exterioară a porțiunii îndoite la intrarea în perechea de role

$R_x = \frac{D_{b1}}{2 \cos \beta_t} + x \cdot \operatorname{tg} \beta_t$, este raza porțiunii tronconice a rolei în punctul curent de abscisă x ,

$\gamma_x = \operatorname{arc} \operatorname{tg} \frac{\pi \cdot x \cdot \beta}{180^\circ}$, este unghiul normalei în punctul x la suprafața rolei, cu planul axial al rozelor,

$l_{\gamma_x} = \frac{\pi \cdot R_x \cdot \gamma_x}{180^\circ}$, este lungimea arcului de contact semifabricat rolă în planul axial al rozelor

$R = \frac{E_1 \cdot g^3}{12 p_x (x - l_{\gamma_x})}$, este raza suprafeței de contact cu rola (E_1 - este modulul de elasticitate longitudinală pentru semifabricat)

$a = \left(\frac{16 D_1 \cdot p_c}{3\pi} \cdot \frac{R_c' \cdot R_c}{R_c' - R_c} \right)$, este lungimea de contact după axa z , h este distanța de la arcul de contact la coarda corespunzătoare arcului

$D_1 = \frac{3}{4} \left(\frac{1 - \nu_1^2}{E_1} - \frac{1 - \nu_2^2}{E_2} \right)$, este coeficientul de corecție legat de caracteristicile materialului și sculei

Rezolvarea sistemelor de ecuații (4.18), (4.19) și (4.20) determină distribuția presiunilor la contact spre exemplu pentru realizarea profilurilor U, conform schemei din figura 4.6., valori în baza cărora se poate determina componenta forței de calibrare.

$$F_c = 2 \gamma_x \cdot R_x \cdot (c_1 + c_2) \cdot \cos \beta_0 \cdot p_y \quad (4.21)$$

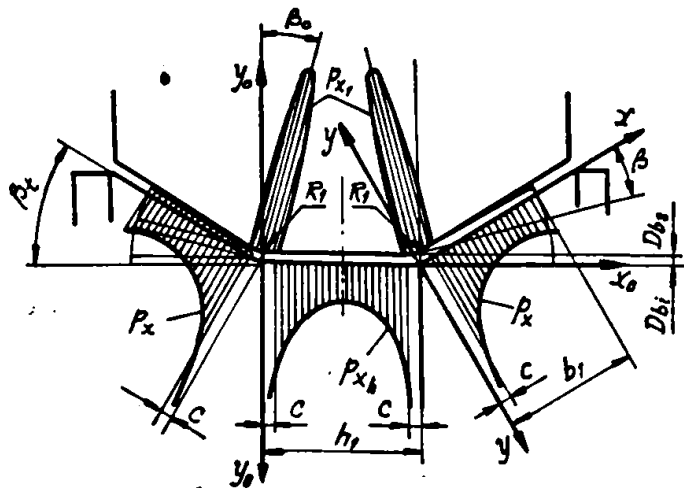


Fig.4.7. Distribuția presiunii la contact semifabricat - role pentru profilul U /115/

și respectiv componenta momentului din caje necesar antrenării benzii:

$$M_c = p_x \cdot \mu_c \cdot \frac{D_{ob}}{2} \quad (4.22)$$

4.1.3. Tensionarea materialului în lungul porțiunii de trecere

Definirea stării de tensionare a materialului /115, 116, 117/ în procesul de profilare pe mașini cu role, prin precizarea tuturor tensiunilor care acționează în fiecare punct al materialului supus prelucrării se poate realiza pornind de la sistemul de ecuații ce descriu echilibrul pe volumul elementar, a tensiunilor normale principale, considerînd sistemul de referință în coordonate cilindrice, orientat după direcțiile principale: r (normala la direcția de profilare), φ , z (paralelă cu direcția de profilare) conform schemei din figura 4.7.

$$\begin{cases} \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \tau_{r\varphi}}{\partial \varphi} - \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} - \frac{\sigma_r - \sigma_\varphi}{r} = 0 \\ \frac{\partial \tau_{r\varphi}}{\partial r} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \sigma_\varphi}{\partial \varphi} - \frac{\partial \tau_{\varphi z}}{\partial z} - \frac{2 \tau_{z\varphi}}{r} = 0 \\ \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial r} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \tau_{\varphi z}}{\partial \varphi} - \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} - \frac{\tau_{zr}}{r} = 0 \end{cases} \quad (4.23)$$

Considerînd ecuația de plasticitate Huber-Mises:

$$R_{p0,2} = \frac{1}{\sqrt{2}} \left[(\sigma_r - \sigma_\varphi)^2 + (\sigma_\varphi - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_r)^2 \right] + 6 (\tau_{r\varphi}^2 + \tau_{\varphi z}^2 + \tau_{zr}^2) \quad (4.24)$$

se obțin mărimile tensiunilor normale principale:

a. pentru stratul exterior:

- tensiunea radială:

$$\sigma_r^e = -\frac{2}{\sqrt{3}} \cdot R_{p0,2} \cdot \ln \frac{R_e}{r}$$

- tensiunea tangențială: (4.25)

$$\sigma_\varphi^e = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot R_{p0,2} \cdot (1 - \ln \frac{R_e}{r})$$

- tensiunea axială:

$$\sigma_z^e = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot R_{p0,2} \cdot \left(\frac{1}{2} - \ln \frac{R_e}{r} \right)$$

b. pentru stratul interior:

- tensiunea radială:

$$\sigma_r^i = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot R_{p0,2} \cdot \ln \frac{r}{R_i}$$

- tensiunea tangențială: (4.26)

$$\sigma_\varphi^i = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot R_{p0,2} \cdot (1 + \ln \frac{r}{R_i})$$

- tensiunea axială:

$$\sigma_z^i = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot R_{p0,2} \cdot \left(\frac{1}{2} + \ln \frac{r}{R_i} \right)$$

unde:

$r = \varrho_0 + y$, y fiind ordonata punctului curent față de stratul neutru

$$\varrho_0 = \sqrt{R_e \cdot R_i}, \text{ este raza stratului neutru.}$$

Considerînd ecruisarea materialului după o lege liniară:

$$\sigma_y = R_{p0,2} + D \cdot \epsilon, \quad (4.27)$$

respectiv pornind de la expresia deformației reale:

$$\epsilon = \ln(1 + \varepsilon) = \ln \frac{r}{\varrho_0} = \ln \left[1 + \frac{\beta_t(z)}{b_i} \cdot y \right] \quad (4.28)$$

și respectiv considerînd expresiile razelor straturilor interior și exterior:

$$R_i = 0,5 \left[\left(\frac{4 b_i^2}{\beta_t^2} + \varrho_0^2 \right)^{0,5} + \varrho_0 \right] \quad (4.29)$$

$$R_e = 0,5 \left[\left(\frac{4 b_i^2}{\beta_t^2} + \varrho_0^2 \right)^{0,5} - \varrho_0 \right] \quad (4.30)$$

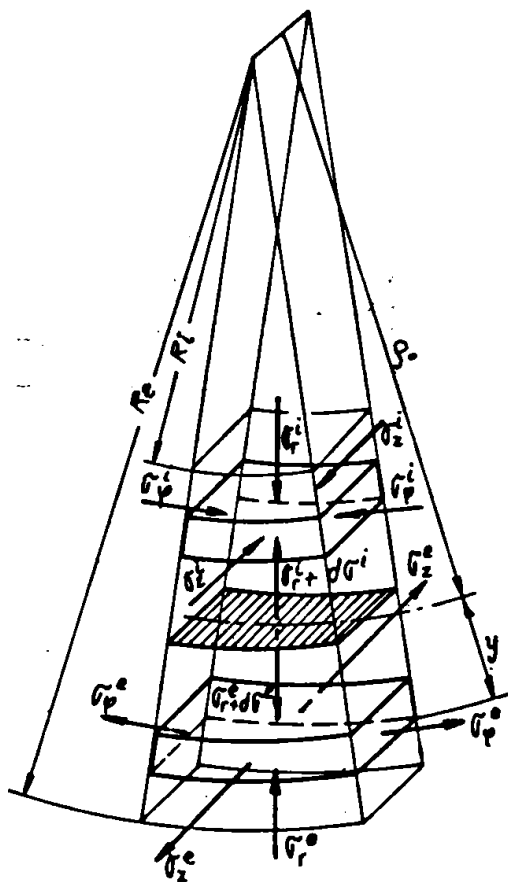


Fig.4.8. Schema de tensiionare, la profilarea pe mașini cu role /115/, /116/

Se obțin expresiile tensiunilor normale principale:-

a. pentru stratul exterior:

$$\sigma_r^e = -\frac{2}{\sqrt{3}} R_{p0.2} \cdot \ln \left\{ \frac{2 \beta_t}{b_i + y \beta_t} \cdot \left[\left(g_0^2 + \frac{4 b_i^2}{\beta_t^2} \right)^{0.5} + g_0 \right] \right\} - \frac{D}{\sqrt{3}} \ln \left\{ \frac{\beta_t}{2 b_i} \left[\left(g_0^2 + \frac{4 b_i^2}{\beta_t^2} \right)^{0.5} + g_0 \right] \right\} + \frac{D}{\sqrt{3}} \ln^2 \left(1 + y \cdot \frac{\beta_t}{b_i} \right) \quad (4.31)$$

$$\sigma_\varphi^e = \frac{2}{\sqrt{3}} R_{p0.2} - \frac{2}{3} R_{p0.2} \ln \left\{ \frac{2 \beta_t}{b_i + y \beta_t} \left[\left(g_0^2 + \frac{4 b_i^2}{\beta_t^2} \right)^{0.5} + g_0 \right] \right\} + \frac{2D}{\sqrt{3}} \left(1 + \frac{y}{b_i} \beta_t \right) - \frac{D}{\sqrt{3}} \ln^2 \left\{ \frac{\beta_t}{2 b_i} \left[\left(g_0^2 + \frac{4 b_i^2}{\beta_t^2} \right)^{0.5} + g_0 \right] \right\} + \frac{D}{\sqrt{3}} \ln^2 \left(1 - \frac{y}{b_i} \beta_t \right) \quad (4.32)$$

$$\sigma_z^e = \frac{R_{p0.2}}{\sqrt{3}} - \frac{2}{\sqrt{3}} R_{p0.2} \ln \left\{ \frac{2 \beta_t}{b_i + y \beta_t} \left[\left(g_0^2 + \frac{4 b_i^2}{\beta_t^2} \right)^{0.5} + g_0 \right] \right\} + \frac{D}{\sqrt{3}} \ln \left(1 + \frac{y}{b_i} \beta_t \right) - \frac{D}{\sqrt{3}} \ln^2 \left\{ \frac{2 \beta_t}{b_i + y \beta_t} \left[\left(g_0^2 + \frac{4 b_i^2}{\beta_t^2} \right)^{0.5} + g_0 \right] \right\} + \frac{D}{\sqrt{3}} \ln^2 \left(1 + \frac{y}{b_i} \beta_t \right) \quad (4.33)$$

b. pe stratul interior:

$$\sigma_r^i = \frac{2}{\sqrt{3}} R_{p0.2} \ln \left\{ 2 \frac{b_i - y \beta_t}{\beta_t} \left[\left(g_0^2 + \frac{4 b_i^2}{\beta_t^2} \right)^{0.5} - g_0 \right]^{-1} \right\} + \frac{D}{\sqrt{3}} \ln^2 \left\{ \frac{\beta_t}{2 b_i} \left[\left(g_0^2 + \frac{4 b_i^2}{\beta_t^2} \right)^{0.5} - g_0 \right] \right\} - \frac{D}{\sqrt{3}} \ln^2 \left(1 - \frac{y}{b_i} \beta_t \right) \quad (4.34)$$

$$\sigma_\varphi^i = \frac{2}{\sqrt{3}} R_{p0.2} + \frac{2}{\sqrt{3}} R_{p0.2} \ln \left\{ 2 \frac{b_i - y \beta_t}{\beta_t} \left[\left(g_0^2 + \frac{4 b_i^2}{\beta_t^2} \right)^{0.5} - g_0 \right]^{-1} \right\} - \frac{2D}{\sqrt{3}} \ln \left(1 - \frac{y}{b_i} \beta_t \right) + \frac{D}{\sqrt{3}} \ln^2 \left\{ \frac{\beta_t}{2 b_i} \left[\left(g_0^2 + \frac{4 b_i^2}{\beta_t^2} \right)^{0.5} - g_0 \right] \right\} - \frac{D}{\sqrt{3}} \ln^2 \left(1 - \frac{y}{b_i} \beta_t \right) \quad (4.35)$$

$$\sigma_z^i = \frac{R_{p0.2}}{\sqrt{3}} + \frac{2}{\sqrt{3}} R_{p0.2} \ln \left\{ 2 \frac{b_i - y \beta_t}{\beta_t} \left[\left(g_0^2 + \frac{4 b_i^2}{\beta_t^2} \right)^{0.5} - g_0 \right]^{-1} \right\} - \frac{D}{\sqrt{3}} \ln \left(1 - \frac{y}{b_i} \beta_t \right) + \frac{D}{\sqrt{3}} \ln^2 \left\{ \frac{\beta_t}{2 b_i} \left[\left(g_0^2 + \frac{4 b_i^2}{\beta_t^2} \right)^{0.5} - g_0 \right] \right\} - \frac{D}{\sqrt{3}} \ln^2 \left(1 - \frac{y}{b_i} \beta_t \right) \quad (4.36)$$

În figurile 4.9 și 4.10 se prezintă distribuția tensiunilor după axele principale ale sistemului de referință.

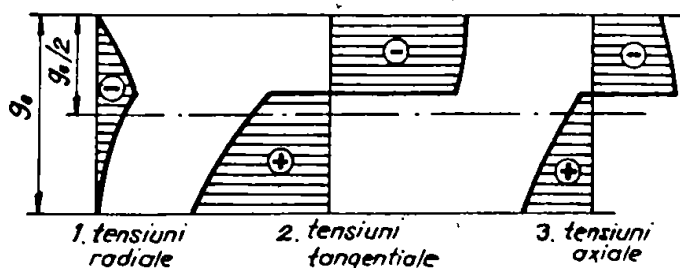
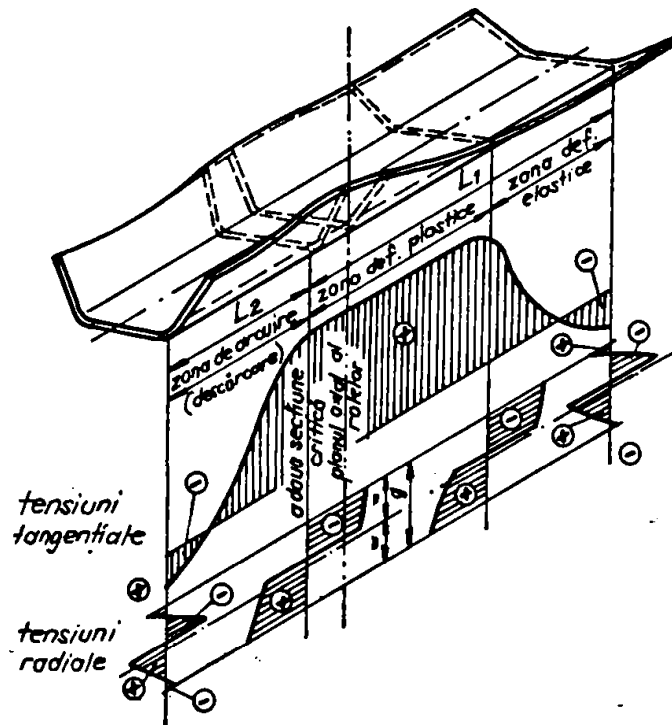


Fig.4.9. Schema distribuției tensiunilor în porțiunea unghiului de îndoire

Cunoașterea tensiunilor în lungul "porțiunii de trecere" permite definirea forței necesare îndoirii benzii pe această zonă.

Fig.4.10. Distribuția tensiunilor în lungul porțiunii de trecere



4.1.4. Asupra stării reale de deformare suferite de material pe lungimea porțiunii de trecere

Caracterul complex al deformării suferite de materialul benzii în procesul de profilare a fost descris prin diferite modelări matematice mai mult sau mai puțin complete de către diverși cercetători în scopul stabilirii pe cale analitică a diferitelor dependențe între parametrii procesului care să permită evaluarea cantitativă și calitativă a diverselor aspecte tehnologice. În baza modelului stabilit de Trișevski, I.S. /113, 115/ se consideră aripa îndoită, drept o suprafață spațială riglată. Conform cu figura 4.11, atașând sistemul rectangular de referință Oxyz se definește suprafața aripei prin funcția:

$$f(z) = \frac{d(z)}{\Delta\theta(z)}, \quad (4.37)$$

respectiv prin sistemul:

$$\begin{aligned}
 x &= x_0 \cdot \cos \beta(z) \cdot \cos \gamma - y_0 \sin \beta(z) \\
 y &= y_0 \cdot \cos \beta(z) + x_0 \sin \beta(z) \cdot \cos \gamma \\
 z &= v_0 \cdot t + x \cdot \sin \gamma
 \end{aligned}
 \tag{4.38}$$

unde: $\gamma = \arctg \frac{y_0}{x_0} \cos^2 \beta(z) \cdot \frac{d\beta(z)}{dz}$, este unghiul dintre normala la suprafața aripei și axa Ox, t, este timpul elementar, pentru modificarea elementară d(z) a poziției sistemului de referință după axa Ox, v₀, este viteza de profilare

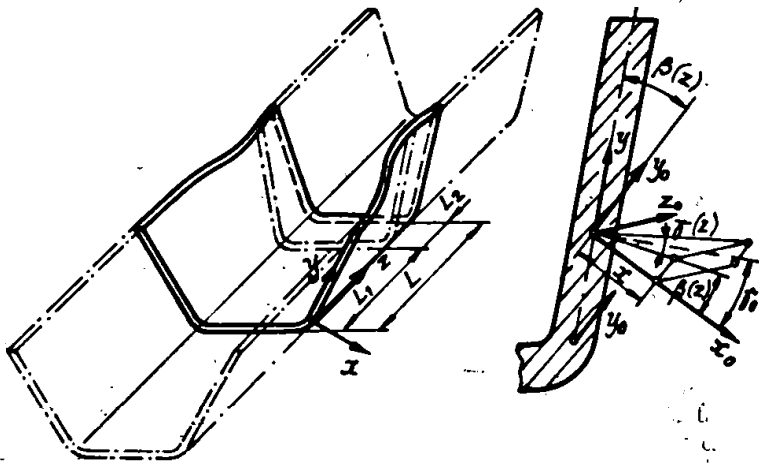


Fig.4.11. Schema porțiunii de trecere pentru definiția deformațiilor din aripa îndoită /115/

Deformația longitudinală reală din aripă este definită prin relația:

$$\begin{aligned}
 e = \frac{dl}{dl_0} - 1 \approx 0,5 \left\{ \left[y_0 \frac{d\beta(z)}{dz} + x_0 \sin \gamma \cdot \frac{d\gamma}{dz} \right]^2 + x_0^2 \cdot \cos^2 \gamma \left[\frac{d\beta(z)}{dz} \right]^2 + \right. \\
 \left. + \left[1 + x_0 \cos \gamma \cdot \frac{d\gamma}{dz} \right]^2 \right\} - 0,5
 \end{aligned}
 \tag{4.39}$$

unde: dl, dl₀, sînt deplasările după axa Oz în timpul elementar dt.

De asemeni deformația longitudinală poate fi definită prin relația:

$$e(z) = x_0 \cdot \frac{d\gamma(z)}{dz} = x_0 \cdot y_0 \left\{ \cos^2 \beta(z) \cdot \frac{d^2\beta(z)}{dz^2} - \sin^2 \beta(z) \left[\frac{d\beta(z)}{dz} \right]^2 \right\} \tag{4.40}$$

În figura 4.12. se prezintă graficul funcției $f(z) = \frac{d\beta(z)}{\Delta\beta_n}$ și respectiv al deformației longitudinale e(z). Obținerea funcției e(z) se poate face derivând funcția f(z) de două ori prin metode grafice.

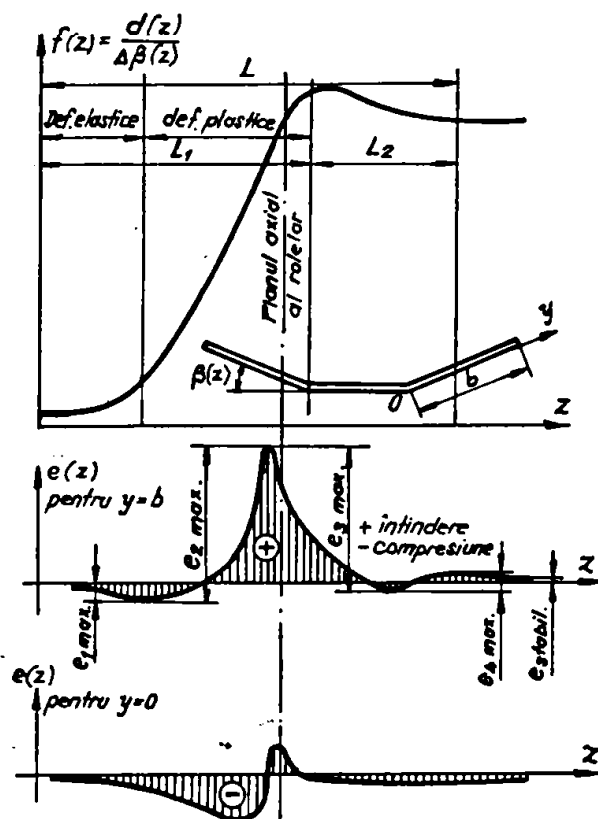


Fig.4.12. Distribuția deformației longitudinale la profilarea pe mașini cu role
/115/

Rezultă că pe prima parte a porțiunii de trecere, deformația longitudinală este de compresiune ușoară după care, întinderea devine dominantă pînă într-un plan înaintea planului axial al roletor. După ieșirea dintre role, pe porțiunea L2 apare o relaxare a materialului prin arcuire elastică în urma căreia unghiul de îndoire se micșorează respectiv raza de îndoire crește pînă la echilibrarea momentului forțelor interne cu cel al forțelor exterioare. Deformațiile longitudinale sînt maxime la muchia exterioară și respectiv minime în linia de îndoire.

Cercetările experimentale efectuate și prezentate în capitolul 2 confirmă și pentru cazurile studiate un caracter alternant al stării de deformare longitudinală, precizia de realizare a metodei propuse punînd în evidență în special deformația dominantă de întindere pentru un unghi de îndoire $\beta(z) < 90^\circ$ respectiv de compresiune pentru $90^\circ < \beta(z) < 180^\circ$. Practica proceselor de profilare dovedește că pentru stabilirea gradelor limită de deformare pe fiecare fază, este suficientă modelarea prin scheme simplificatoare, optimizarea procesului impunînd și rezolvări rapide ale algoritmului. Pentru determinarea parametrilor energetici necesari verificării posibilităților de încărcare a utilajului de profilare pentru numărul de faze optimizate, se impune considerarea cît mai apropiat de realitate a lungimii focarului de deformare, și implicit a stării de tensionare - deformare, ținînd seama și de procesul de ecrusare a materialului. Considerarea extinderii "porțiunii de trecere" respectiv a focarului de deformare pe întreaga distanță dintre caje nu corespunde realității, conducînd la supraaprecierea forței și momentului de deformare din cajele mașinii.

4.2. Cu privire la aprecierea forțelor, momentelor și puterilor din cajele de deformare, în procesul de profilare cu role

Dimensionarea organelor componente ale cajei de deformare, ale lanțului cinematic precum și verificarea încărcării mașinii de profilare pentru o exploatare rațională necesită determinarea parametrilor energetici forță de deformare, momente și puteri din caje, parametri în strânsă corelare cu parametrii geometrici realizați la fazele respective și de caracteristicile fizico-mecanice ale materialului semifabricatului prelucrat.

Diverși autori propun relații de determinare a mărimilor energointensive caracterizând procesul profilării benzilor /27, 28, 56, 115/ cu precizarea că pentru definitivarea acestora se impun verificări experimentale. Astfel în URSS este adoptată metoda de determinare a forțelor și momentelor din cajele de deformare propusă de Mäkelt, avînd la bază schema de calcul din figura 4.13 particularizată cazului profilului cornier și respectiv U.

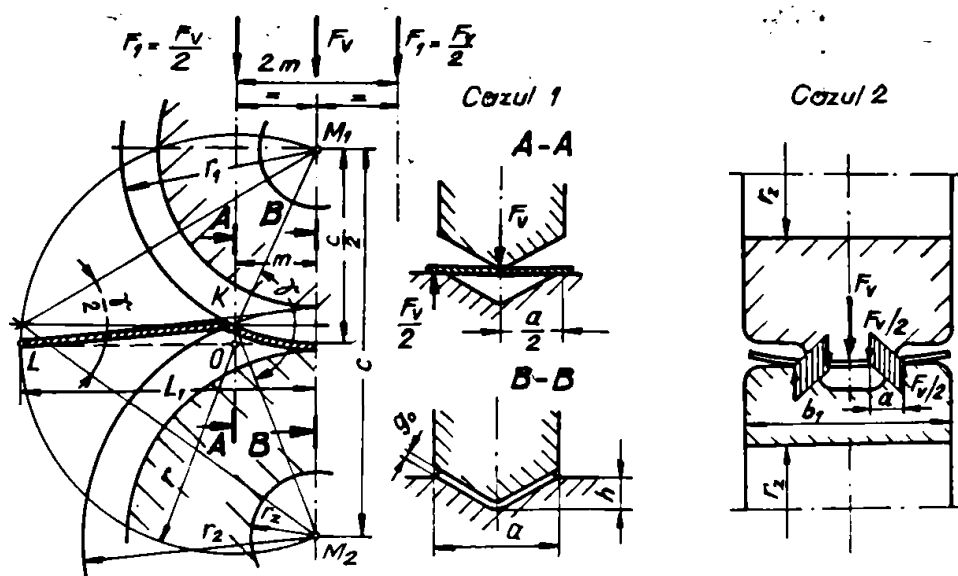


Fig. 4.13. Schema determinării graficoanalitice a parametrilor energetici ai profilării după Mäkelt /56, 115/

În tabelul 4.2. se prezintă comparativ relațiile propuse de Mäkelt, Griffin și Kretschmar /28, 29, 30, 37, 43.

44, 56, 115/ pentru calculul mărimii parametrilor energetici semnificația diverșilor parametri fiind următoarea:

l , distanța dintre cajele de deformare ale mașinii de profilare
 L_1 , lungimea porțiunii de deformare din "porțiunea de trecere",
 $D_0 = 2 r_1 = 2 r_2$, diametrele de bază ale rozelor de profilare,
 β , unghiul de îndoire pe faza respectivă de profilare,
 v , viteza de profilare

μ , coeficientul de frecare între semifabricat și roze

- $R_{p0,2}$ și R_m , limita de curgere și rezistența la rupere pentru materialul semifabricatului

A , lucrul mecanic de deformare.

Dezavantajul metodelor descrise constă în faptul că pretind determinări grafoanalitice a lungimii "porțiunii de trecere" L_1 ceea ce crează dificultăți în cazul profilurilor complexe pentru fazele ulterioare primeia.

În lucrarea /52/ autorii articolului analizează comparativ diferite relații de calcul a parametrilor energetici propuse de diverși autori /11, 12, 14, 60, 117, 118/, relații stabilite în baza adoptării unor scheme diferite ale lungimii focarului de deformare din porțiunea de trecere.

Pentru cazul profilurilor simple de tip cornier, forța de profilare poate fi calculată cu relațiile:

- după /11/:

$$F = \frac{k}{\mu\sqrt{3}} \cdot R_{p0,2} \cdot g^2 \cdot (\beta_k - \beta_{k-1}) \cdot \frac{\cos \beta_k}{1 - \cos \beta_k} \quad (4.62)$$

în care: $\mu = 0,1$, este coeficientul de frecare, k - neavînd semnificație precizată

- după /118/:

$$F = \cos \beta_k \cdot \left[\frac{R_{p0,2} \cdot g^2}{2} \cdot \ln \frac{a}{c} + 3,52 \cdot 10^{-4} \cdot E \cdot \beta_k^{1,4} \cdot \left(\frac{g}{a}\right)^{2,6} \cdot (a^2 - c^2) \right] \quad (4.63)$$

- după /117, 119/

$$F = 2 \cos \beta_s \cdot \cos \delta \cdot \left\{ \frac{(E \cdot g^3 \cdot \Delta \beta_k \cdot M_z^3)^{0,25}}{1,6852 \cdot a^{0,25}} \cdot \ln \frac{a}{c} + 0,09933 \cdot \frac{E \cdot g^3 \cdot \Delta \beta_k \cdot (a^3 - c^3)}{a^4} \cdot \left[a^2 \cdot \left(\frac{\Delta \beta_k}{g}\right)^2 \right]^{\frac{1}{5}} \right\} \quad (4.64)$$

în care: a și c , sînt parametrii secțiunii profilului, iar M_z este momentul interior de îndoire, total plastic cu ecrusare,

unghiul total de îndoire fiind β_s respectiv variația unghiului pe faza respectivă $\Delta \beta_k$.

		MÄKELT		GRIFFIN	KREZSCHMAR
		Cazul ①	Cazul ②	Cazul ①	Cazul ①
FORȚA		$F'_V = \frac{4R_{P22} L_1 g_0^2}{a} \cdot \frac{1}{4}$ (4.47)	$F_V = \frac{R_{P22} L_1 g_0^2}{a} \cdot \frac{1}{4}$ (4.47)	$F_V = \frac{4 l g_0^2}{6 a} R_m$ (4.54)	$F_V = \frac{4 l g_0^2}{4 a} R_{P22}$ (4.58)
		$F'_1 = \frac{F'_V}{2} = R_{P22} \frac{L_1 g_0^2}{2 a}$ (4.48)	$F_1 = \frac{F_V}{2} = R_{P22} \frac{L_1 g_0^2}{8 a}$ (4.48)	$F_1 = \frac{F_V}{2}$ (4.55)	$F_1 = \frac{F_V}{2}$ (4.59)
MOMENT		$M'_r = F'_1 \cdot m$ (4.43)	$M_r = F_1 \cdot m$ (4.49)	$A' = F_1 \cdot h$ (4.56)	$M_t = \frac{l g_0^2 R_{P22} \mu d}{2 a \sin \frac{\beta}{2}}$ (4.60)
		$M'_{fr} = \mu F'_1 (m + 2r_2)$ (4.44)	$M_{fr} = \mu F_1 (m + 2r_2)$ (4.50)	$M_t = \frac{A' \cdot v}{\omega} = \frac{A' \cdot D_b}{2}$ (4.57)	
		$M'_t = 2(M'_r + M'_{fr})$ (4.45)	$M_t = 2(M_r + M_{fr})$ (4.51)		
PUTERE		$P' = C_1 M'_t n$ (4.46)	$P = C_1 M_t n$ (4.52)	—	$P = A v = M_t \cdot \omega$ (4.61)
		$n = \frac{1000 v_0}{\pi D_b}$ (4.53)			

Unghiul δ făcut de direcția forței radiale de deformare cu planul axial al roților corespunzătoare coordonatei x_{cg} a centrului de presiune exercitată de semifabricat pe porțiunea conică a roților, se determină conform figurii 4.14, cu relația:

$$\delta = \arcsin \left(x_{cg} \cdot \sin \frac{\gamma}{2 R_c} \right) \quad (4.55)$$

Amplasarea corespunzătoare centrului de presiune se determină cu relația:

$$R_c = R_{oi} + x_{cg} \cdot \sin \beta_s \quad (4.56)$$

Într-unghiul ψ reprezentând înclinarea generatoarei de contact semifabricat roți cu planul axial al roților se calculează cu:

$$\psi = \frac{R_{oi}(\cos) + a \sin \beta_s}{a} \cdot \arctg \frac{1,45 \beta_k}{\left(\frac{a^2 \cdot \beta_k^2}{g^2} \right)^{\frac{1}{3}}} \quad [\text{rad}] \quad (4.57)$$

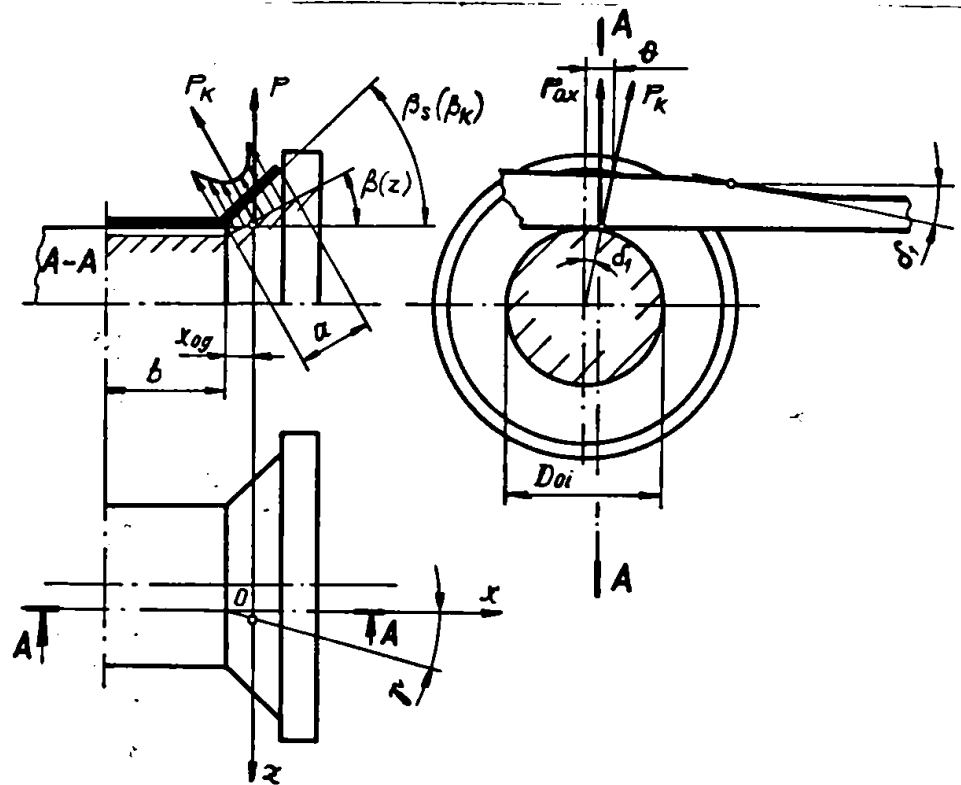


Fig.4.14. Schemă pentru determinarea parametrilor energetici la profilare /52/

- după /11/:

$$F = (R_{p0,2} \cdot L_f \cdot g^2 \cdot \cos \beta_K) / 2a \quad (4.68)$$

în care L_f reprezintă lungimea focarului de deformare, respectiv valbarea:

$$L_f = 0,5 \left(\frac{D_{os} + D_{oi}}{2} + g \right) \cdot a \cdot \operatorname{tg} \frac{\pi - 4 \left(\frac{a \cdot \beta_K}{D_{os} + D_{oi} + 2g} \right)^{0,5}}{4} + a \quad (4.69)$$

- după /12/:

$$F = k \cdot 0,59 \cdot \beta_K^{0,42} \cdot B^{0,3} / (j/g)^5 \cdot (R_i/g)^{0,43} \quad (4.70)$$

în care:

j/g este jocul relativ dintre rolele de profilare, iar R_i/g este raza relativă obținută pe profil

Se face observația că relația (4.70) este determinată prin prelucrarea experimentală a datelor furnizate pentru cazul profilării în domeniul $g = 1 \dots 5$ mm; $R_i/g = 0,5 \dots 0,3$; $a/g = 1 \dots 35$ pentru un material având $R_{p0,2} = 29,0$ daN/mm².

- după /11/ (Hübner și Neubauer):

$$F = \frac{C_b \cdot K_{fm} \cdot g^2}{\mu \sqrt{3}} \cdot (\beta_k - \beta_{k-1}) \cdot \frac{\sec \beta_k}{1 + \cos \beta_k} \quad (4.71)$$

avînd sensul forței minime antrenării semifabricatului în perechea de role.

Pentru profilurile simetrice de tipul profilului U forța de profilare poate fi calculată cu relațiile:

- după /60/:

$$F \approx 0,75 \cdot R_m \cdot g^2 \cdot k \cdot \cos \beta \quad (4.72)$$

în care: $k = 2 \dots 3$ este un coeficient de proporționalitate și β unghiul de îndoire

- după /118/:

$$F = \frac{R_{p0,2} \cdot g^2}{2} \cdot \ln \left[\frac{b-c}{a} \cdot \left(\frac{a}{c} \right)^{\cos \beta_s} \right] + 3,52 \cdot 10^{-4} \cdot E \cdot \beta^{1,4} \cdot \left[\left(\frac{g}{a} \right)^{2,6} \cdot (a-c) \cdot \cos \beta_s + \left(\frac{g}{b} \right)^{2,6} \cdot b \cdot (b-2c) \right] \quad (4.73)$$

- după /14/

$$F = \frac{1,472 \cdot \beta_k^{0,457} \cdot g^{2,0297} \cdot R_{p0,2}^{0,86823} \cdot (a/g)^{0,21777}}{(j/g)^{1,9867} \cdot (R_i/g)^{0,19388}} \quad (4.74)$$

Se face observația că relația este dedusă experimental pentru următorii parametri instalați: $\beta_k = 14^\circ$ și 34° , $\beta_s = 44^\circ$, $g = 2$ și 5 mm, $R_{p0,2} = 27$ daN/mm², $a/g = 10$ și 30 ; $j/g = 0,5$ și $1,5$, $R_{ig} = 1$ și 3 , $\mu = 0,15$ și $0,24$.

- după Grigoriev /11/ se determină o forță limită pentru începerea procesului de laminare, desigur îndorît:

$$F_A = R_{p0,2} \cdot R \cdot a / 35630 \quad (4.75)$$

În lucrarea /56/, Oehler, G. exemplifică metoda propusă de Schulze /68/ pentru determinarea componentelor verticale F_v și orizontale F_H a forței de profilare, schema de calcul fiind în concordanță cu notațiile din figura 4.15.

$$F_v = l \cdot g^2 \cdot R_{p0,2} \cdot (q_1 + q_2 + \dots + q_n) \quad (4.76)$$

în care:

l - este distanța dintre cajele de deformare ale mașinii de profilare,

$q_1, q_2 \dots q_n$ - sînt coeficienți de corecție funcție de variația unghiului de îndoire corespunzător fiecărei linii de îndoire, respectiv precizată prin relația:

$$q = 0,0001 \cdot [80 + (\alpha_0 - \alpha) \cdot (16 - 0,0222(\alpha_0 + \alpha))]]$$

în care: α_0 este unghiul inițial și α unghiul momentan de îndoire pe fiecare fază de profilare.

OBSERVATIE: Dacă pe o linie de îndoire nu se modifică unghiul α_0 , $q = 0,008$.

Forța orizontală de profilare se stabilește pe considerentul limitării deformației longitudinale din profil în domeniul elastic $\epsilon_{\max} = 0,002$ și deci:

$$F_H = 0,5 \cdot \epsilon \cdot E \cdot b \cdot g \quad (4.78)$$

în care: ϵ - este deformația longitudinală maximă din profil corespunzătoare fiecărei faze de profilare

Forța totală care acționează pe arborii cajei de deformare este determinată de relația:

$$F_t = F_l + F_{tr} + F_c + F_{fr.v} \quad (4.79)$$

în care:

F_l , este forța de încovoiere longitudinală a semifabricatului,

F_{tr} , este forța de încovoiere transversală,

F_c , este forța de calibrare,

$F_{fr.v}$, este componenta verticală a forței de frecare (antrenare) dintre semifabricat și role

Pentru momentele de acționare a arborilor portrole din cajele de deformare în /52/ se indică următoarele relații pentru profiluri simple de tipul celui cornier:

- după /11/ (Marciniak):

$$M = \frac{\lambda_M \cdot g^2 \cdot R_{med} \cdot G \cdot (\beta_K - \beta_{K-1})}{6 \cdot \eta_p} \quad (4.80)$$

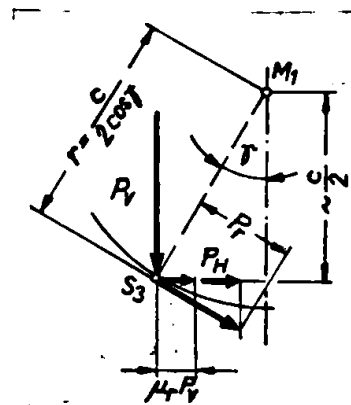


Fig.4.15. Schemă pentru determinarea forțelor de profilare /56/

în care: $\lambda_M = 0,5 \dots 1,0$; R_{med} - raza medie a rolei mari; $\eta_P = 0,85$
 - după /11/ (Toda):

$$M_i = \frac{\frac{k}{2\sqrt{3}} \cdot R_{p0.2} \cdot g^2 (\beta_k - \beta_{k-1}) \cdot (D_i + 2a \cdot \sin \beta_k)}{1 + \cos \beta_k} \quad (4.81)$$

$$M_s = \frac{\frac{k}{2\sqrt{3}} \cdot R_{p0.2} \cdot g^2 (\beta_k - \beta_{k-1}) \cdot D_s \cdot \cos \beta_k}{1 + \cos \beta_k} \quad (4.82)$$

în care:

D_i, D_s sînt diametrele maxime ale rotelor inferioare și superioare

- După /11/ (Neubauer)

$$M = C_a \cdot C_v \cdot l_f \cdot g^2 \cdot K_{fm} \cdot \eta_M / j \quad (4.83)$$

în care: $C_a = 2 \dots 3$, $C_v = 1 \dots 1,4$, respectiv brațul forței η_M se calculează cu relația:

$$\eta_M = 0,25 R_{med} \cdot (H_k - H_{k-1}) - (H_k - H_{k-1})^2 \quad (4.84)$$

pentru $K = 1$; $H_0 = 0$,

iar lungimea l_f a focarului de deformare se calculează cu relația:

$$l_f = 22,4 \cdot a \sqrt{1 - \cos \beta_k}, \text{ pentru prima fază,} \quad (4.85)$$

și cu relația:

$$l_f = 15,8 \sqrt{(H_k - H_{k-1})^2 + 0,25 (j_{n-1} - j_n)^2} \quad (4.86)$$

- după /11/ (Grigoriev)

$$M = \mu \cdot F_A \cdot R \quad (4.87)$$

în care: $\mu = 0,1 \dots 0,2$ și F_A forța determinată prin relația (4.75) relația fiind indicată de autor și pentru profilurile simetrice în U

- după /11/ (Hübner și Neubauer):

$$M_i = 2 \cdot F_{min} \cdot \mu \cdot R_i \cdot \cos \beta_k \quad (4.88)$$

$$M_s = 2 \cdot F_{min} \cdot \mu \cdot R_s \quad (4.89)$$

în care: $R_{1i} = R_{0i} + 0,5b \sin \beta_k$

- după /118/:

$$M_i = 2\mu_a \left[0,25 g^2 \cdot R_{p0,2} \left(0,5 D_{oi} \cdot \ln \frac{a}{c} + (a+c) \sin \beta_s \right) + 3,52 \cdot 10^{-4} \cdot E \cdot \alpha^{1,4} \cdot \left(\frac{g}{a} \right)^{2,6} \left(0,25 D_{oi} (a^3 - c^3) + \frac{a^3 - c^3}{3 \sin \beta_s} \right) \right] \quad (4.90)$$

$$M_s = \mu_r \left[0,5 g^2 \cdot R_{p0,2} \cdot \ln \frac{a}{c} + 3,52 \cdot 10^{-4} \cdot E \cdot \beta^{1,4} \cdot \left(\frac{g}{a} \right)^{2,6} \cdot (a^2 - c^2) \cdot \cos \beta_s \right] \quad (4.91)$$

în care: μ_a, μ_r sînt coeficienții de frecare de alunecare și de rostogolire semifabricat role.

Pentru profilurile simetrice în U, relațiile de calcul ale momentului sînt:

- după /60/:

$$M = 0,75 F_b \cdot \mu_a \cdot \sin \beta_k + (2F_y + F_H) \cdot f_i + F_H \cdot f_i \quad (4.92)$$

în care: $F_y = F(4.72)$, $F_b = 0,75 R_m \cdot g^2 \cdot k$, $F_H = \frac{0,5b \cdot D_{oi} \cdot R_m^2}{0,175 \cdot E}$, $\mu = 0,3$, $f_i = 0,5 \text{ mm}$

- după /118/:

$$M_i = 0,5 R_{p0,2} \cdot g^2 \left\{ \mu \cdot \ln \frac{b-c}{c} + \mu_a \left[0,5 D_{oi} \cdot \ln \frac{a}{c} + (a-c) \cdot \sin \alpha_s \right] \right\} + 3,52 \cdot 10^{-4} \cdot E \cdot \beta^{1,4} \cdot g^{2,6} \cdot \left\{ \mu_r \cdot \frac{b-2c}{b^{1,6}} + \frac{\mu_a}{b^{1,6}} \left[0,5 D_{oi} \cdot \frac{a^2 - c^2}{2} + 1,5 (a^3 - c^3) \cdot \sin \alpha_s \right] \right\} \quad (4.93)$$

$$M_s = F \cdot \mu_r \quad (4.94)$$

în care: F este calculat cu relația (4.73)

- după /14/:

$$M = 0,6887 \frac{\beta_k^{0,44175} \cdot g^{2,0112} \cdot c^{0,81001} \cdot \left(\frac{a}{g} \right)^{0,20533} \cdot \mu^{1,0358}}{\left(\frac{j}{g} \right)^{1,9991} \cdot \left(\frac{R_i}{g} \right)^{0,20543}} \quad (4.95)$$

În lucrarea /26/ Golen, S., propune relații simplificate pentru calculul lucrului mecanic de deformare respectiv a puterii de profilare:

$$A = 2M \cdot \beta = \frac{R_{p0,2} \cdot b}{12} \left[3g^2 - \left(\frac{2R_{p0,2} \cdot g}{E} \right)^2 \right] \cdot 2\beta \quad (4.96)$$

în care: 2β , este suplementul unghiului bilateral de îndoire, iar g este raza interioară de îndoire.

$$P = \frac{A}{t} = \frac{R_{p0,2} \cdot b}{12} \left[3g^2 - \left(\frac{2R_{p0,2} \cdot g}{E} \right)^2 \right] \cdot 2\beta \cdot v \quad (4.97)$$

Pentru aplicații practice cele două mărimi energetice pot fi aproximate prin relații simplificate de forma:

$$A = \frac{R_{p0,2} \cdot b}{4} \cdot g_0^2 \cdot \alpha, \quad P = \frac{R_{p0,2} \cdot b}{4} \cdot g_0^2 \cdot \alpha \cdot v \quad (4.98), (4.99)$$

Smirnov-Alinev și Gun definesc în /96/ lucrul mecanic de deformare în procesul de profilare prin relația:

$$A = \frac{4(2m^2 + 5m + 3) \cdot B \cdot g \cdot b^2 \cdot \Delta\psi \cdot \left[\frac{2m+3}{(2m+1)(m+2)} \cdot \frac{g}{b} \cdot \left(\frac{g}{R}\right)^m \cdot \Delta\psi \right]}{3^{\frac{m+1}{2}} \cdot (m+2) \cdot (2m+1) \cdot (2m+3)^2} \quad (4.100)$$

în care: B este un coeficient care caracterizează ecruisarea, iar m este exponentul gradului de ecruisare

Analiza relațiilor (4.62)...(4.100) permite concluzionarea următoarelor aspecte legate de definirea parametrilor energetici ai procesului de profilare:

- diversitatea mare a relațiilor face incertă aplicabilitatea pentru toate cazurile,
- unele relații sînt complexe făcînd dificilă aplicarea lor în practică, altele sînt inoperante ca urmare a neprecizării unor mărimi din componența lor,
- în lucrarea /52/ autorii arată că pentru condiții de verificare a unui caz concret relațiile (4.62)...(4.95) au condus la rezultate prezentînd diferențe de (39...50)% pentru forțele de profilare și de (10...36,6)% pentru momentul de acțiune a arborilor portrole, ceea ce demonstrează că relațiile mai ales cele experimentale au aplicabilitate satisfăcătoare numai pe domenii restrînse, similare celor pentru care au fost determinate,
- aplicarea în practică a unor relații simplificate deși operative, conduce la riscul neevidențierii posibilității de suprasolicitare a unor caje de profilare sau a lanțului cinematic al mașinii ca urmare a încărcărilor neuniforme pe posturile de lucru.

În continuare se prezintă rezultatele unor cercetări aplicative efectuate în scopul studiului parametrilor energetici la profilarea unor rotoare de diverse complexități ale oglinzii precum și unele relații de determinare a acestora urmîndu-se obținerea unor forme care să le permită aplicabilitate ușoară.

4.3. Cercetări experimentale asupra parametrilor energetici la profilare

4.3.1. Unele aprecieri asupra porțiunii de trecere

Determinările experimentale asupra stării de deformare din semifabricatul în curs de profilare prezentate în capitolul 2, au evidențiat caracterul predominant de întindere sau compresiune longitudinală al tensiunilor și deformațiilor și respectiv după direcția transversală perpendiculară pe prima, existența unei stări de tensionare-deformare specifică îndoirii pe matrițe obișnuite.

Extensia acestei stări de tensionare și deformare cu valori sensibile se regăsește pe o porțiune limitată înaintea planului axial al perechilor de role de profilare și cu valori mai reduse, caracteristice stării dominante, pe întreaga distanță dintre două caje succesive. Din punct de vedere al stabilirii mărimii parametrilor energetici al procesului este importantă determinarea lungimii "L" a focarului de deformare din "porțiunea de trecere" pe care are loc modificarea semnificativă a parametrilor geometrici pe fiecare fază de profilare.

Cercetările asupra porțiunii de trecere au fost efectuate asupra profilului asimetric "Falt dublu" prezentat în figura 2.10 și executat din tablă Al, STAS 9485-80 fișiată în semifabricat individual. S-a optat pentru acest profil întrucât permite determinarea parametrilor energetici la profilarea după o singură linie de îndoire, cea de a doua fiind realizată în afara procesului pentru a constitui o bază de ghidare a semifabricatului printre role. Obținerea unei piese care să permită în lungul profilului toate fazele de deformare s-a realizat prin oprirea mașinii în cursul profilării, respectiv prin ridicarea rolor superioare și eliberarea semifabricatului. Vederea piesei astfel realizate este prezentată în figura 4.16. Piesa obținută a servit atât pentru determinarea deformațiilor pe lungimea porțiunii de trecere prin metoda rețelelor, valori prezentate în capitolul 2, cât și pentru efectuarea unor măsurători asupra lungimii focarului de deformare.

Măsurările s-au realizat asupra muchiei marginale în două planuri perpendiculare prin palparea acesteia prin două comparatoare cu precizia de 0,01 mm, la deplasarea longitudinală



Fig.4.16. Vedere a piesei profilate pentru determinare a lungimii focarului de deformare

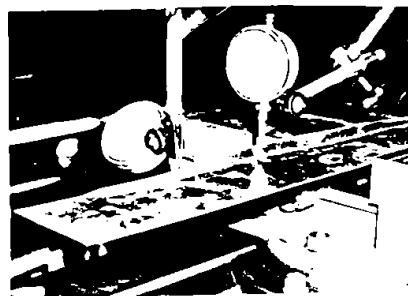


Fig.4.17. Vedere asupra montajului pentru măsurarea parametrilor geometrici ai profilului pe lungimea "porțiunii de trecere"

a profilului. In figura 4.17. se prezintă o vedere asupra montajului folosit. De asemenea a fost realizată măsurarea variației unghiului de îndoire a profilului pe lungimea "L" a focarului de deformare, cu un raportor cu comparator de fabricație I.M.F.București, avînd precizia de 5'. Valorile parametrilor măsurați sînt prezentate în figurile 4.18., 4.19., 4.20., 4.21., 4.22., și 4.23. reprezentînd forma benzii în curs de profilare pe lungimea porțiunii de trecere.

În vederea stabilirii unui model matematic pentru variația unghiului de îndoire la profilare s-au luat în considerare valorile experimentale obținute pentru faza a "treia:" de profilare pentru care au rezultat forțele maxime de profilare, generalizarea modelului pentru celelalte faze urmînd să fie confirmată în baza comparării cantitative a parametrilor teoretici cu cei obținuți prin măsurare. In tabelul 4.3. se prezintă valorile măsurate ale unghiului de îndoire pe lungimea focarului de deformare "L" respectiv în figura 4.19. reprezentarea grafică a acestei mărimi variabile. Determinat de forma curbei

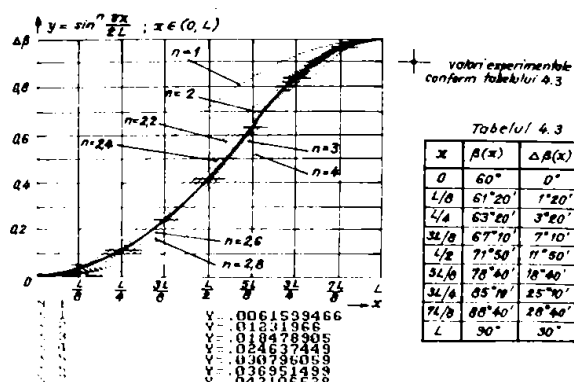


Fig.4.24. Graficul variației unghiului de îndoire de profilare și aproximarea acestuia printr-o funcție trigonometrică exponențială

experimentale și pornind de la faptul că aripa îndoită este o suprafață riglată obținută prin deplasarea unei drepte generate pe linia de îndoire rectilinie și respectiv pe muchia marginală care este o curbă spațială cu un punct de inflexiune s-a adoptat pentru modelarea variației unghiului de

îndoire o funcție trigonometrică periodică:

$$y = \sin (U(x)) \quad (4.101)$$

Intrucât porțiunea care aproximează cel mai bine corespunde intervalului $U(x) \in (\frac{\pi}{2}, \frac{3\pi}{2})$, acesta corespunzând lungimii "L" a focarului de deformare, prin translația originii se obține funcția de aproximare:

$$y = \sin \frac{\pi \cdot x}{2 L}, \quad x \in (0, L) \quad (4.102)$$

Pentru obținerea unei mai bune aproximări s-a adoptat funcția exponențială:

$$y = \sin^n \frac{\pi \cdot x}{2 L}, \quad (4.103)$$

Determinarea exponentului n, s-a făcut printr-o apreciere calitativă a curbei experimentale cu familia de curbe descrise de relația (4.103) pentru valori ale exponentului $n = 1, 2, \dots, 4$. Pentru o mai ușoară comparare, în figura 4.24, s-au reprezentat în baza unui calcul iterativ cu pasul variabilei $x = 1$, pentru întregul interval de variație, familia de curbe $y=f(x)$. Determinarea s-a făcut prin calcul electronic automat pe baza unui program de desenare adaptat la calculatorul personal TIM₃ cuplat cu o imprimantă ROMOM 6311(RPU).

Rezultă o valoare a exponentului $n = 2,6$ pentru care se definește unghiul de îndoire pe o fază, prin relația:

$$\beta_j(x) = \beta_{j-1} + \Delta\beta_j \cdot \sin^{2,6} \frac{\pi \cdot x}{2 L}, \quad x \in (0, L) \quad (4.104)$$

în care: β_{j-1} , este unghiul total de îndoire la faza $j-1$, $\Delta\beta_j$ este variația unghiului de îndoire la faza j , iar L este lungimea focarului de deformare

Determinările experimentale asupra lungimii de trecere au pus în evidență o variație monoton crescătoare a lungimii focarului de deformare "L" pînă la atingerea unghiului de îndoire de 90° și respectiv monoton descrescătoare pînă la obținerea unghiului final de 180° , această dependență fiind prezentată în figura 4.25.

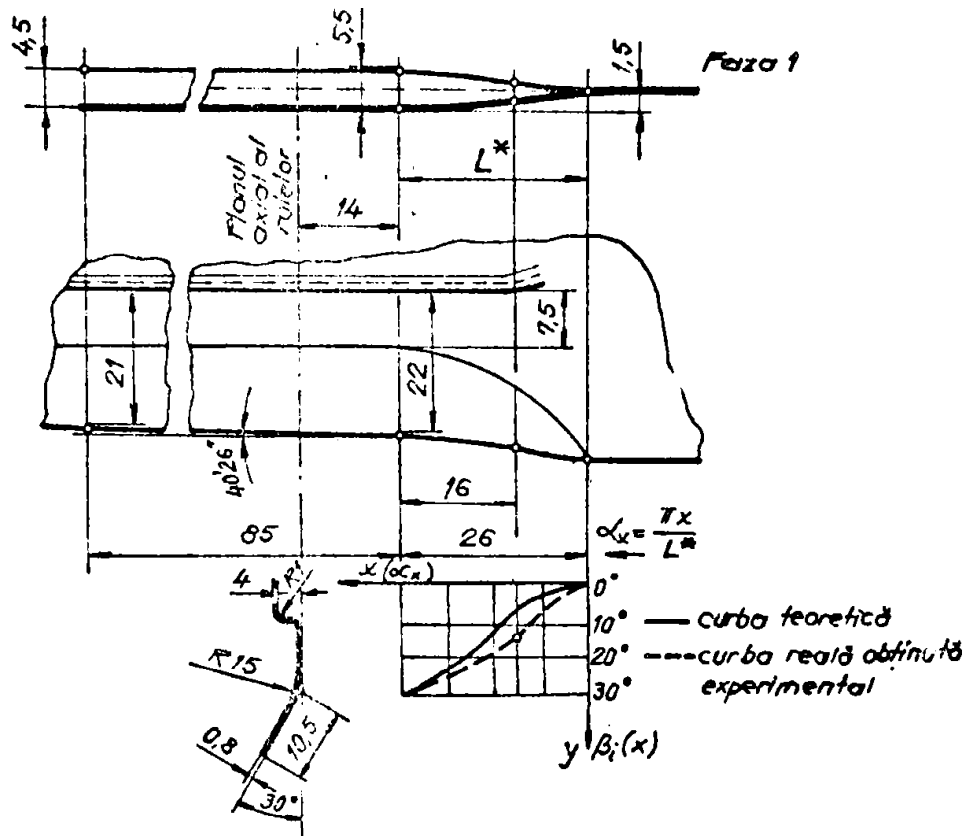


Fig. 4.18 Schema reală a porțiunii de trecere pentru reperul „Falt dublu”, pentru unghiul de îndoire $\beta_{1t} = 30^\circ$ ($\Delta\beta_1 = 30^\circ$)

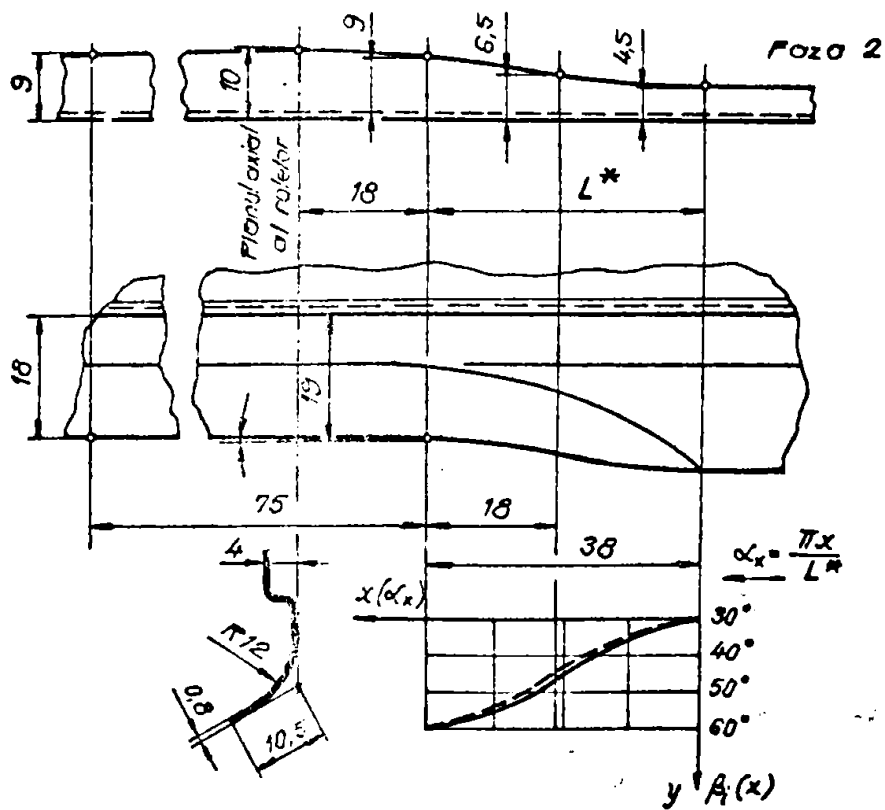


Fig. 4.19 Schema reală a porțiunii de trecere pentru reperul „Falt dublu”, pentru unghiul de îndoire $\beta_{2t} = 60^\circ$ ($\Delta\beta_2 = 30^\circ$)

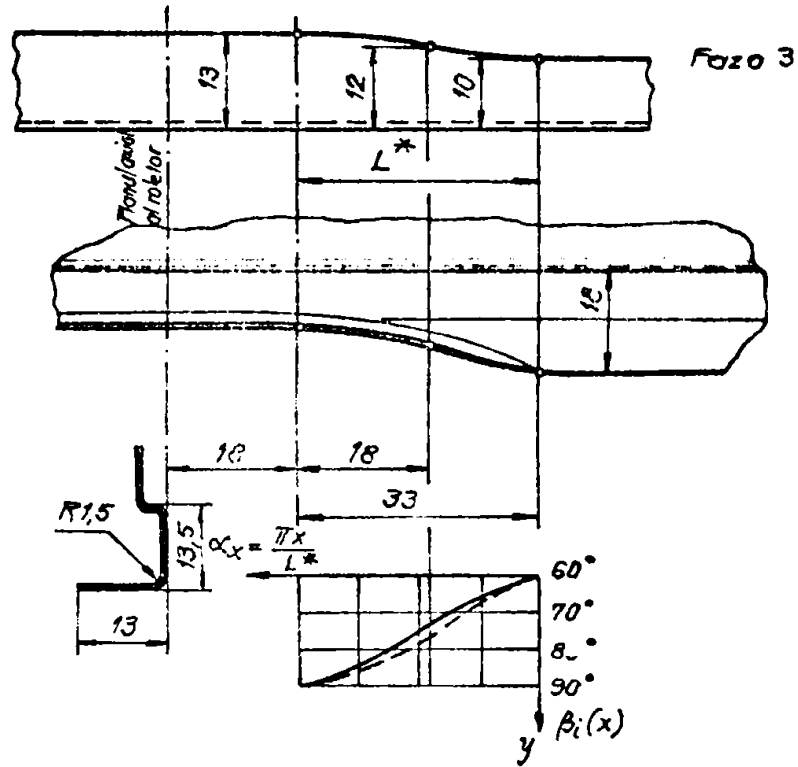


Fig. 4.20 Schema reală a porțiunii de trecere pentru reperul „Falt dublu”, pentru unghiul de îndoire $\beta_{3t} = 90^\circ$ ($\Delta\beta_2 = 30^\circ$)

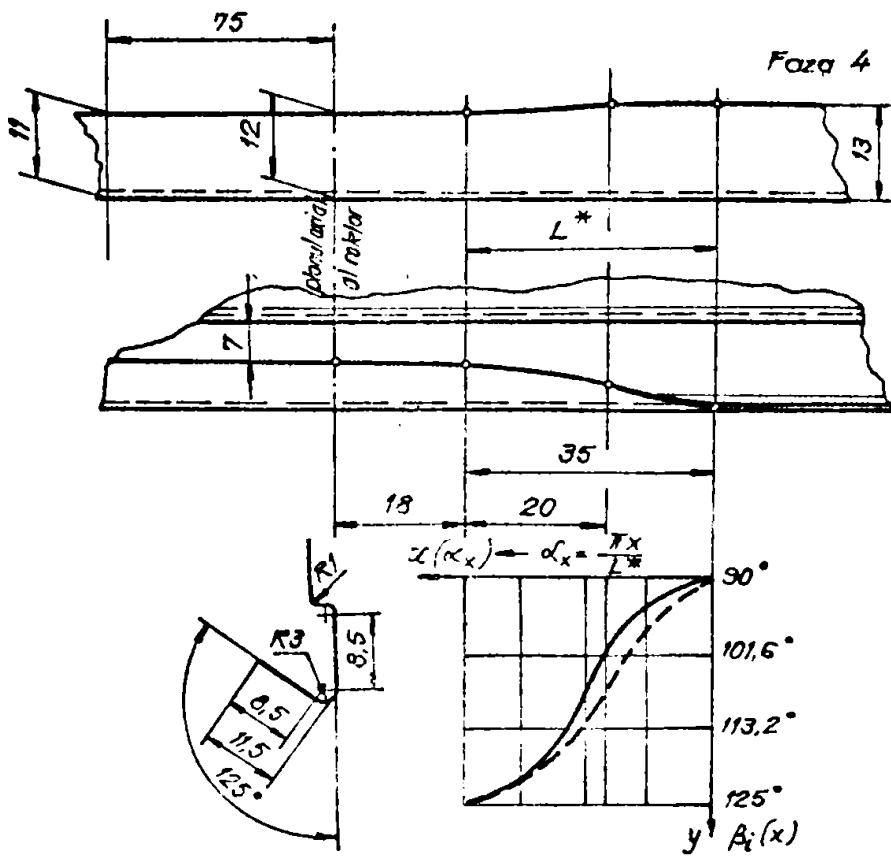


Fig. 4.21 Schema reală a porțiunii de trecere pentru reperul „Falt dublu”, pentru unghiul de îndoire $\beta_{4t} = 125^\circ$ ($\Delta\beta_4 = 35^\circ$)

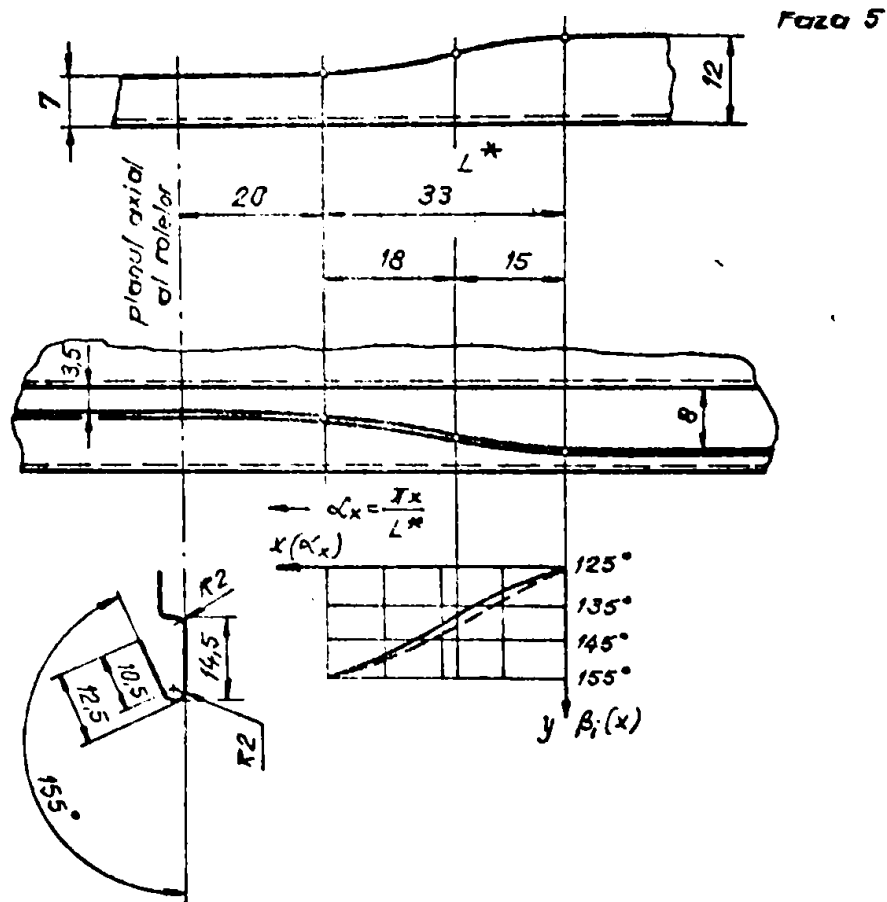


Fig. 4.22 Schema reală a porțiunii de trecere pentru reperul, față dublu, pentru unghiul de îndoire $\beta_{st} = 155^\circ$ ($\Delta\beta_3 = 30^\circ$)

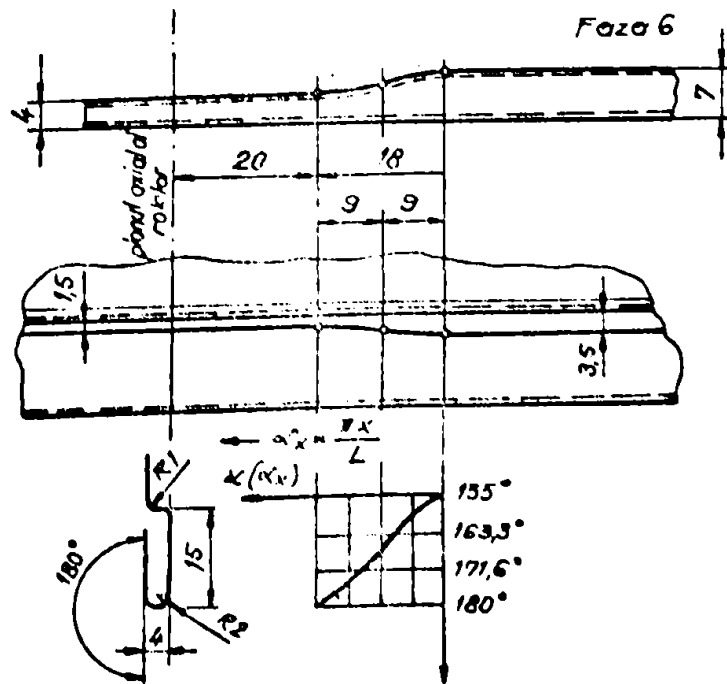


Fig. 4.23. Schema reală a porțiunii de trecere pentru reperul, față dublu, pentru unghiul de îndoire $\beta_{st} = 180^\circ$ ($\Delta\beta_6 = 25^\circ$)

In baza studiului parametrilor secțiunii profilului prin algoritmul de modelare matematică a procesului de profilare prezentat în capitolul 2, rezultă că o aceeași creștere și respectiv descreștere o prezintă înălțimea "V" a profilului. Pornind de la schema de îndoire a semifabricatului între perechea de role de profilare, prezentată în figura 4.26. se obține pentru faza de ordin j:

$$v_j = (a_j + T) \cos \beta_j \quad (4.105)$$

în care:

$$a_j = R_j \cdot \operatorname{tg} \frac{\beta_j}{2} \quad (4.106)$$

respectiv:

$$R_j = \frac{180^\circ (R + 0.5g)}{\beta_j} - 0,5g \quad (4.107)$$

unde: R și T sînt parametrii ai profilului final (fig.2.1)

Dacă se neg-

lijază cantitatea 0,5 g rezultă:

$$v_j = \left(\frac{180^\circ R}{\beta_j} \cdot \operatorname{tg} \frac{\beta_j}{2} + T \right) \cos \beta_j \quad (4.108)$$

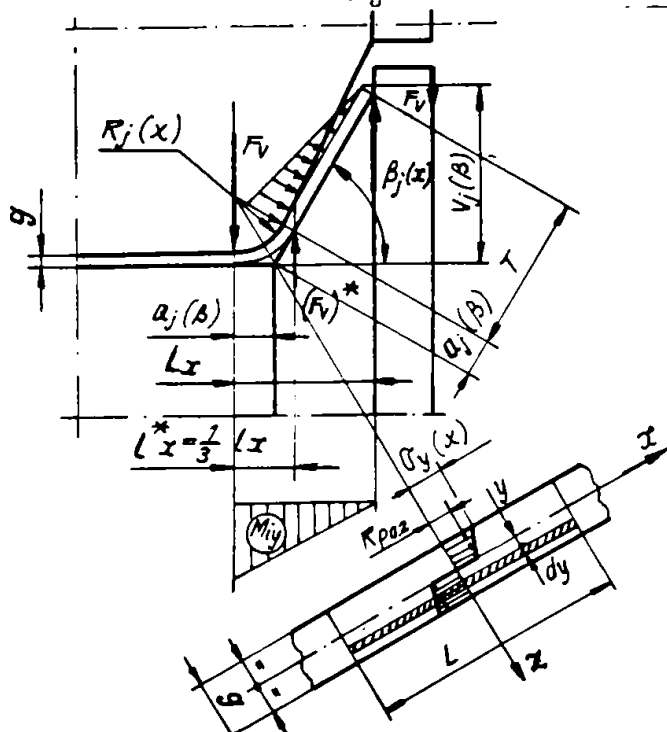


Fig.4.26. Schema îndoirii semifabricatului la profilarea benzilor cu tren de role pentru $\beta \leq \frac{\pi}{2}$

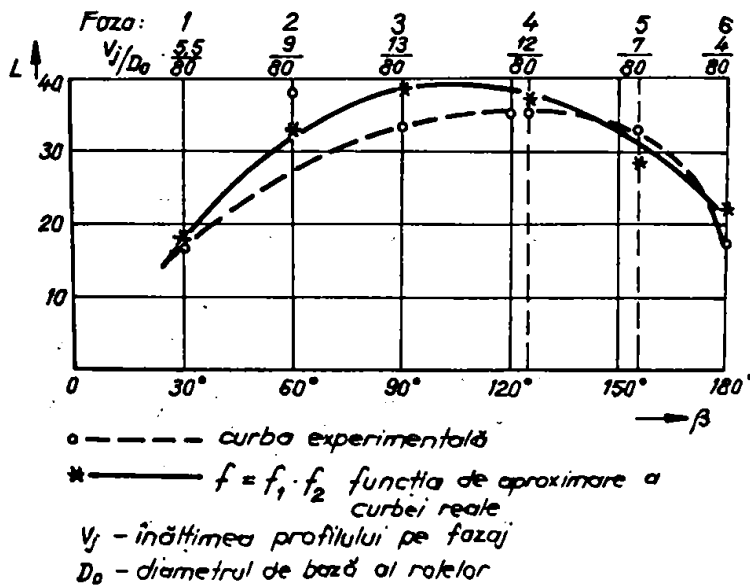


Fig.4.25. Diagrama dependenței lungimii focarului de deformare de unghiul de îndoire al profilului

Determinat și de influența mărimii diametrului de bază a rozelor asupra înălțimii de profil, conform relației (2.55), se poate adopta o modelare a lungimii focarului de deformare prin ecuația:

$$L(\beta) = \left\{ v_j(\beta) \cdot [D_b - v_j(\beta)] \right\}^n \quad (4.109)$$

Prin logaritmare și explicitare a valorii exponentului rezultă:

$$n = \frac{\lg L(\beta)}{\lg v_j + \lg(D - v_j)} \quad (4.110)$$

Rezolvînd ecuația (4.110) în raport cu valorile parametrilor v_j , L_j , D_b măsurați rezultă valoarea medie a coeficientului exponențial:

$$\bar{n} = \sum_{i=1}^6 \frac{n_i}{N} = 0,542, \quad (4.111)$$

respectiv, lungimea focarului poate fi modelată prin relația:

$$L = \left\{ \left[D_b \left(\frac{180 \cdot R}{\beta_j} \cdot \operatorname{tg} \frac{\beta_j}{2} + r \right) \cos \beta_j \left[1 - \frac{1}{D_b} \left(\frac{180 \cdot R}{\beta_j} \cdot \operatorname{tg} \frac{\beta_j}{2} + r \right) \cos \beta_j \right] \right\}^{0,542} \quad (4.112)$$

În figura 4.25 se prezintă pe aceeași diagramă graficul funcției teoretice, pentru aproximarea lungimii focarului de deformare, comparativ cu graficul curbei experimentale.

Determinat de geometria secțiunii active a perechilor de role de profilare, respectiv de corecția unghiului rolei superioare pentru anularea efectului vitezelor periferice diferite pe generatoarea porțiunii tronconice, se poate aprecia că deformarea se realizează pe un semifabricat încastrat pe porțiunea diametrului de bază și rezemat simplu pe suprafața conică a rolei inferioare. În planul secțiunii axiale al perechii de role brațul forței concentrate de deformare F_u^* poate fi aproximat prin:

$$l_x^* \approx \frac{1}{3} \cdot l_x, \quad (4.113)$$

pe lungimea porțiunii de trecere, lungimea brațului fiind variabilă, considerînd că îndoirea ar fi produsă într-o matriță imaginară echivalentă.

Lungimea brațului l_x poate fi exprimată pornind de la schema din figura 4.26:

$$l_{jx} = f(x) = a_j(x) + [a_j(x) + T] \cos \beta_j(x) \quad (4.114)$$

Explicînd valoarea pentru $a_j(x)$ și considerînd aproximarea unghiului de îndoire prin relația (4.104), rezultă valoarea:

$$l_{jx} = \left(\frac{180^\circ \cdot (R + 0,5g)}{\beta_{j-1} + \Delta\beta_j \cdot \sin^{2,6} \frac{\pi x}{2L}} + 0,5g \right) \cdot \operatorname{tg} \left[0,5 \left(\beta_{j-1} + \Delta\beta_j \cdot \sin^{2,6} \frac{\pi x}{2L} \right) \right] \left[1 + \right. \\ \left. + \cos \left(\beta_j + \Delta\beta_j \cdot \sin^{2,6} \frac{\pi x}{2L} \right) \right] + T \cdot \cos \left(\beta_{j-1} + \Delta\beta_j \cdot \sin^{2,6} \frac{\pi x}{2L} \right) \quad (4.115)$$

Pentru unghiuri de îndoire $\beta_j \in \left(\frac{\pi}{2}, \pi \right]$ expresia brațului de îndoire are expresia conform cu Schema din figura 4.27.:

$$l_{jx} = \left(\frac{R}{\operatorname{tg} \frac{\beta_{j-1} + \Delta\beta_j \cdot \sin^{2,6}(\pi x/2L)}{2}} + T \right) \cdot \cos \left[180^\circ - \left(\beta_{j-1} + \Delta\beta_j \cdot \sin^{2,6} \frac{\pi x}{2L} \right) \right] - \\ - \frac{R}{\operatorname{tg} \frac{\beta_{j-1} + \Delta\beta_j \cdot \sin^{2,6}(\pi x/2L)}{2}} \quad (4.116)$$

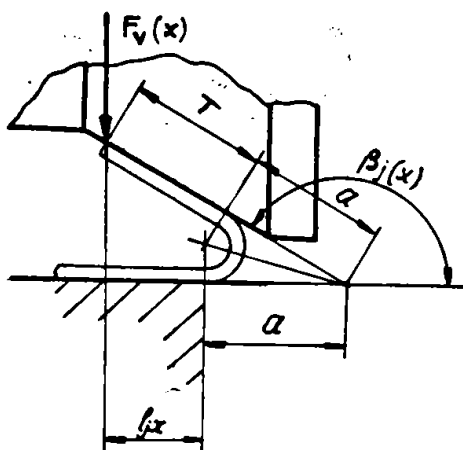


Fig. 4.27. Schema îndoirii benzii la profilare cu unghi $\beta \in \left[\frac{\pi}{2}, \pi \right]$

polinoamele lui Lagrange [7.17]. Polinomul de aproximare Lagrange are forma

$$P_n(x) = L_0(x) \cdot y_0 + L_1(x) \cdot y_1 + \dots + L_n(x) \cdot y_n \quad (4.117)$$

Forma complexă a relațiilor (4.115) (4.116) permite practic rezolvarea integralei acestor expresii numai prin metode numerice folosind calculul automat.

În scopul ușurării modelărilor matematice ale lungimii focarului de deformare prin expresii polinomiale, în general mai ușor de rezolvat prin operații de integrare, s-a recurs la metode de interpolare a punctelor caracteristice determinate experimental, respectiv pentru comparare, s-a trecut prin aceleași puncte relația (4.104) în formă polinomială folosindu-se

unde coeficienții $L_i(x)$ sînt polinoame de gradul n în x . Polinomul de aproximare $P_n(x)$ trece sigur prin nodurile (x_0, y_0) , $(x_1, y_1), \dots, (x_n, y_n)$ dacă polinoamele $L_i(x)$ sînt astfel determinate încît $L_i(x_j)$ să ia pentru $i=j$ valoarea 1 și pentru $i \neq j$ valoarea 0. Polinoamele lui Lagrange satisfac această condiție

$$L_i(x) = \frac{(x-x_0)(x-x_1)\dots(x-x_{i-1})(x-x_{i+1})\dots(x-x_n)}{(x_i-x_0)(x_i-x_1)\dots(x_i-x_{i-1})(x_i-x_{i+1})\dots(x_i-x_n)} ; i = 0, 1, \dots, n \quad (4.118)$$

Pentru cazul concret nodurile (x_n, y_n) au fost alese pentru valorile experimentale din tabelul 4.3., respectiv pentru comparație și valorile date de funcția de aproximare $y_n = f(x_n)$ definită de relația (4.104).

Pentru realizarea calculelor s-a apelat la programul automat de calcul /105/ pentru calculatorul personal "AMIC" a cărui schemă logică este prezentată în figura 4.28.

Au rezultat cele două polinoame de grad $n = 8$, pentru punctele experimentale

$$P_8^{(x)} = -12615,64 x^8 + 52679,92 x^7 - 89731,85 x^6 + 80108,52 x^5 - 40144,32 x^4 + 11189 x^3 - 1546,75 x^2 + 90,57 x \quad (4.119)$$

respectiv pentru funcția (4.104):

$$P_8^{(x)} = 65,91 x^8 - 280,95 x^7 + 436,81 x^6 - 462,2 x^5 + 243 x^4 - 69,73 x^3 + 11,83 x^2 - 0,65 x \quad (4.120)$$

În figura 4.29 se prezintă cele două curbe de aproximare corespunzătoare expresiilor experimentale (4.119) și teoretică (4.120) obținute prin copierea lor de pe display.

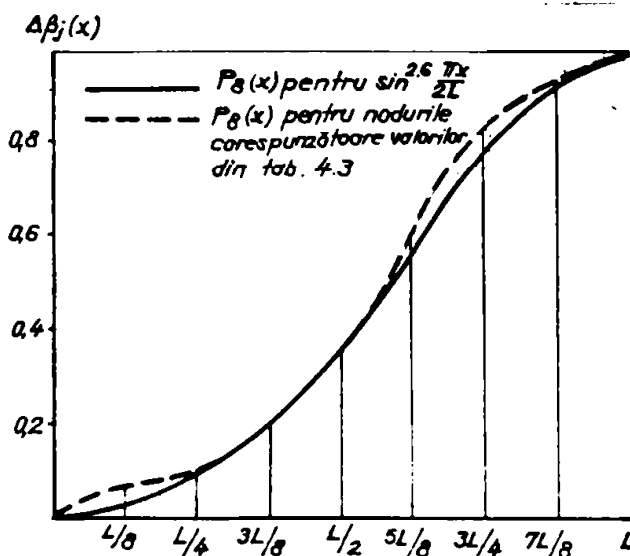


Fig.4.29. Aproximarea polinomului la funcția de definiție a unghiului de îndoire pe lungimea focarului

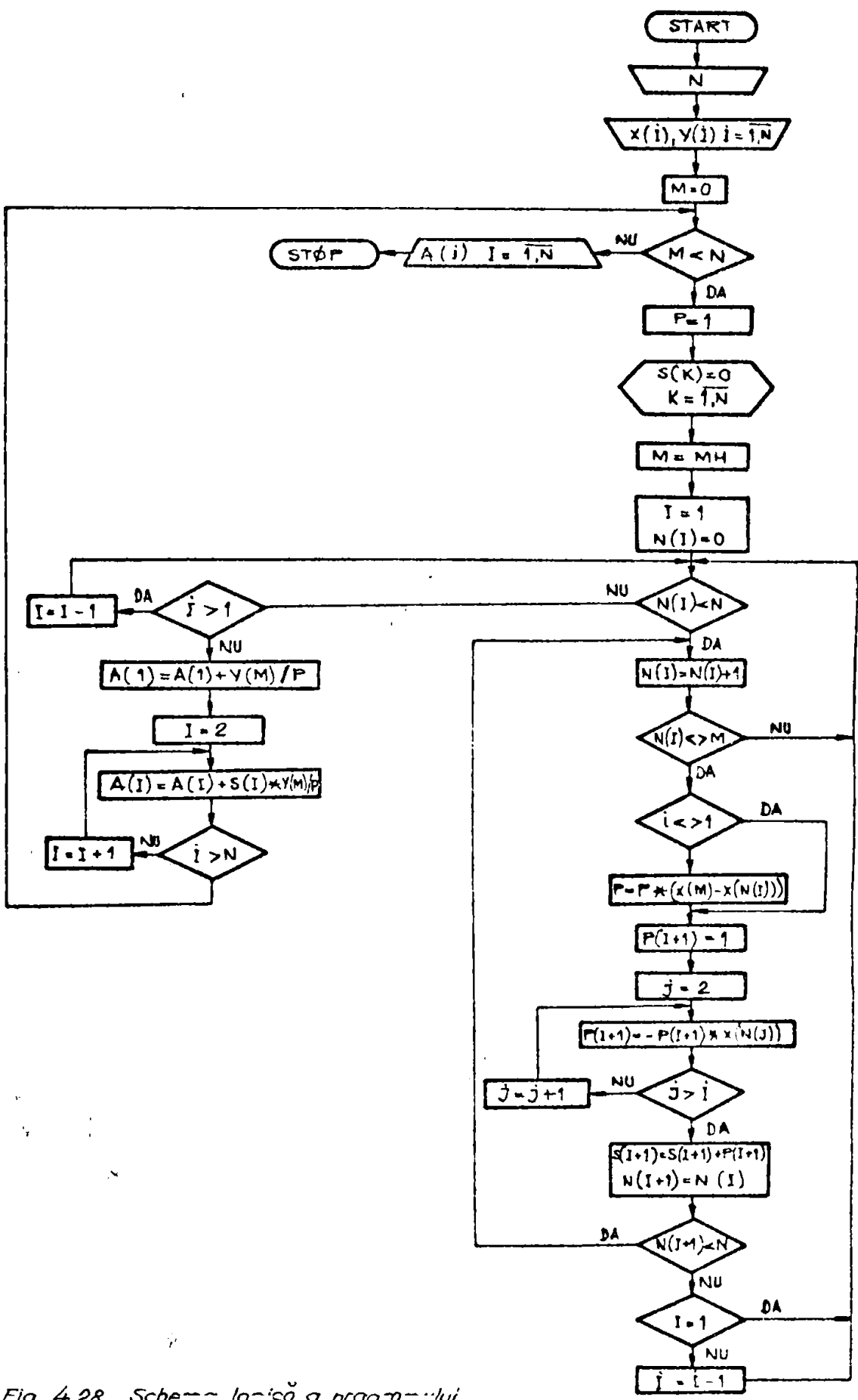


Fig. 4.28. Scheme logică a programului de determinare a polinomului de interpolare Lagrange [105]

Unghiul de profilare pe lungimea focarului este

$$\beta_j = \beta_{j-1} + \Delta\beta_j \cdot P_8(x) \quad (4.121)$$

Se constată că aproximarea polinomială prin punctele caracteristice (noduri) determinate experimental prezintă unele abateri pe porțiunile extreme ale lungimii de trecere.

4.3.2. Cercetări experimentale ale parametrilor energetici la profilarea reperului "falt dublu" cu realizarea profilului succesiv la angajarea benzii pe o singură pereche de role

Cercetările experimentale au fost efectuate pe primul stand prezentat în capitolul 3 și au urmărit

- determinarea forței verticale din caja de profilare,
- determinarea puterii necesare profilării,
- determinarea vitezei de profilare în momentul atingerii parametrilor din regimul stabil de lucru.

Incercările au fost efectuate pe un semifabricat având grosimea $g = 0,8$ mm, determinat de capacitatea limitată a acționării standului. Se face observația că profilarea s-a realizat succesiv după fiecare fază schimbându-se perechea de role și continuând astfel procesul. Determinat de faptul că profilarea s-a realizat pe câte o singură fază, apare o stare de tensionare ușor diferită față de cazul angajării benzii simultan în toate perechile de role necesare profilării ca urmare a forței orizontale datorate deformării longitudinale a muchiei de valoare mai mică.

Parametrii înregistrați pentru cele 6 faze de profilare ale reperului "falt dublu" sînt prezentați sub forma de oscilograme în figurile 4.30, a, b, c, d, e și f și respectiv în figura 4.31. se prezintă valorile pentru prima fază de profilare pentru reperul "FIDA 03".

Intrucît oscilogramele au înregistrat perioade de rotație T /sec/ a arborelui portrolă în gol și în sarcină pentru rolele de profilare avînd diametrul de bază D , rezultă mărimea vitezei de profilare

$$v = 0,5 \cdot \omega \cdot D_b \cdot 10^{-3} = \frac{0,251}{T} \quad \left[\frac{m}{s} \right] \quad (4.122)$$

în care
 T /s/ este perioada de rotație, iar
 $D_b = 80$ mm este diametrul de bază al rotelor

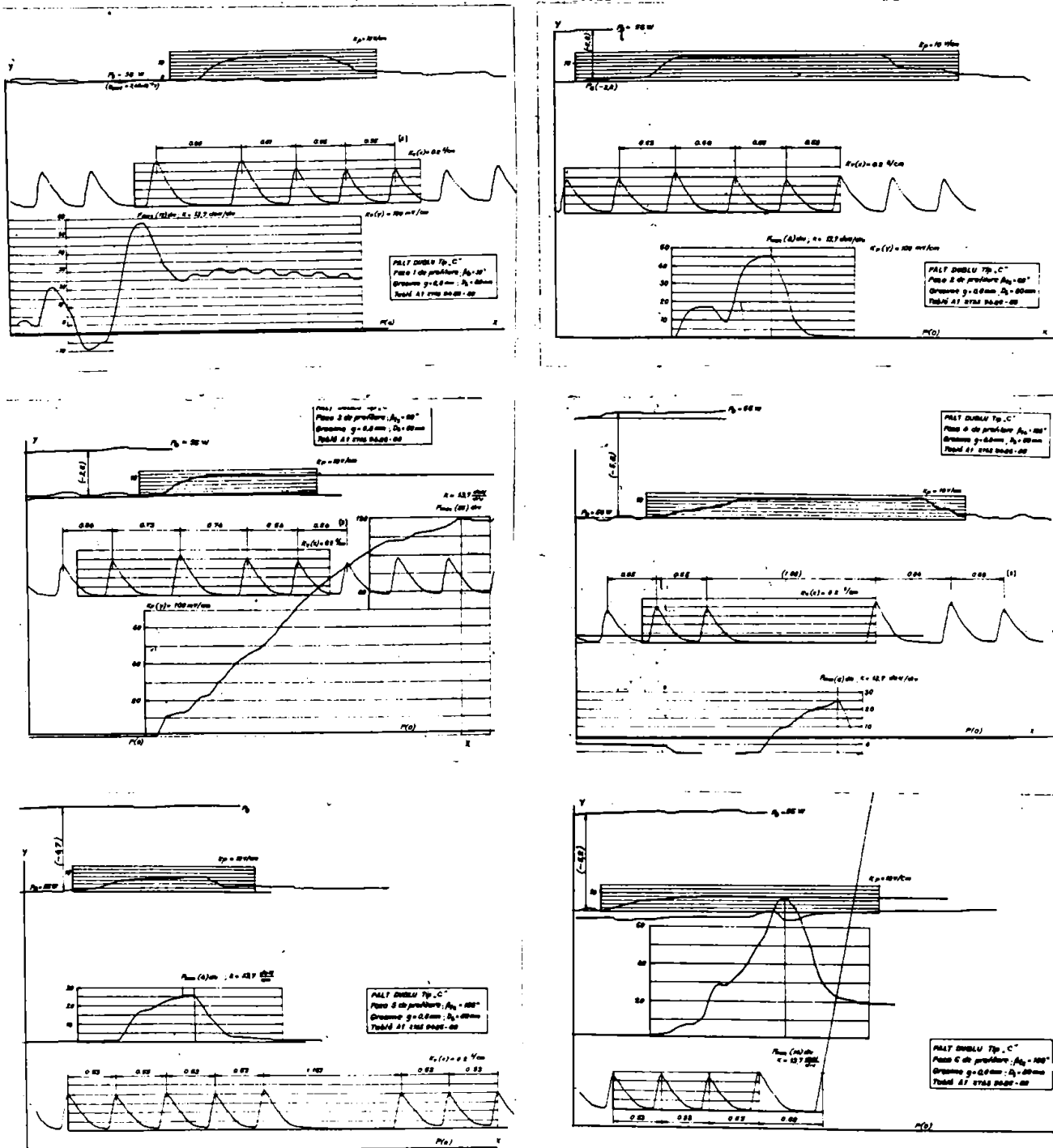


Fig. 4.30 Oscillograme ale parametrilor energetici obtinute pentru gazele de profilare ale reperului "Palt" dublu

Mărimile parametrilor energetici înregistrați sînt prezentate în tabelul 4.4., etalonarea puterii fiind realizată prin măsurarea la mersul în gol a căderii de tensiune pe motorul electric de $U_g = 65$ V și a curentului prin motor de 0,86 A. Oscilograma puterii la profilare prezintă nivelul la mersul în gol, peste care este suprapusă valoarea puterii corespunzătoare procesului de profilare. În cazul forței verticale, oscilograma cuprinde nivelul de echilibru la zero, nivelul forței maxime și respectiv nivelul de dezechilibru datorat fenomenelor de histerezis din traductorul dinamometric. S-a considerat drept forță de profilare diferența dintre indicația maximă și valoarea remanentă a forței indicate după ieșirea benzii din perechea de role.

Tabelul 4.4

Numărul fazei de profilare $j=1,2,\dots,6$	-	1	2	3	4	5	6
Unghiul de îndoire pe o fază $\Delta\beta_j$	[$^{\circ}$]	30	30	30	35	30	25
Unghiul total de îndoire pe o fază β_j	[$^{\circ}$]	30	60	90	125	155	180
Lungimea focarului „L” de deformare	[mm]	26	38	33	35	33	18
Forța maximă pe o fază j	[daN]	82,2	109,6	176,8	82,2	54,8	140
Puterea maximă de profilare pe fază j	[W]	6,7	8,1	7,3	3,67	3,44	6,8
Viteza de profilare	[$\frac{m}{s}$]	0,264	0,380	0,339	0,133	0,218	0,369

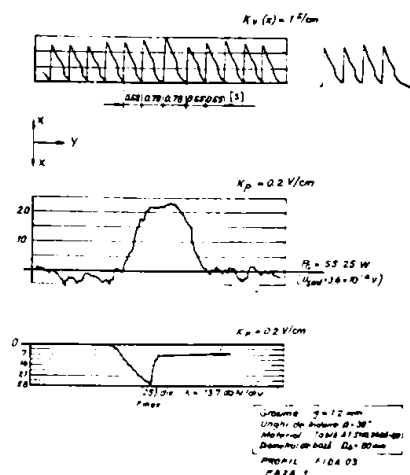


Fig. 4.31. Oscilograma parametrilor energetici pentru reper FIDA-03 (faza 1 de profilare)

Pentru prima fază de profilare a reperului FIDA-03, realizat din tablă Al, STAS 9485-80 cu grosimea de $g = 1,2$ mm au rezultat următorii parametri energetici

- forța maximă $F_v = 342,5$ daN,
- puterea de profilare 10,2 W,
- viteza de profilare 0,380 m/s.

Determinările experimentale au avut drept scop:

- verificarea posibilităților de măsurare și înregistrare ale parametrilor energetici,

- stabilirea mărimii parametrilor pentru un caz concret în vederea determinării unui model teoretic, de calcul al acestora;

- verificarea preciziei de modelare și calcul analitic a parametrilor procesului.

4.3.3. Algoritm de modelare matematică a parametrilor energetici la profilare

Pornind de la observațiile făcute asupra focarului de deformare, în lungul căruia se realizează schimbarea formei secțiunii profilului se poate considera că perechea de role trebuie să solicite semifabricatul pentru deformare în mod similar cu o matriță convențională, avînd lungimea de aceeași valoare cu focarul și respectiv cu o formă conjugată formei semifabricatului pe această porțiune. Desigur că în cazul profilării un volum elementar din aripa profilului străbate continuu spațiul pe care se produc modificări sub acțiunea stării de tensionare a materialului.

În figura 4.32 se prezintă schema de calcul analitic a forței necesare deformării. Întrucît în urma măsurătorilor, de la prima fază se atinge o rază relativă de $\vartheta < 12$ mm și conform relației (4.17) aceasta corespunde condiției încovoierii plastice se poate determina momentul interior de încovoiere cu relația

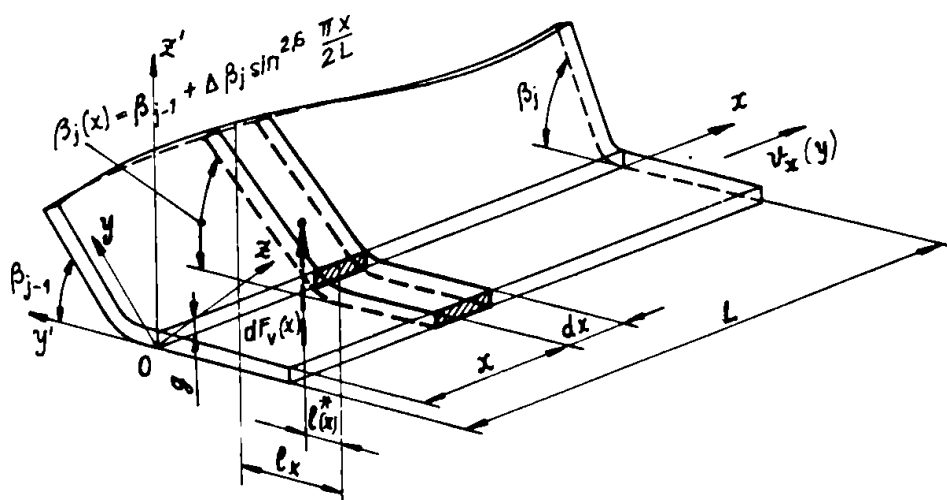


Fig.4.32. Schema determinării forței de profilare

(4.4), moment ce trebuie la limită echilibrat de momentul forțelor exterioare dezvoltat de rolele de profilare.

Considerînd elementul de arie ($g \cdot dx$) dispus la abscisa curentă (x) pe linia de îndoire rezultă condiția de echilibru la limită, a ariei elementare sub acțiunea momentului forței elementare de braț variabil și momentul interior de încovoiere

$$dF_v(x) \cdot l_x^* = \frac{dx \cdot g^2}{6} \cdot R_m (1,3 + 0,8 A5) \quad (4.123)$$

Separînd termenii se obține:

$$dF(x) = C \frac{dx}{l_x^*} = 3 \cdot C \frac{dx}{l_x} \quad (4.124)$$

în care $C = \frac{R_m g^2}{6} (1,3 + 0,8 A5)$ respectiv l_x^* este (4.125)

brațul forței elementare de încovoiere pentru unghiul de îndoire $\beta_j \leq \frac{\pi}{2}$.

Pentru întreaga lungime a focarului de deformare, forța este dată de relația;

$$F_v = 3C \int_{x=0}^{x=L} \frac{dx}{l_x} = 3C \cdot I_1 \quad (4.126)$$

Răzolvarea integralei în care argumentul funcției este dat de relațiile (4.115 și 4.116) de complexitate ridicată, face dificilă aplicarea metodelor analitice. S-a recurs la o metodă numerică, respectiv la metoda trapezelor /17,69/, rezolvată prin calcul numeric automat pe baza programului a cărui schemă logică este prezentată în figura 4.27. Programul a fost conceput și adaptat rulării pe un calculator personal de tip "AMIC".

Formula trapezelor permite pentru funcția f ; $[a, b] \rightarrow R$ de clasă C^2 , avînd argumentul $x = a + \frac{b-a}{n} \cdot i$, $i = 0, 1, 2, \dots, n$ și pentru:

$$S_n = \frac{b-a}{2n} [f(a) + 2(f(x_1) + \dots + f(x_{n-1})) + f(b)] \quad (4.127)$$

aproximarea integralei definite $\int_a^b f(x) dx$ prin expresia (4.127) cu o eroare cel mult egală cu

$$\frac{(b-a)^3 M''}{12 n^2} \quad (4.128)$$

unde :

$$M'' = \max_{x \in [a, b]} f''(x)$$

Pentru unghiul de îndoire $\frac{\pi}{2} < \beta_j \leq \pi$, brațul forței exterioare este conform cu schema din figura 4.27 și a relației (4.116)

$$l_x^* = l_j x$$

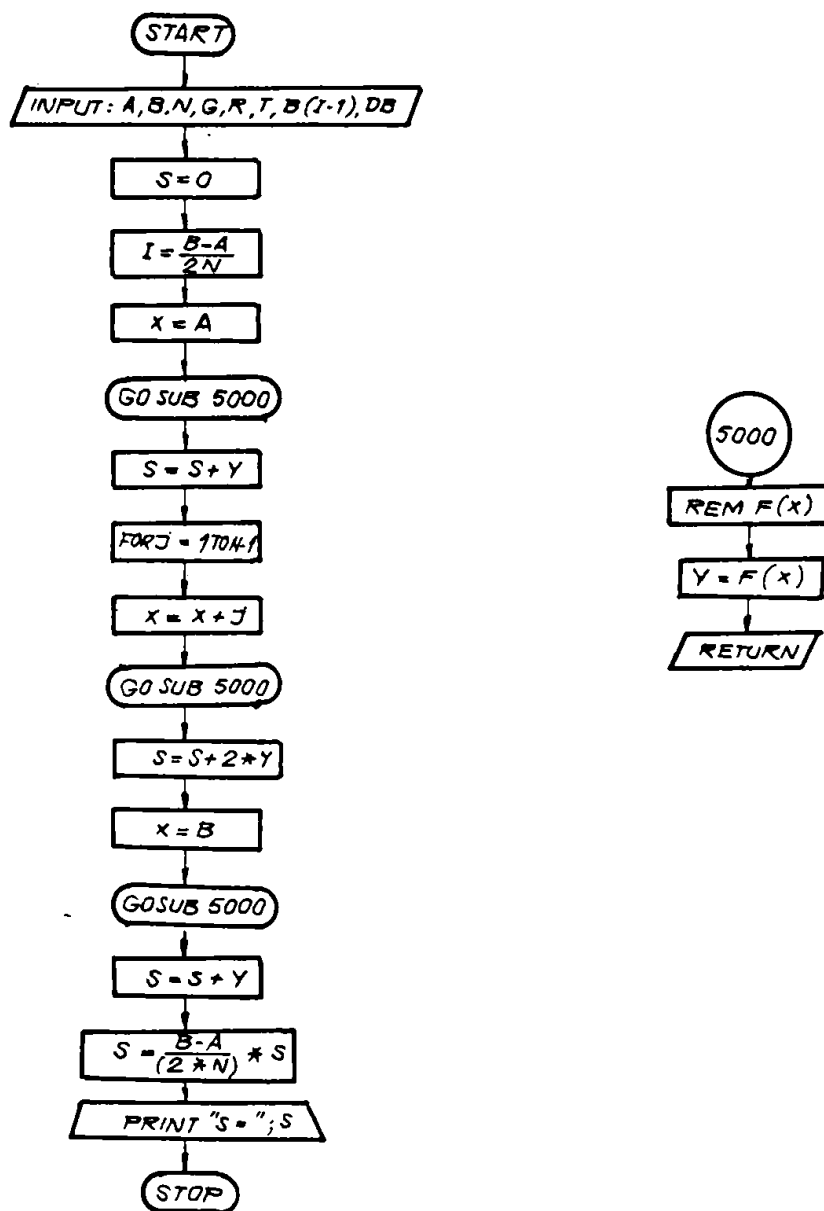


Fig. 4.27 Schema programului de calcul numeric al integralei funcției $Y = F(x)$ prin metoda trapezelor.

Programul a fost rulat în baza datelor de intrare furnizate de determinările experimentale realizate pe profilul "falt dublu", respectiv: β_0 , unghiul la faza inițială, creșterea unghiulară: $\Delta \beta_j$ /mm/, grosimea semifabricatului, A, B, limitele de integrare corespunzătoare, lungimii focarului L, $N = 30$ numărul intervalelor și $T = 1, 2 \dots 6$ mm lățimea semifabricatului. În tabelul 4.5 se redau valorile integralei;

Tabelul 4.5

$\frac{\beta_j}{\Delta \beta_j}$	A=0 B=L	T=1	T=2	T=3	T=4	T=5	T=6
$\frac{30}{30}$	$\frac{0}{26}$	3,072	2,762	2,509	2,298	2,12	1,968
$\frac{60}{30}$	$\frac{0}{38}$	4,898	4,493	4,151	3,858	3,60	3,382
$\frac{90}{30}$	$\frac{0}{33}$	6,138	5,910	4,95	4,79	4,64	4,514
$\frac{125}{35}$	$\frac{0}{35}$	97,65	27,44	18,35	10,14	8,12	4,90
$\frac{155}{30}$	$\frac{0}{33}$	45,07	22,69	15,18	11,41	9,14	7,63
$\frac{180}{25}$	$\frac{0}{18}$	18,78	9,39	6,26	4,69	6,88	5,74

Considerînd valori medii pentru prelucrarea oțelului, ale caracteristicilor mecanice; $R_m = 42 \text{ daN/mm}^2$; $A5 = 0,28 \dots 0,30$, coeficientul C are pentru diverse grosimi valorile cuprinse în tabelul 4.6.:

Tabelul 4.6

g [mm]	0,5	0,8	1,0	1,25	1,5	2,0	2,5	3,0	3,5	4,0
C [daN]	2,69	6,89	10,78	16,84	24,25	43,12	67,37	97	132	172,48

Lucrul mecanic elementar necesar deformării unghiulare a elementului de secțiune dx_j (Fig.4.30) este;

$$dA = dM_1 \cdot \Delta \beta(x) \quad (4.129)$$

unde ; dM_1 - este momentul interior elementar, și $\Delta \beta(x)$ este deformarea unghiulară în /rad/

Explicînd ecuația (4.128) se obține ;

$$dA = \frac{dx \cdot g^2}{6} \cdot R_m (1,3 + 0,8 A5) \cdot \frac{\pi \cdot \Delta \beta_j}{180^\circ} \cdot \sin^{2,6} \frac{\pi \cdot x}{2L} \quad (4.130)$$

în care : $\Delta \beta_j$ /grad/ este variația unghiului de îndoire pe faza j

Rezultă valoarea lucrului mecanic necesar deformării pe întreaga lungime a focarului

$$\Delta = \frac{\pi}{180^\circ} \cdot \Delta \beta_j \cdot C \int_{x=0}^{x=L} \sin^{2,6} \frac{\pi \cdot x}{2L} \cdot dx = C_2 \cdot I_2 \quad (4.131)$$

Rezolvarea numerică în baza aceluiași program automat de calcul anterior prezentat conduce la valorile integralei I_2 din tabelul 4.7 pentru valorile lungimii focarului de deformare corespunzătoare cazului experimental.

Tabelul 4.7

Faza de profilare	1	2	3	4	5	6
A/B	0/26	0/38	0/33	0/35	0/33	0/18
I_2	16,54	24,18	21,00	22,27	21,00	11,45

Valorile coeficientului C_2 în condiții similare cazului de calcul al forței de profilare sînt înregistrate în tabelul 4.8.

Determinarea analitică a puterii necesare la profilare pe fiecare fază se poate face pe baza determinării timpului unitar de deformare a materialului pe lungimea "L" a focarului deformării în baza vitezei de antrenare pe suprafața de bază a profilului;

$$t = \frac{L}{v}, \quad (4.132)$$

de unde;

$$P = \frac{A}{t} = \frac{A \cdot v}{L} \quad (4.133)$$

Se face observația că pentru cazul experimental, viteza de deformare în momentul atingerii parametrilor maximi ai regimului este înregistrată automat în oscilogramele din figurile 4.25 a, b, c, d, e și f.

Tabelul 4.8

g [mm]	0,5	0,8	1,0	1,25	1,5	2,0	2,5	3,0	3,5	4,0	
C2	$\Delta \beta_j = 25^\circ$	12,9	30,0	47,0	73,4	105,8	188,1	293,9	423,2	575,9	752,5
	$\Delta \beta_j = 30^\circ$	14,0	36,0	56,4	88,1	126,9	225,7	352,7	507,8	691,1	903,1
	$\Delta \beta_j = 35^\circ$	16,4	42,0	65,8	102,8	148,1	263,4	411,5	592,5	806,3	1053,6

Luînd în considerare parametrii geometrici ai profilului experimental, respectiv : $R = 2$, $T = 4$, $G = 0,8$ pentru fazele de profilare 1,2...6 rezultă următoarele valori teoretice pentru parametrii energetici forță și putere de profilare, valori înregistrate în tabelul 4.9.

Tabelul 4.9

Numărul fazei de profilare $j=1,2,\dots,6$	-	1	2	3	4	5	6
Forța de profilare pe o fază j	[daN]	63,5	101,2	126,8	69,8	78,6	32,3
Puterea de profilare pe faza j	[W]	6,04	8,7	7,76	3,55	4,99	7,04

Comparînd valorile teoretice cu cele experimentale și considerînd cazul experimental drept element de referință, rezultă următoarele concluzii:

- valorile teoretice pentru unghiurile de îndoire de pînă la $\pi/2$, sînt în medie mai reduse cu 10...30% decît cele măsurate. Acest lucru are în principal drept cauză neglijarea frecărilor dintre semifabricat și sculă, fapt cunoscut în general prin aceea că în toate relațiile, de apreciere a forțelor din procesele de presare la rece, se corectează valoarea acestora printr-un coeficient de loc neglijabil al frecărilor;

- pentru unghiuri de peste $\pi/2$, valorile teoretice determinate în baza modelului analitic sînt apropiate și acoperitoare cauzului experimental cu excepția fazei limită finală pentru unghi de îndoire egal cu π . Cauza acestei neconcordanțe o constituie faptul că brațul forței exterioare tinde să se anuleze, ca urmare a rigidizării piesei profilate în zona de racordare;

- puterile de profilare determinate prin calcul sînt în general apropiate de cele experimentale micile diferențe fiind datorate și faptului că dimensiunile reale ale profilului realizat se încadrează într-o anumită clasă de precizie valorile mărimilor geometrice introduse în calcul fiind cele nominale. Pe de altă parte determinat și de precizia de execuție a rozelor cît și a reglajului acestora condițiile experimentale reale sînt diferite de cele ideale, existînd o anumită rezervă în considera drept criteriu de referință absolut, modelul experimental;

- se poate aprecia că modelul teoretic de determinare a forței verticale și a puterii, în măsura în care se dispune de programul și de tehnica adecvată de calcul automat, este comod, rapid și acoperitor nevoilor aplicative pentru proiectarea proceselor de profilare.

Puterea de profilare pe o pereche de role este deci:

$$P = K \cdot C_2 \cdot I_2 \cdot \frac{V}{L} \quad (4.134)$$

unde: $k = 1,1 \dots 1,3$ este coeficientul forței de frecare, respectiv a puterii consumate prin frecare semifabricat - sculă.

4.3.4. Cercetări experimentale la profilarea cu angajarea semifabricatului simultan în toate perechile de role

Cea de a doua grupă de cercetări experimentale au fost efectuate pe al doilea stand (fig.3.12) prezentat în capitolul 3 și s-a urmărit măsurarea puterilor de profilare totale și parțiale, pe fiecare cajă, deci corespunzător fiecărei faze de profilare în parte, în condiția reală de lucru, atunci când semifabricatul este angajat în toate perechile de role. Metodele cunoscute pentru aceste determinări [54, 115], au la bază, determinarea cuplului rezistent la arborele portrolă din cajă, prin introducerea unei cuple dinamometrice special concepută tipului de mașină pe care se face determinarea, și care se introduce în lanțul cinematic al acționării, între caja de acționare și caja de deformare. Metoda directă deși oferă precizie suficient de bună, este complexă și relativ dificil de adaptat oricărei construcții de mașini de profilare, deoarece necesită remontarea succesivă pe fiecare cajă pentru realizarea determinărilor necesare sau echiparea fiecărei transmisii între cajele de acționare și de deformare.

În prezenta lucrare pentru realizarea acestor determinări s-a recurs la o metodă originală, de măsurare indirectă, a puterii absorbite de la rețeaua electrică de către motorul electric al mașinii de profilare, pentru diferite momente convenabile alese, de desfășurare a procesului de prelucrare.

Principiul metodei constă în măsurarea puterii totale consumate de motorul electric al mașinii,

... , pentru momentul intrării sau ieșirii succesive a capătului semifabricatului bandă dintre perechile de role. În acest mod, se obțin valori ale puterilor necesare la deformarea pe "n-i" perechi de role, unde "n" este numărul total de perechi de role și $i = 1, 2, 3, \dots, n$ este numărul perechilor de role care intră sau ies succesiv din contact cu semifabricatul.

Considerând cazul concret de efectuare al determinărilor experimentale pe mașina de executat falt MEF-35 B, care dispune de 6 perechi de arbori portrolă cu dispunere bilaterală, conform cu schema din figura 4.33, determinarea puterilor de profilare pe fiecare pereche de role se face rezolvând sistemele de ecuații;

$$\begin{aligned}
 a + b + c + d + e + f &= P_{123456} - P_6 \\
 b + c + d + e + f &= P_{23456} - P_6 \\
 c + d + e + f &= P_{3456} - P_6 \\
 d + e + f &= P_{456} - P_6 \\
 e + f &= P_{56} - P_6 \\
 f &= P_6 - P_6
 \end{aligned} \tag{4.134}$$

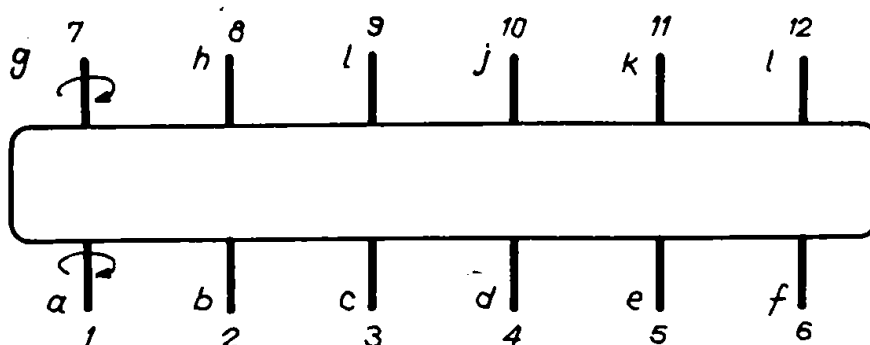


Fig.4.33 Schema pentru determinarea puterilor de profilare pe mașina de executat falt MEF - 35 B

$$\begin{aligned}
 g + h + i + j + k + l &= P_{789 \ 10 \ 11 \ 12} - P_6 \\
 h + i + j + k + l &= P_{8 \ 9 \ 10 \ 11 \ 12} - P_6 \\
 i + j + k + l &= P_{9 \ 10 \ 11 \ 12} - P_6 \\
 j + k + l &= P_{10 \ 11 \ 12} - P_6 \\
 k + l &= P_{11, 12} - P_6 ; l = P_{12} - P_6
 \end{aligned}
 \tag{4.135}$$

unde; P_G - este puterea măsurată la mersul în gol al mașinii,
 $P_{1...6}$ - puterea măsurată la profilarea benzii angajată între rolele 1...6

Determinat de faptul că în cadrul lucrării, pentru măsurarea preciziei determinării s-a recurs la un stand complex prevăzut cu aparatură de înregistrare automată a parametrilor energetici, respectiv a puterii active, oscilogramele prezintă toate nivelurile puterii de profilare la intrarea și respectiv ieșirea capătului de bandă din perechile de role active. În acest mod se pot citi direct de pe oscilograme, valori certe ale puterilor în momentele de angajare ale benzii sau de ieșire ale acestora dintre role, fără a mai fi necesară rezolvarea sistemelor (4.134) și (4.135).

Determinările experimentale au fost realizate pentru patru tipuri de profiluri respectiv:

- falț dublu (fig.2.10) având următorii parametrii geometrici; $R = 2$; $T = 4$; grosimea $g = 1,5$ mm,
- armatură FIDA-03, model la scară redusă, având dimensiunile din figura 4.35;
- profil circular DML3-3, având dimensiunile profilului din figura 4.36;
- profil pătrat 15x15 cu grosimea de 1,0 mm, având dimensiunile din figura 4.37.

Scopul determinării a fost;

- realizarea, verificarea și punerea la punct a metodei de măsurare și înregistrare a puterilor totală și pe fiecare fază de profilare și respectiv de concepere și realizare a echipamentului necesar,

- verificarea aplicabilității modelului teoretic de determinare a puterilor de profilare prezentat în paragraful 4.3.2. în condițiile reale de angajare a benzii pe toate rolele mașinii de profilare;

- determinarea experimentală a parametrilor energetici maximali pentru profiluri concrete, necesari proiectării mașinilor pentru aplicații industriale, realizări pe bază de contract care sînt prezentate în capitolul 5 al lucrării de doctorat.

Oscilogramele cu valorile înregistrate ale puterii pentru cazurile amintite sînt prezentate în figurile 4.34, 4.35, 4.36, și 4.37, respectiv valorile medii ale parametrilor energetici precum și valorile parametrilor geometriici realizați sînt centralizate în tabelurile 4.10, 4.11, 4.12 și 4.13. Pentru evidențierea în mod cît mai sugestiv a interacțiunii calitative între diverșii parametri energetici și geometriici realizați la profilarea reperelor amintite s-a procedat la reprezentarea grafică a acestora în diagramele din figurile 4.38, 4.39, 4.40 și 4.41. Aceste reprezentări cuprind: după abscisă numărul de orgine al perechilor de role utilizate, iar după ordonată parametri realizați corespunzător celor patru profiluri.

O analiză a acestor diagrame evidențiază următoarele aspecte particulare ale procesului profilării:

- puterile pe fiecare pereche de role sînt diferite de valoarea medie rezultată prin împărțirea puterii totale din proces pe fiecare pereche, în condiții în care unghiurile de îndoire pe fiecare față sînt alese astfel încît sollicitarea longitudinală se încadrează în domeniul elastic. Această observație este foarte importantă întrucît s-au constatat în cadrul aplicațiilor industriale, uzuri diferențiate ale angrenajelor din cazele de antrenare, în condiții de proiectare fiind contat pe o valoare a puterii totale instalate pe mașină uniform distribuită pe fiecare cajă de profilare;

- între parametrii geometriici și cei energetici există dependențe funcție de tipul profilului prelucrat, modul de realizare a succesiunii deformării etc. În general puterea respectiv momentul de torsiune din caja de profilare cresc odată cu creșterea unghiului de îndoire, depind de variația unghiului pe fața respectivă, sînt proporționale cu cubul grosimii semifabricatului, depind de alungirea longitudinală din muchiile profilului respectiv de sollicitarea longitudinală din profil și depind de numărul liniilor de îndoire realizate simultan;

- pentru cazurile studiate, raza relativă de îndoire corespunde în general încă de la prima fază de profilare condițiile deîndoire în domeniul plastic, de la faza 3, îndoirea este ($r/g < 2,5$) practic total plastică;

- alungirile longitudinale maxime din aripile profilului îndoit sînt diferite pentru fazele procesului și deși pentru toate cazurile studiate experimental ele nu depășesc valorile corespunzătoare deformațiilor elastice ($\epsilon < 0,2\%$) aceste deformații influențează valorile parametrilor energetici.

Verificarea numerică a aplicării relațiilor (4.131), (4.133) pentru profilul "falt dublu" studiat atît pe standul avînd o singură cajă cît și pe cel avînd în compunere mașina de profilare deci pentru condiții reale de profilare cu angajarea benzii în toate perechile de role scoate în evidență necesitatea ținerii cont și de solicitarea longitudinală din profil.

Astfel pentru cazul grosimii $g = 1,5$ a profilului "falt dublu" deformat simultan cu toate roțile pe mașina MEF-35 B rezultă puterea teoretică de profilare:

$$P_i = k C_2 I_2 \cdot \frac{v}{L}$$

unde:

$k = 1,3$ este coeficientul componenteîi forței de frecare; C_2 (tab.4.8); I_2 (tab.4.7); $v = 0,234$ m/s viteza de profilare; L (tab.4.4) este lungimea focarului de deformare (4.112)

respectiv pentru fazele $i = 1, 2, \dots, 6$, puterile teoretice au valorile: $P_1, P_2, \dots, P_6 = 24,5; 24,5; 24,5; 28,0; 24,5; 20,4$ /W/, valori de 2...3 ori mai mici decît cele experimentale, centralizate în tabelul 4.13.

Dacă se ține cont și de solicitarea longitudinală din aripa îndoită și considerînd conform relației (1.47)/116/ o distribuție liniară a deformației longitudinale în lungul aripei profilului respectiv în baza alungirii maxime pentru fiecare fază de profilare, valori centralizate în tabelul 4.13, conform legii lui Hooke rezultă:

$$F_{li} = \frac{1}{2} \sigma \cdot A = \frac{1}{2} \epsilon \cdot E \cdot \left(\frac{\pi \cdot R}{2} + r \right) \cdot g \quad (4.136)$$

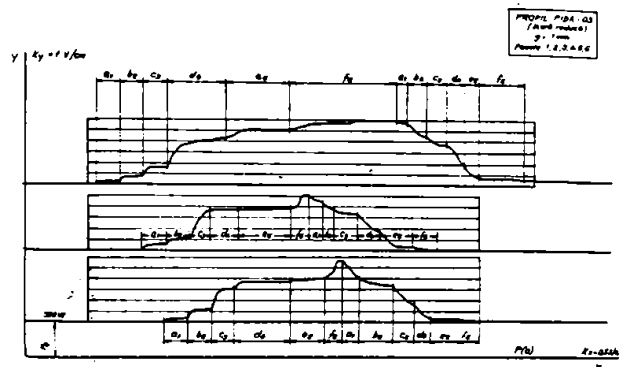
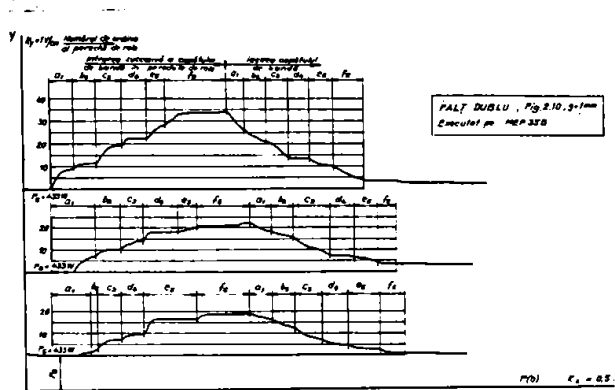


Fig.4.34. Oscilograme ale puterilor la profilarea reperului "falt dublu"

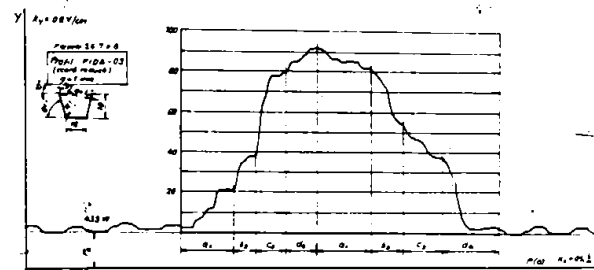
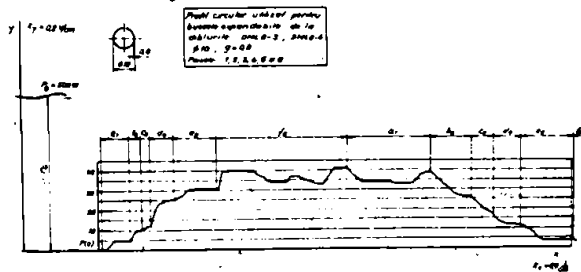


Fig.4.35. Oscilograme ale puterilor la profilarea reperului armatură FIDA-03 (I. Electrobanat)

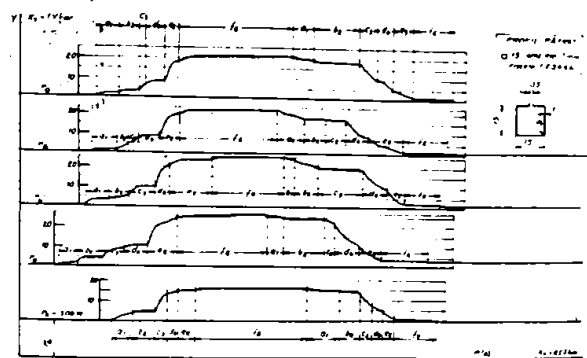
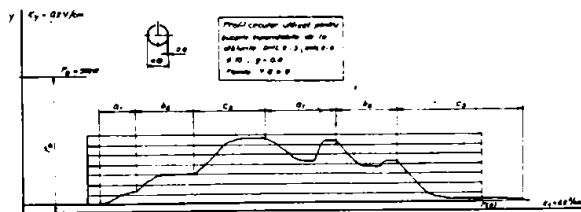
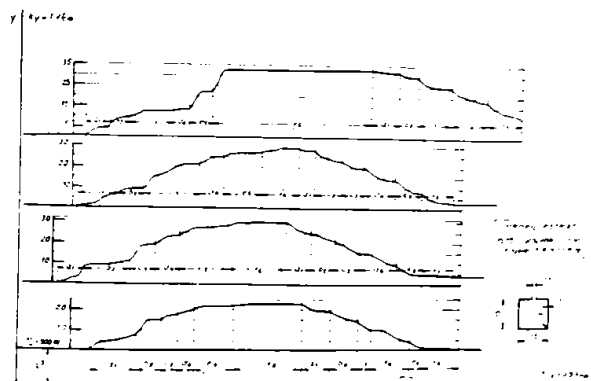


Fig.4.36. Oscilograme ale puterilor de profilare la realizarea reperului DML3-8 (I. "6 Martie" Timișoara)

Fig.4.37. Oscilograme ale puterilor la profilarea reperului □15x15x1, (I. 23 August - Satu Mare)



unde: ϵ - este deformația relativă longitudinală maximă; $E = 216 \cdot 10^4$ daN/mm² modulul de elasticitate longitudinală; R, T , parametrii geometrici ai profilului final; g grosimea semifabricatului.

Aproximînd direcția acestei solicitări ca fiind coincidentă cu direcția vitezei de profilare, rezultă puterea de profilare determinată de această solicitare;

$$P_{li} = k \cdot F_{li} \cdot v = 0,5 k \cdot \epsilon \cdot E \left(\frac{J \cdot R}{2} + T \right) \cdot g \cdot v \quad (4.137)$$

unde $k = 1,3$ este coeficientul de corecție, al influenței forțelor de frecare din sistem.

În aceste condiții rezultă puterile totale de profilare, modelate teoretic, pentru fiecare fază;

$$P_{ti} = P_i + P_{li} \quad (4.138)$$

$$P_{ti} = k \left[C_2 \cdot \frac{I_2}{L} + 0,5 \cdot \epsilon \cdot E (0,5 J \cdot R + T) \cdot g \right] \cdot v$$

Comparînd valorile numerice obținute pe baza relației (4.138) pentru profilul "falț dublu" respectiv ;

$$P_{t1}, P_{t2}, \dots, P_{t6} = 48,03; 94,96; 80,14; 79,09; 57,63; 22,22 \text{ [W]}$$

cu valorile experimentale din tabelul 4.13 rezultă pentru primele trei faze o modelare bună cu valori acoperitoare cu 3,9...4,8% diferite de cazul experimental. Pentru unghiuri de îndoire peste 90° precizia de modelare este mai scăzută, valorile teoretice fiind cu pînă la 20% mai mici decît cele experimentale. Aceste diferențe pot avea drept cauză faptul că solicitarea longitudinală predominantă este compresiunea, valoarea teoretică introdusă în calcule fiind cea rezultată pe baza programului automat de calcul prezentat în capitolul 2 al lucrării. De asemenea la depășirea unghiului de profilare de $\pi/2$, antrenarea semifabricatului în curs de profilare nu se mai realizează pe suprafața de bază a rozelor, cert definită pînă la unghiul de profilare de $\pi/2$ și în consecință viteza periferică medie de antrenare diferă conducînd la solicitări suplimentare.

Tabelul 4.10

Numărul de ordine al perechii de role		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12		
Armătură FIDA-03 (scară redusă)	Fig. 4.35 $g=1$	Puterea de profilare pe role [W]	90,66	107,7	154,8	192,4	88,6	124,9	89,9	81,3	170,6	92,1	-	-	
		Puterea totală	Lamers în gol [W]	←					500				→	-	-
			în sarcină [W]	←					1647,4				→	-	-
	Momentul maxim pe perechea de role [Nm]	33,3	39,5	56,8	70,6	32,5	45,8	33,0	29,8	62,6	33,8	-	-		
	Unghiul total de îndoire β_j [grad]	\emptyset	$\frac{20^\circ}{\emptyset}$	$\frac{43^\circ}{\emptyset}$	$\frac{68^\circ}{\emptyset}$	$\frac{90^\circ}{\emptyset}$	$\frac{122^\circ}{\emptyset}$	$\frac{122^\circ}{15^\circ}$	$\frac{122^\circ}{35^\circ}$	$\frac{122^\circ}{55^\circ}$	$\frac{122^\circ}{75^\circ}$	-	-		
	Variația unghiului de îndoire $\Delta\beta_j$ [grad]	\emptyset	$\frac{20^\circ}{\emptyset}$	$\frac{23^\circ}{\emptyset}$	$\frac{23^\circ}{\emptyset}$	$\frac{24^\circ}{\emptyset}$	$\frac{32^\circ}{\emptyset}$	$\frac{\emptyset}{15^\circ}$	$\frac{\emptyset}{20^\circ}$	$\frac{\emptyset}{20^\circ}$	$\frac{\emptyset}{20^\circ}$	-	-		
	Alungirea longitudinală maximă ϵ [%]	\emptyset	$\frac{0,005}{\emptyset}$	$\frac{0,024}{\emptyset}$	$\frac{0,050}{\emptyset}$	$\frac{0,086}{\emptyset}$	$\frac{0,011}{\emptyset}$	$\frac{\emptyset}{0,005}$	$\frac{\emptyset}{0,09}$	$\frac{\emptyset}{0,09}$	$\frac{\emptyset}{0,11}$	-	-		
	Raza de îndoire	Absolută r_j [mm]	-	$\frac{5,1}{-}$	$\frac{2,6}{-}$	$\frac{1,7}{-}$	$\frac{1,3}{-}$	$\frac{1,0}{-}$	$\frac{1,0}{-}$	$\frac{1,0}{5}$	$\frac{1,0}{2,1}$	$\frac{1,0}{1,3}$	-	-	
Relativă r_j/g		-	$\frac{5,1}{-}$	$\frac{2,6}{-}$	$\frac{1,7}{-}$	$\frac{1,3}{-}$	$\frac{1,0}{-}$	$\frac{1,0}{5}$	$\frac{1,0}{2,1}$	$\frac{1,0}{1,3}$	$\frac{1,0}{1,0}$	-	-		

Tabelul 4.11

Numărul de ordine al perechii de role		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	
Bucșă $\phi 10 \times g = 0,8$ (DML 8 - 3) Fig. 4.36	Puterea de profilare pe role [W]	27,7	62,1	34,6	65,9	48,5	43,4	45,2	68,8	105,9	-	-	-	
	Puterea totală	Lamers în gol [W]	←				500				→	-	-	-
		în sarcină [W]	←				1002,1				→	-	-	-
	Momentul maxim pe perechea de role [Nm]	10,1	22,8	12,7	24,2	17,8	15,9	16,6	25,2	38,8	-	-	-	
	Unghiul de îndoire α_i/β_i (fig. 4.36) [grad]	-	$\frac{30^\circ}{45^\circ}$	$\frac{68^\circ}{45^\circ}$	$\frac{98^\circ}{45^\circ}$	$\frac{130^\circ}{45^\circ}$	$\frac{165^\circ}{45^\circ}$	$\frac{195^\circ}{45^\circ}$	$\frac{320^\circ}{45^\circ}$	$\frac{360^\circ}{45^\circ}$	-	-	-	
	Unghiul total de îndoire $\alpha_i + 2\beta_i$ [grad]	-	120°	158°	188°	220°	255°	285°	320°	360°	-	-	-	
	Variația unghiului total de îndoire [grad]	-	120°	38°	30°	32°	35°	30°	35°	40°	-	-	-	
	Alungirea longitudinală maximă ϵ [%]	-	0,027	0,14	0,001	0,02	0,07	0,135	0,19	0,07	-	-	-	
Raza de îndoire	Absolută r_j [mm]	$\frac{41,7}{5}$	$\frac{18,6}{5}$	$\frac{13}{5}$	$\frac{9,9}{5}$	$\frac{7,9}{5}$	$\frac{6,7}{5}$	$\frac{5,4}{5}$	4,9	4,9	-	-	-	
	Relativă r_j/g	-	$\frac{52,1}{6,25}$	$\frac{23,2}{6,25}$	$\frac{16,2}{6,25}$	$\frac{12,3}{6,25}$	$\frac{9,8}{6,25}$	$\frac{8,4}{6,25}$	$\frac{6,7}{6,25}$	6,1	6,1	-	-	

Tabelul 4.12

Numărul de ordine al perechii de role		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	
Tip profil: □ 15 x 1 (1.23 Aug. Sertu Mare) Fig. 4.37	Puterea de profilare pe role	[W] $\frac{60,12}{51,3}$	$\frac{62,5}{41,02}$	$\frac{124,02}{99,2}$	$\frac{84,46}{184,9}$	$\frac{204,6}{149,1}$	$\frac{48,1}{47,02}$	$\frac{192,8}{78,5}$	$\frac{119,2}{107,1}$	$\frac{205,6}{121,4}$	$\frac{80,6}{178,5}$	$\frac{116,8}{171,3}$	$\frac{143}{81,4}$	
	Puterea totală	Lamers în gol	[W] ←					500						→
		în sarcină	[W] ←					1375,97						→
	Momentul maxim pe perechea de role	[Nm]	20,4	19,0	41,0	49,5	65,0	17,5	49,8	41,5	60,0	47,6	53,0	41,2
	Unghiul total de îndoire β_j	[grad]	$\frac{10^\circ}{\phi}$	$\frac{32^\circ}{\phi}$	$\frac{36^\circ}{16^\circ}$	$\frac{45^\circ}{20^\circ}$	$\frac{46^\circ}{32^\circ}$	$\frac{46^\circ}{47^\circ}$	$\frac{52^\circ}{56^\circ}$	$\frac{62^\circ}{70^\circ}$	$\frac{62^\circ}{78^\circ}$	$\frac{74^\circ}{86^\circ}$	$\frac{87^\circ}{90^\circ}$	$\frac{90^\circ}{90^\circ}$
	Variația unghiului de îndoire $\Delta\beta_j$	[grad]	$\frac{10^\circ}{\phi}$	$\frac{22^\circ}{\phi}$	$\frac{4^\circ}{16^\circ}$	$\frac{9^\circ}{4^\circ}$	$\frac{1^\circ}{12^\circ}$	$\frac{\phi}{15^\circ}$	$\frac{6^\circ}{9^\circ}$	$\frac{10^\circ}{14^\circ}$	$\frac{\phi}{8^\circ}$	$\frac{12^\circ}{8^\circ}$	$\frac{13^\circ}{4^\circ}$	$\frac{3^\circ}{\phi}$
	Alungirea longitudinală maximă ϵ	[%]	$\frac{0,004}{-}$	$\frac{0,06}{-}$	$\frac{0,08}{0,006}$	$\frac{0,13}{0,01}$	$\frac{0,135}{0,03}$	$\frac{-}{0,12}$	$\frac{0,166}{0,09}$	$\frac{0,026}{0,77}$	$\frac{-}{0,19}$	$\frac{0,10}{0,05}$	$\frac{0,19}{0,11}$	$\frac{0,14}{-}$
	Raza de îndoire	Absolută r_j	[mm]	$\frac{8,49}{-}$	$\frac{3,58}{-}$	$\frac{1,99}{5,12}$	$\frac{1,49}{3,99}$	$\frac{1,45}{2,31}$	$\frac{1,45}{1,41}$	$\frac{1,22}{1,10}$	$\frac{0,95}{0,78}$	$\frac{0,95}{0,65}$	$\frac{0,71}{0,54}$	$\frac{0,53}{0,5}$
Relativă r_j/g		-	$\frac{8,49}{-}$	$\frac{3,58}{-}$	$\frac{1,99}{5,12}$	$\frac{1,49}{3,99}$	$\frac{1,45}{2,31}$	$\frac{1,45}{1,41}$	$\frac{1,22}{1,10}$	$\frac{0,95}{0,78}$	$\frac{0,95}{0,65}$	$\frac{0,71}{0,54}$	$\frac{0,53}{0,5}$	$\frac{0,5}{0,5}$

*Observație: cifrele de la numărător reprezintă valorile puterilor la angajarea benzii în perechile de role, iar cele de la numitor la testarea benzii din role

Tabelul 4.13

Numărul de ordine al perechii de role		1	2	3	4	5	6	
Tip profil: Falt dublu; $g = 15mm$ Fig. 2.10	Puterea de profilare pe role	[W] $\frac{159,8}{(45)^*}$	91,1	84,1	65,9	75,6	65,7	
	Puterea totală	Lamers în gol	[W] ←			500		→
		în sarcină	[W] ←			1042,2		→
	Momentul maxim pe perechea de role	[Nm]	58,7	33,5	66,1	24,2	42,4	38,8
	Unghiul total de îndoire β_j	[grad]	30°	60°	90°	120°	155°	180°
	Variația unghiului de îndoire $\Delta\beta_j$	[grad]	30°	30°	30°	35°	30°	25°
	Alungirea longitudinală maximă ϵ	[%]	0,067	0,2	0,158	0,145	0,094	0,025
	Raza de îndoire	Absolută r_j	[mm]	$\frac{12}{-}$	$\frac{6}{-}$	4	2,8	1,1
Relativă r_j/g		-	$\frac{12}{-}$	$\frac{6}{-}$	4	2,8	1,1	1,0

Observație: (45)* reprezintă puterea măsurată la realizarea liniei de îndoire exterioară, respectiv 159,8 puterea înregistrată pentru prima fază pentru realizarea liniei de îndoire de conducere și a celei exterioare.

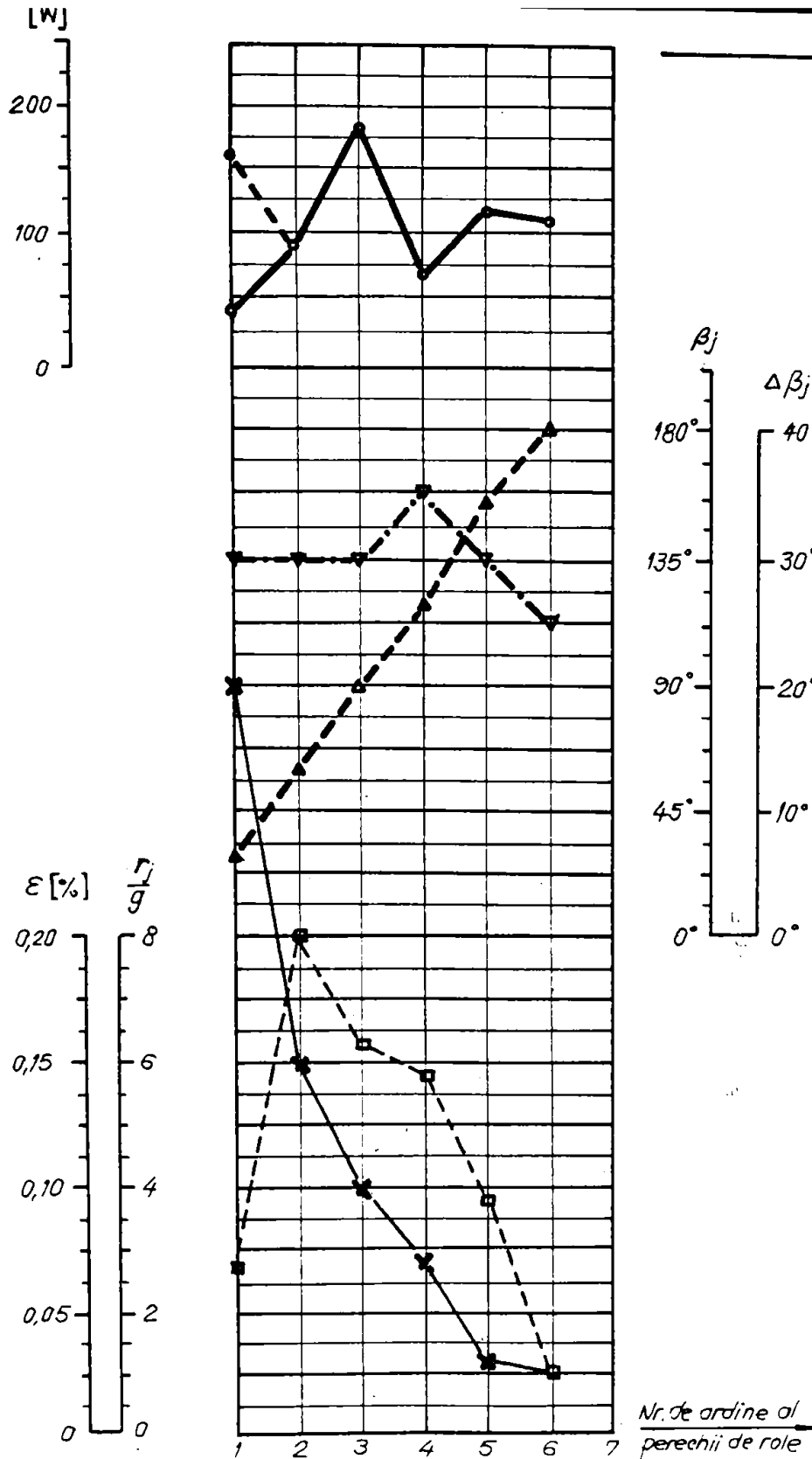


Fig. 4.38 Diagrama parametrilor principali realizati la profilarea reperului „Falț dublu” $g=1,0$

- ————— puterea pe perechea de rote
- ▲ ————— unghiul total β_j , de îndoire
- ▼ ————— variația $\Delta\beta_j$ a unghiului de îndoire
- ————— alungirea longitudinală maximă
- × ————— raza relativă de îndoire

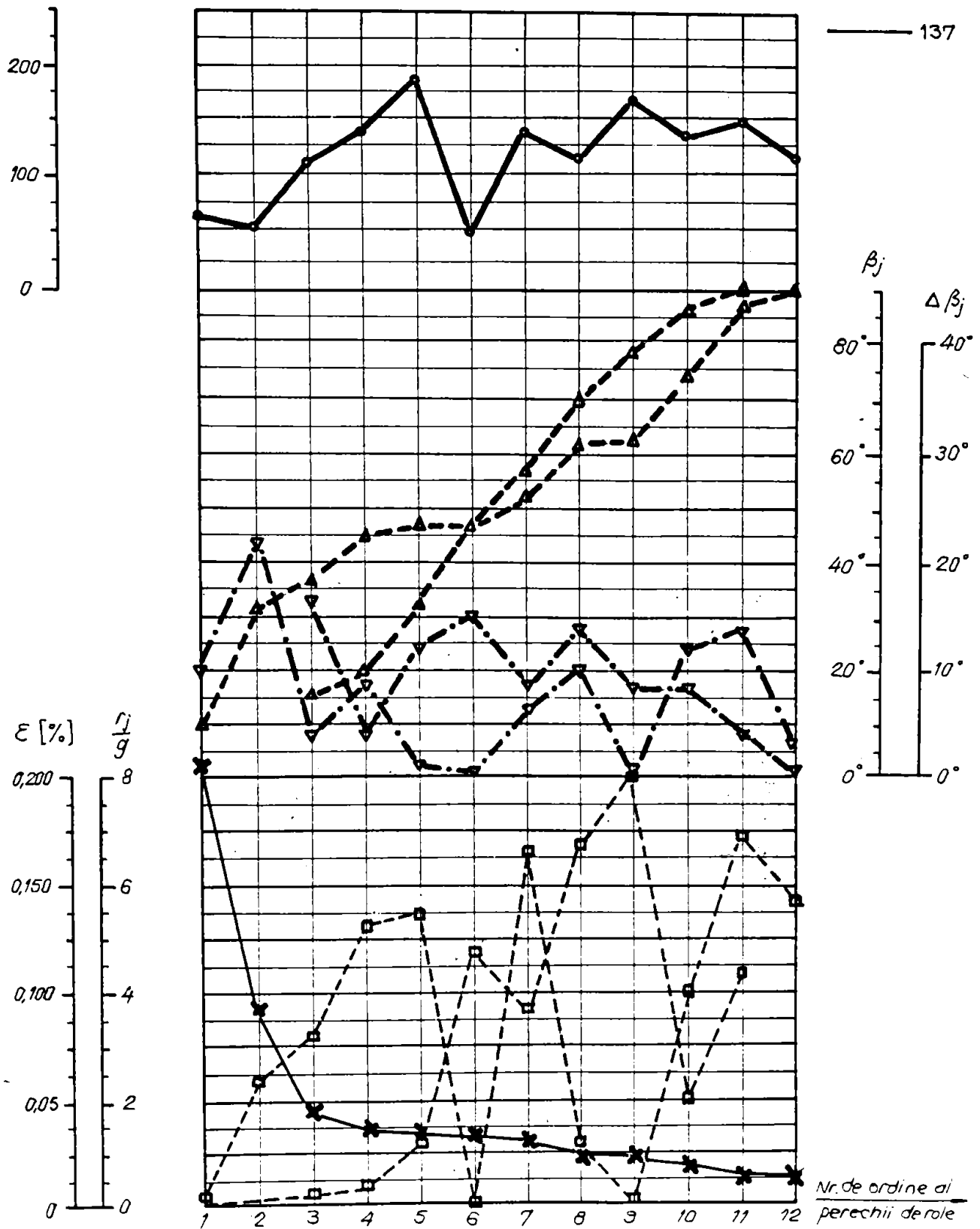


Fig. 4.41 Diagrama parametrilor principali realizați la profilarea reperului □ 15 x 1 (I., 23 August * Satu Mare).

- ————— puterea pe perechea de role
- △ ————— unghiul total β_j , de îndoire
- ▽ — · · · · · variația $\Delta\beta_j$ a unghiului de îndoire
- — · · · · · alungirea longitudinală maximă
- × ————— raza relativă de îndoire

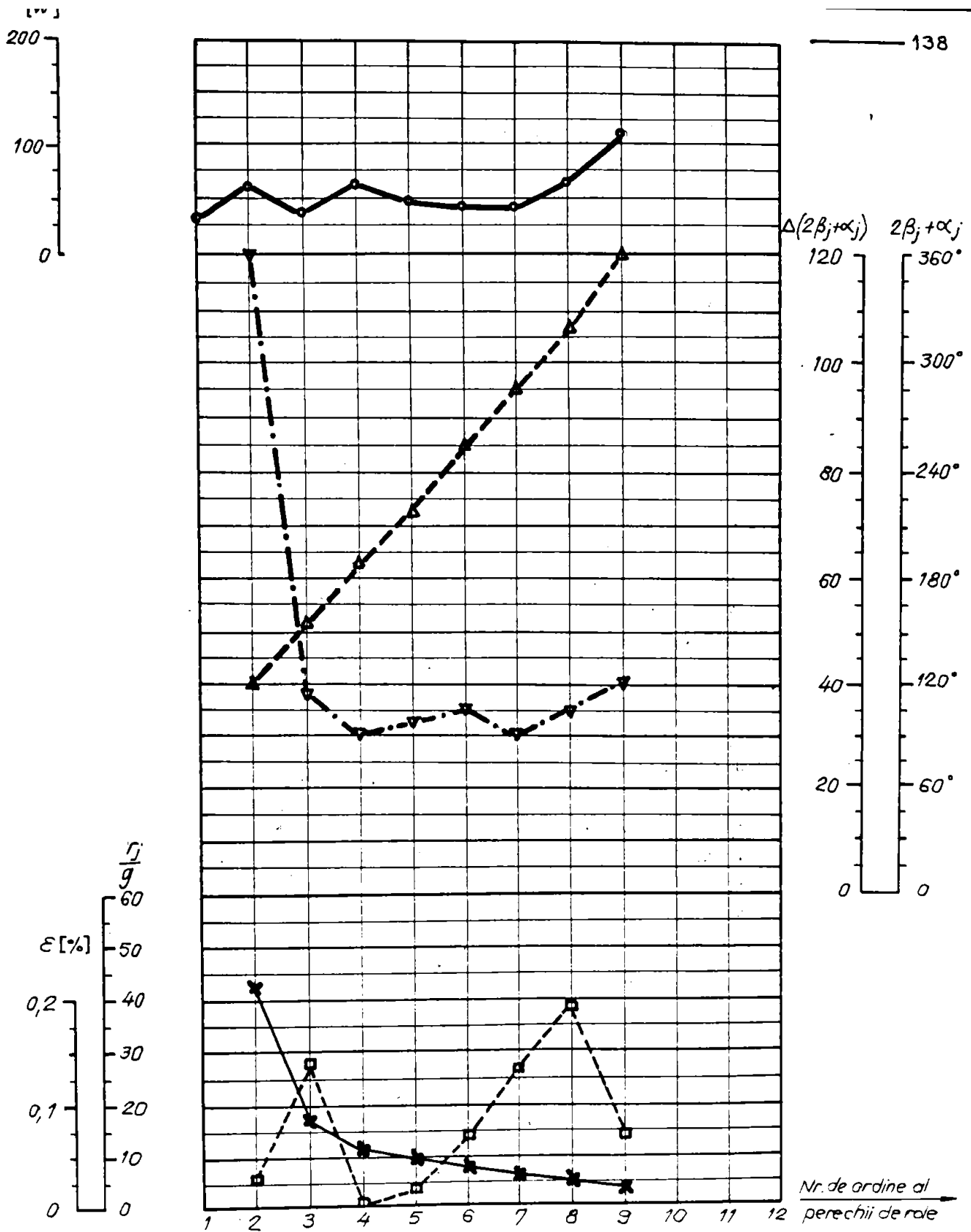


Fig. 4.40 Diagrama parametrilor principali realizați la profilarea reperului DML 8-3 (I. „6 Martie”)

- ————— puterea pe perechea de roți
- △ ————— unghiul total β_j , de îndoire
- ▽ ————— variația $\Delta\beta_j$ a unghiului de îndoire
- ————— alungirea longitudinală maximă
- × ————— raza relativă de îndoire

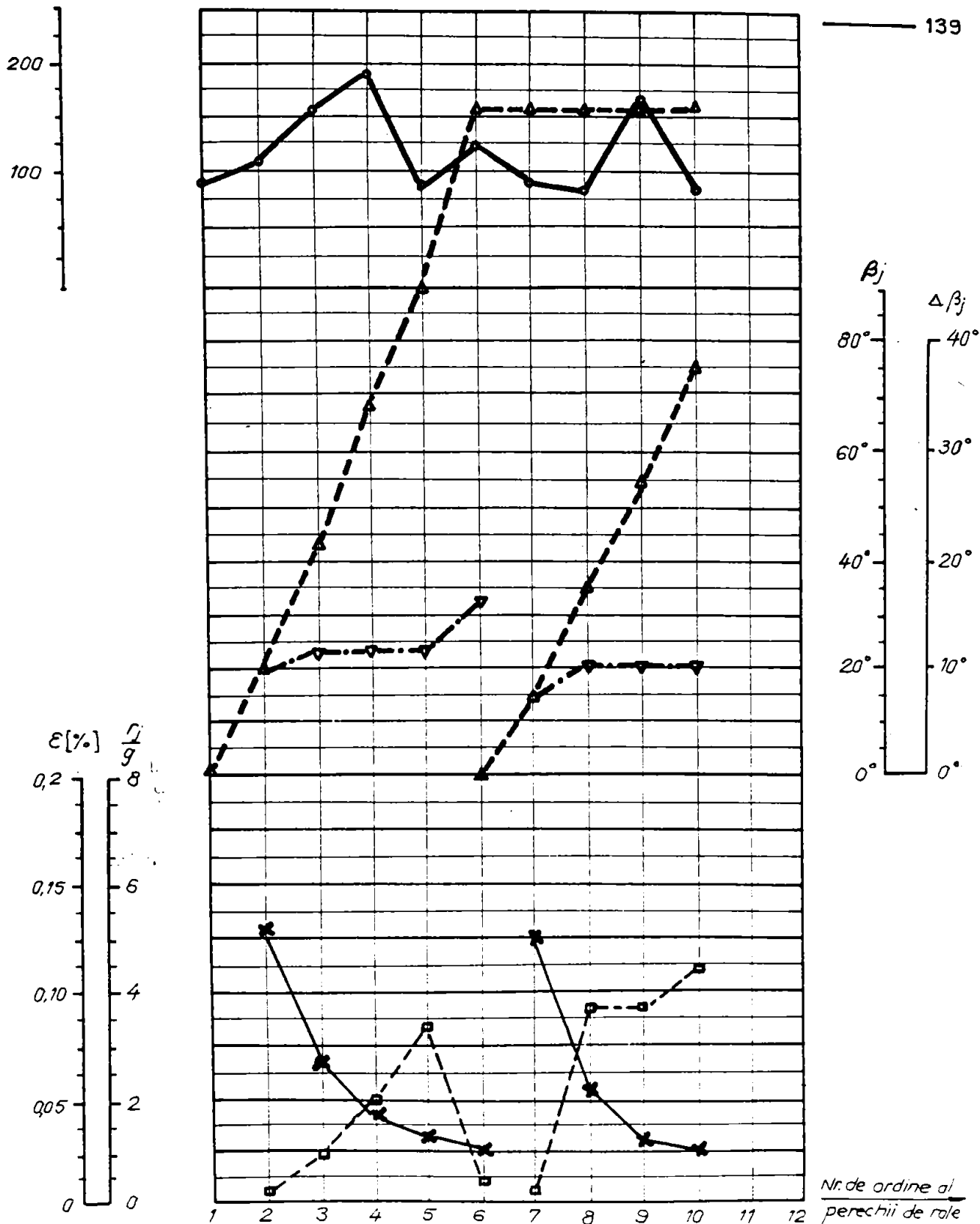


Fig. 4.39 Diagrama parametrilor principali realizați la profilarea reperului armătură FIDA-03 (scară redusă) $g = 1,0$

- o ————— puterea pe perechea de role
- Δ - - - - - unghiul total β_j de îndoire
- ∇ - · - · - · variația $\Delta\beta_j$ a unghiului de îndoire
- \square - · - · - · alungirea longitudinală maximă
- \times ————— raza relativă de îndoire

Se face observația că valorile experimentale au fost determinate urmărindu-se ca prin reglajul poziției reciproce ale rozelor să nu se provoace subțierea prin laminare caz în care parametrii energetici ating valori sensibil mai mari cazul de profilare fără subțiere intenționată a benzii. De asemenea s-a urmărit ca prin reglaj să se elimine efectul impreciziei mașinii respectiv a bătăii radiale a arborilor și rozelor prin reglarea unui joc relativ $j/g > 1$, lucru ușor de observat pe oscilograme prin apariția unor oscilații periodice.

Pentru cazurile în care se modifică poziția suprafeței de bază a profilului respectiv se coboară fundul acestuia în vederea micșorării deformației longitudinale din muchie și realizarea unor unghiuri de îndoire pe o fază, mai mari sau pentru cazul corectării diametrelor de bază conform relației /115, 116/:

$$D_{bi} = (1,001 \dots 1,004) D_{bi-1} \quad (4.139)$$

În vederea egalizării pe secțiune a deformației longitudinale și deci a micșorării efectului de curbare longitudinală, valoarea solicitării longitudinale respectiv a componentei puterii de profilare, va fi mai mare, referindu-se la întreaga solicitare a semifabricatului /56/ respectiv;

$$F_1 = \varepsilon \cdot E \cdot B \cdot g / 100 \quad (4.140)$$

unde; B este lățimea semifabricatului bandă; $\varepsilon = 0,2\%$ este deformația longitudinală maximă admisibilă

4.4. Concluzii asupra parametrilor energetici la profilarea benzilor

Procesul de deformare a benzilor prin profilare pe mașini cu role este un proces foarte complex fiind legat de caracteristicile mecanice ale materialului și de comportamentul acestuia la diferite grade de deformare, de modul de realizare al succesiunii fazelor de profilare, construcția respectiv precizia de realizare a profilului rozelor și de precizia de reglare (aliniere) acestor, de construcția mașinii de profilare și de reglajul acestora în

special al paralelismului arborilor de lucru, de condițiile de ungere al semifabricatului etc. Interacțiunea tuturor acestor factori care pot să aibă sau nu legătură unul cu altul pot influența sensibil parametrii energetici în condiții de realizare a aceluiași profil, astfel că raportarea cazului "real" drept "ideal" trebuie făcută cu rezerve. Totuși, modelul experimental constituie verificarea cea mai acoperitoare chiar pentru cazuri de similitudine și aplicare pe modele la scară redusă.

Verificarea puterilor de profilare pe fiecare fază respectiv și a puterii totale este strict necesară întrucât pot apare suprasolicitări numai a unor caje de deformare respectiv antrenare care să conducă la solicitări și uzuri neuniforme sau chiar la avarii în lanțul cinematic.

Metoda experimentală de determinare a puterilor de profilare pe cale indirectă prin măsurarea puterilor electrice absorbite pentru diferite momente ale profilării, s-a dovedit ușor de aplicat, necesitând componente sau instrumente fabricate în țară și permițând obținerea cu o precizie suficientă în condiții industriale, independent de tipul mașinii de profilare a unor date pentru verificări ale procesului sau pentru alte condiții de proiectare și optimizare a regimului de profilare, proiectări de utilaje de profilare etc.

Relațiile teoretice de calcul al forțelor și puterilor de profilare propuse în prezenta lucrare sînt în general acoperitoare cazurilor reale de lucru, și ușor de aplicat fiind deosebit de rapide în condițiile de calcul automat pentru orice profil avînd complexități diferite.

Capitolul 5.

**CONTRIBUTII PRIVIND APLICAREA INDUSTRIALA
LA A REZULTATELOR CERCETARILOR**

**5.1. Cerințe privind posibilitățile
de aplicare industrială a pre-
lucrării benzilor pe mașini
rotative**

Mașinile rotative cu role găsesc în industria modernă o utilizare largă la fabricarea profilurilor îndoite, cât și a pieselor profilate.

Mașinile de profilare cu role pot fi folosite cu mare eficiență la realizarea unor piese de diverse lungimi având grosimi mici și mijlocii, piese care prezintă îndoiri paralele cu axa lor longitudinală. Piesele profilate impun la realizarea lor și o serie de alte prelucrări cum ar fi: de ștanțare-matrițare (perforări, crestări, șlituiri, răsfînăgeri, reliefări, mărcări, etc.), de sudare longitudinală, de acoperiri de protecție etc.

Prelucrările necesare pieselor profilate pot fi concepute să fie executate pe o linie de fabricație complexă, cu automatizarea procesului - soluție cu eficiență ridicată în producția de serie mare și de masă.

În legătură cu echiparea și exploatarea acestor linii trebuie luat în considerație, în primul rând marea diversitate de tipodimensiuni de piese prelucrabile prin profilare, existente în planurile de fabricație. Inzestrarea completă în ceea ce privește echipamentul tehnologic al liniei de fabricație, răspunzând unei diversități mari de produse, în condiții de economisire ridicată, pretinde din partea întreprinderilor, acțiuni de reprofecare constructivă a reperelor, în concordanță cu cerințele tehnologice impuse de aplicarea rațională a liniei. Pornind de la aceste considerații, la reprofecare constructivă a produselor se vor lua în considerare următoarele principii:

- gruparea produselor pe familii constructive;
- reprofecări și tipisări pentru familii constructive și una sau două anumite funcții comune mai multor familii;

- proiectarea unor elemente de bază comune mai multor grupuri de produse;

- crearea de tipuri constructive realizabile prin combinații ale unor elemente tipizate.

În ceea ce privește forma semifabricatului folosit la aceste linii, varianta optimă o constituie cea a benzilor, dar este posibilă și utilizarea fișiiilor rezultate prin debitarea foilor de tablă caz ce permite reutilizarea unor deșee de la alte prelucrări.

Folosirea benzilor, care în general vor avea lățimi nestandardizate face necesară folosirea unor instalații auxiliare de fișiere a benzilor /24,128/ la lățimile necesare.

La concepția compunerii liniilor complexe de ștanțare-profilare în concordanță cu procesul tehnologic stabilit, trebuie avut în vedere faptul că unele din utilajele necesare liniei, pot fi utilaje universale prevăzute sau nu cu dispozitive de alimentare automată, utilaje fabricate de regulă în țară, iar altele cum ar fi: mașinile de profilare, utilajele de debitare din mers, dispozitivele de avans cu pași mari, acumulatele de bandă etc. nefiind fabricate în țară, necesită proiectarea și executarea acestora prin autoutilare în întreprinderi beneficiare.

Rolele de profilare în cazul realizării profilurilor având o complexitate ridicată a secțiunii, fac necesară aplicarea unor algoritmi care să permită proiectarea asistată de calculatorul electronic.

Având în vedere avantajele pe care le prezintă prelucrarea unor piese prin profilarea benzilor pe mașini rotative, s-a urmărit aplicarea în producție a rezultatelor cercetărilor, prin proiectarea și construirea în colaborare cu întreprinderi în care sectoarele de presare au o pondere importantă, a unor linii complexe de prelucrare prin ștanțare-profilare. Instalațiile proiectate în cazul unor contracte de cercetare științifică /139, 140, 141, 143, 144,145/ au fost executate și sînt în exploatare cu rezultate bune, sau sînt în curs de executare la : Întreprinderea "Electrobanat", "Autoturisme" și "6 Martie" din Timișoara, respectiv la Întreprinderea "23August" din Satu-Mare și IMPS Oradea.

5.2. Algoritm de calcul pentru proiectarea rolelor de profilare

proiectarea procesului tehnologic de profilare necesită rezolvarea următoarelor etape: /3, 51, 92/:

- determinarea lăţimii semifabricatului bandă,
- determinarea unghiului limită pe fiecare fază de îndoire,
- determinarea numărului și succesiunii fazelor de îndoire,
- calculul dimensiunilor geometrice a zonei active pentru rolele de deformare.

Considerînd că din punct de vedere al profilului prelucrat, pentru obţinerea preciziei dimensionale, prezintă importanţă ultima pereche de role, calculele pentru stabilirea procesului tehnologic de profilarea benzilor subţiri, se pot face în baza următoarelor ipoteze-:

- determinarea dimensiunilor semifabricatului la fiecare fază de îndoire se face pe stratul mijlociu;
- determinarea unghiurilor limită de îndoire, se face considerînd muchia marginală a profilului, rectilinie;
- îndoirea se execută cu rază variabilă;
- se neglijează influenţa corecţiei unghiurilor rolei superioare în raport cu cea inferioară, corecţie necesară în scopul micşorării frecării semifabricatului cu rolele de profilare.

Tinînd cont de numărul mare al cotelor care determină forma secţiunii transversale a semifabricatului în timpul profilării și pentru ușurarea corelării acestor cote cu cele conjugate de pe rolele active, se propune un sistem de notare și cotare prin indici, respectiv următoarele relații de calcul, cu referire la figura 5.1.

- $i = 0, 1, 2, \dots, n$ - numărul de ordine al liniilor de îndoire, considerate pe profilul final, 0 și n fiind marginile semifabricatului,
- $j = 1, 2, \dots, n$ - numărul fazelor în succesiunea fazelor de profilare
- l_j, l_{j+1}, \dots, l_n - lungimea rectilinie, considerată pe stratul mediu al profilului, în secțiune transversală, între două linii de îndoire succesive, realizate la faza de îndoire de ordin j ;

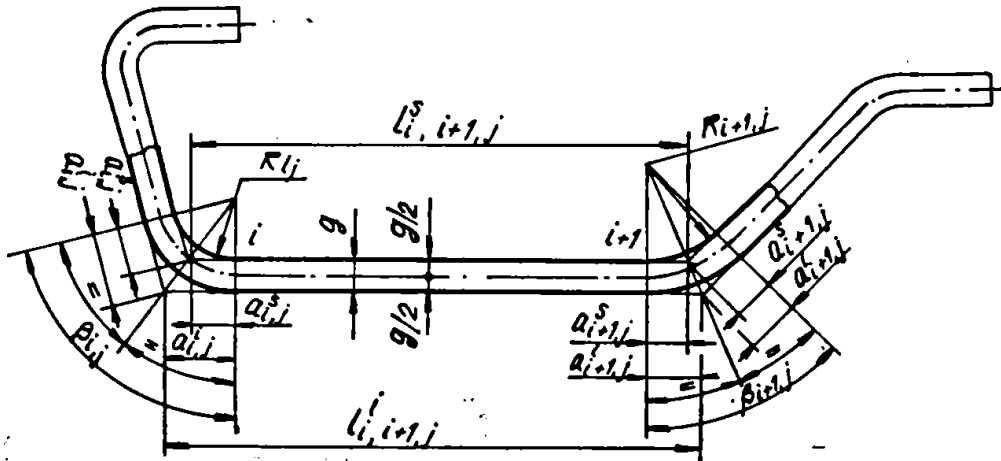


Fig.5.1. Schemă de calcul pentru determinarea parametrilor geometrici ai profilului roletelor

$\Delta\beta_i$ - variația unghiului de îndoire corespunzătoare liniei de îndoire, i , pe fiecare fază,

β_{ij} - unghiul de îndoire, corespunzător liniei de ordin i , la faza j ,

R_{ij} - raza de îndoire pe stratul interior al profilului, pentru linia i , la faza j ,

l_{ij} - lungimea curbiliniei a stratului mediu, corespunzătoare unghiului de îndoire β_{ij} ,

$l_{i,i+1,j}^s ; l_{i,i+1,j}^i$ - lungimile rectiliniei ale generatoarelor de pe roletele superioară și inferioară, dintre liniile de îndoire i și $i+1$, la faza j -

$a_{ij}^s ; a_{ij}^i$ - lungimea rectiliniei de pe generatoarea roletelor superioară sau inferioară, corespunzătoare unui-unghiului de îndoire $\frac{1}{2}\beta_{ij}$

$R_{ij}^s ; R_{ij}^i$ - razele de racordare ale roletelor superioară și inferioară corespunzătoare liniei de îndoire de ordin i ,

g - grosimea semifabricatului prelucrat.

Limita variației unghiului de îndoire considerând ecruierea uniformă la fiecare fază j , se determină cu relația:

$$\Delta\beta_i = \arcsin \frac{L}{40,4 l_{i,i+1,m}} \quad (5.1)$$

unde: L - distanța dintre caje de profilare.

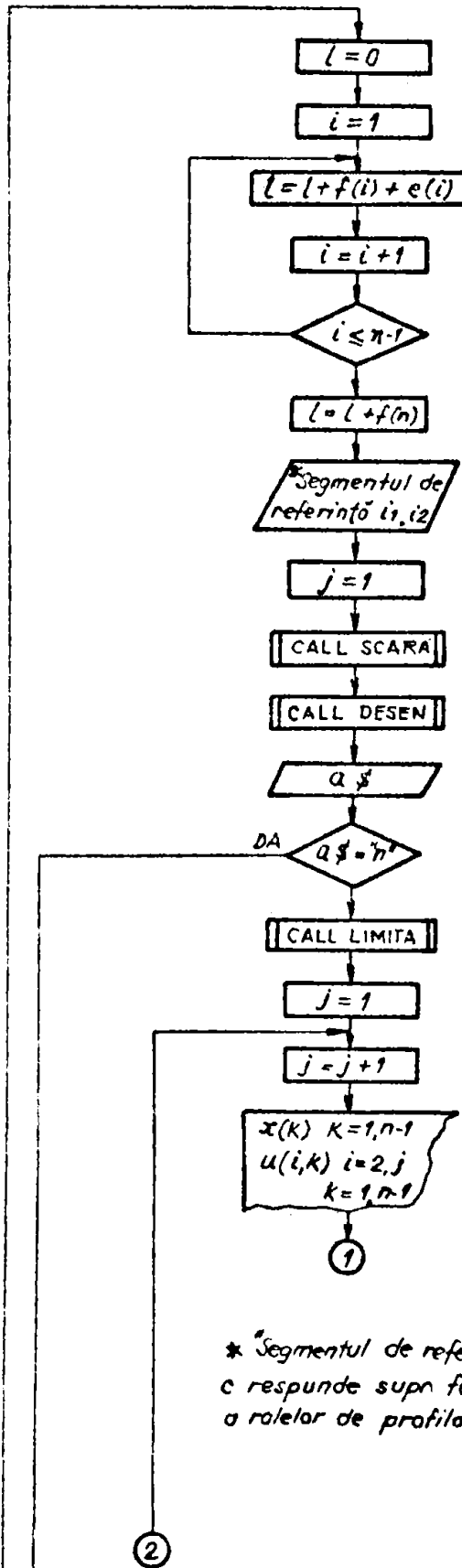
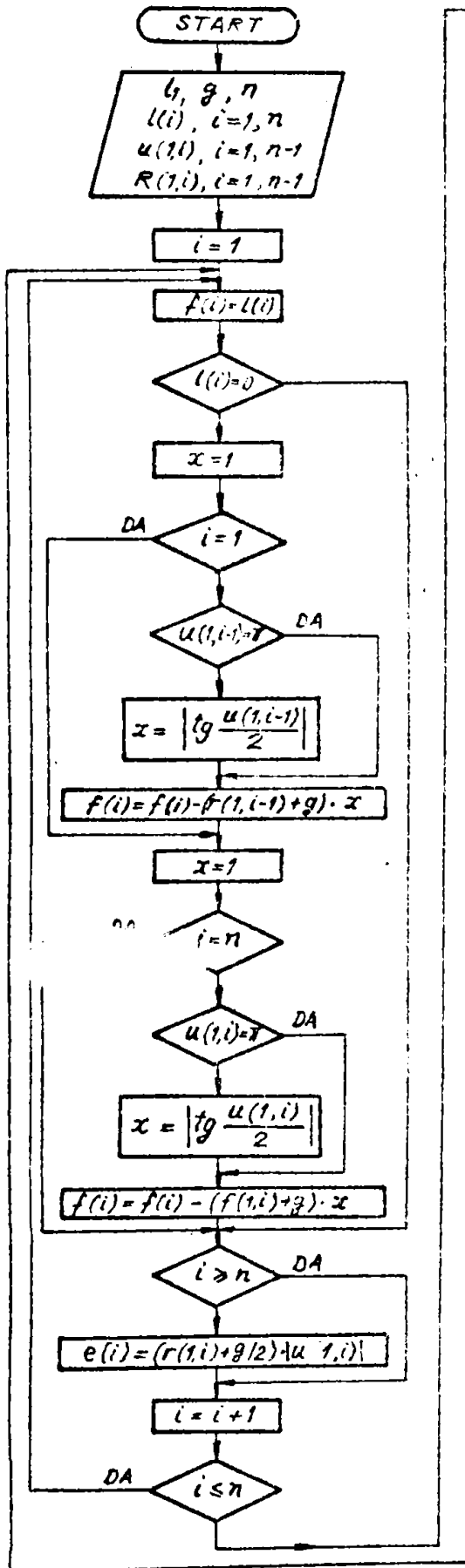
Unghiul de îndoire la faza j pentru linia i este:

$$\beta_{ij} = j \cdot \Delta\beta_i \quad (5.2)$$

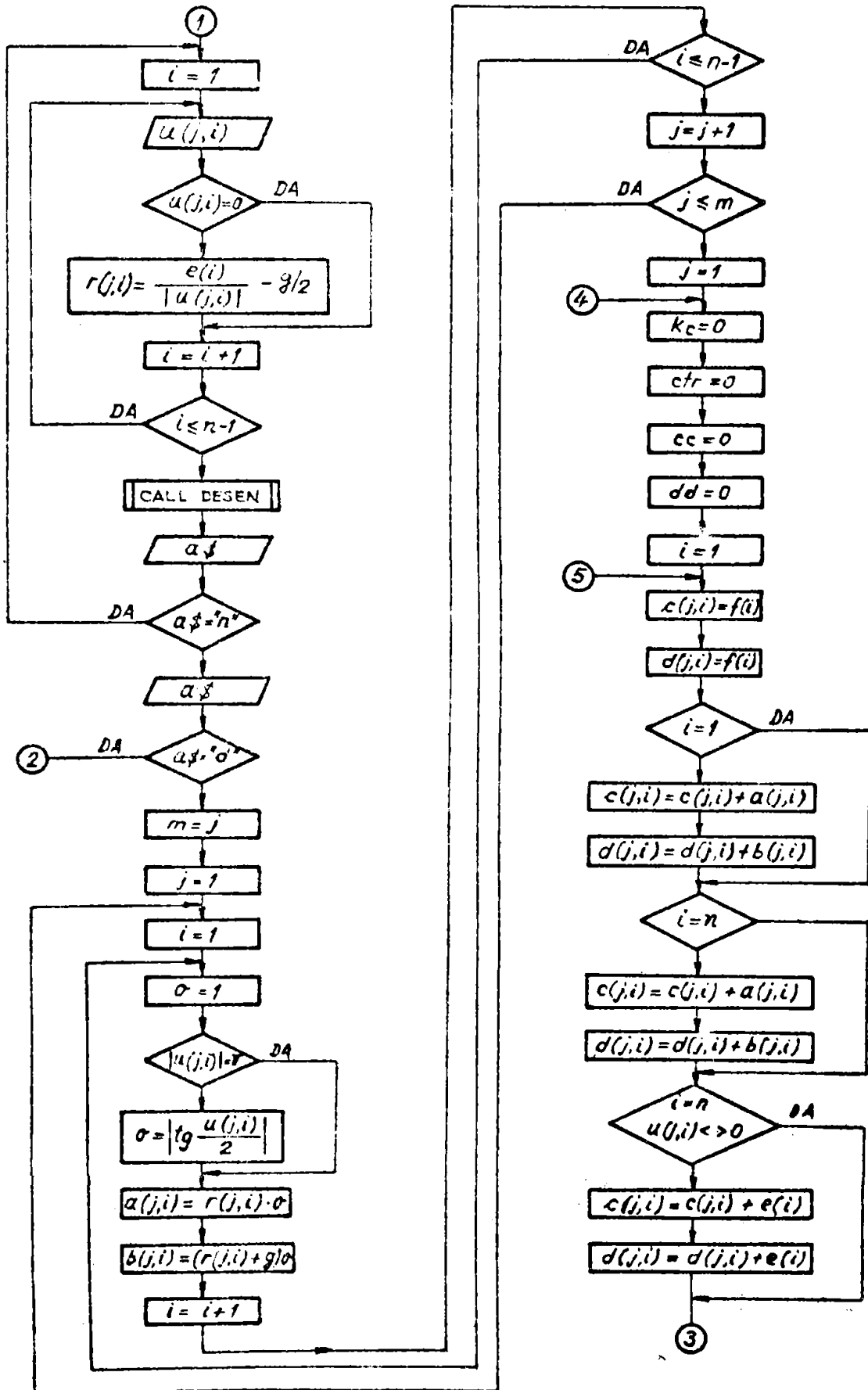
Numărul minim al fazelor de profilare, m , la profilarea succesivă, respectiv simultan-succesivă se determină cu relațiile:

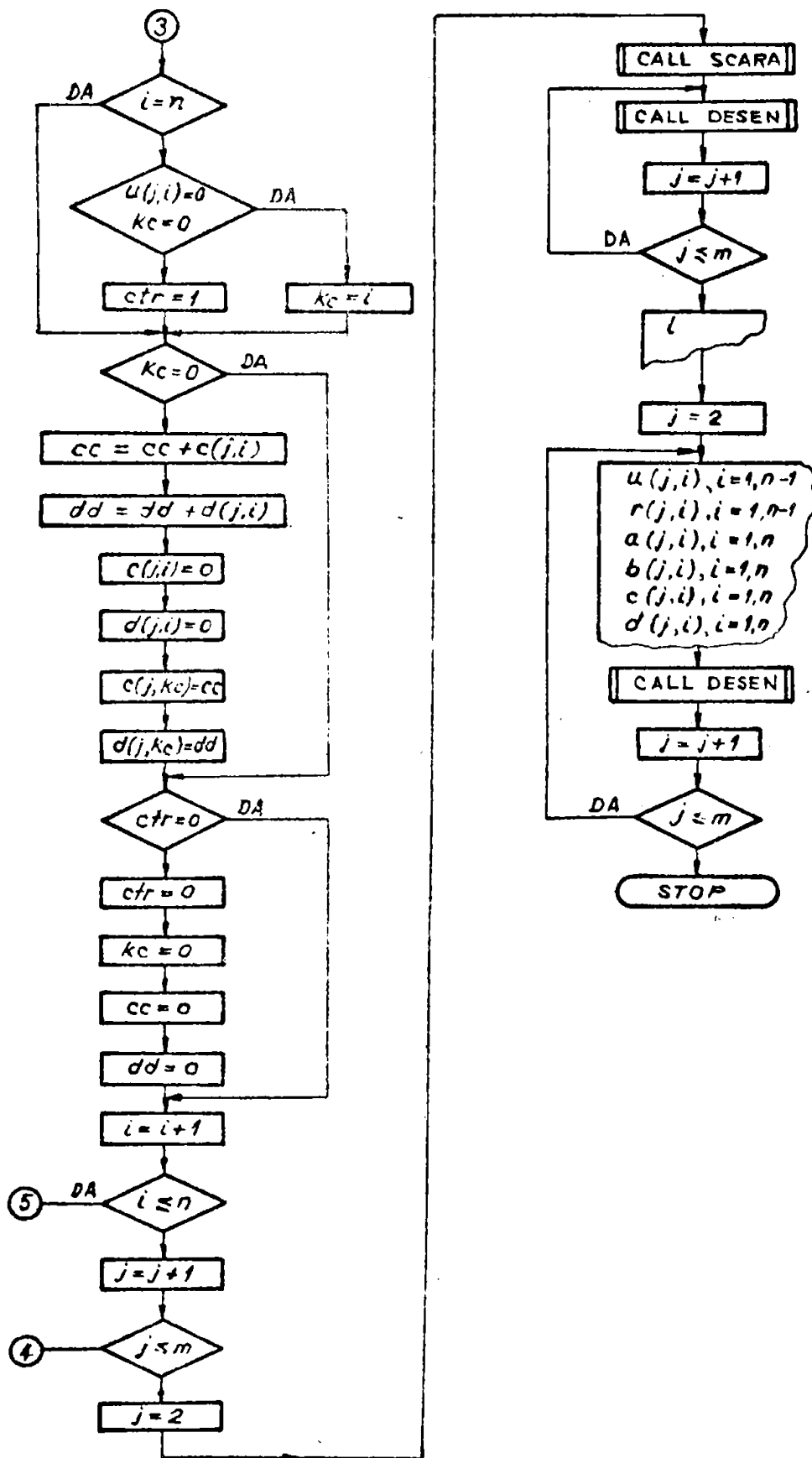
$$m = \sum_{i=1}^{n-1} \frac{\beta_{im}}{\Delta\beta_i} \quad (5.3)$$

$$m' = \max \left\{ \frac{\beta_{im}}{\Delta\beta_i} \right\} \quad (5.4)$$



* Segmentul de referință i_1, i_2 e răspunde supra feței de b în a ralelor de profilare.





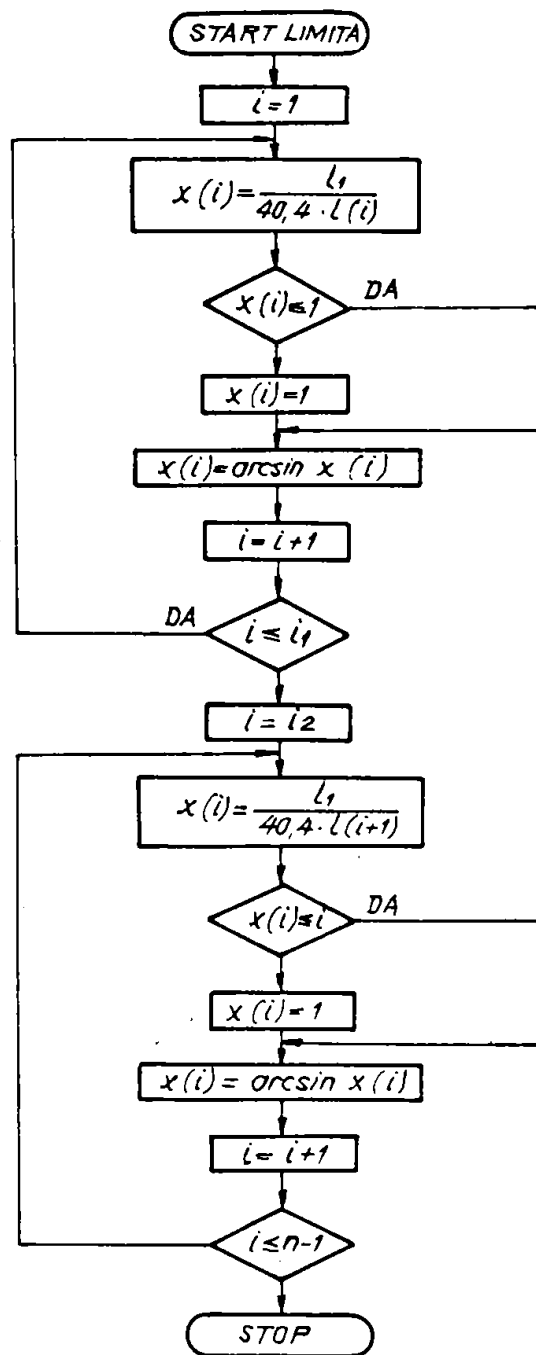


Fig. 5.2 Schema logică a programului de calcul automat a profilului roților

Lăţimea semifabricatului se determină cu relaţia:

$$B = \sum_{i=0}^n l_{i,i+1,m} + \sum_{i=0}^{n-1} \frac{\pi \cdot \beta_{i+1,m}}{180^\circ} \cdot (R_{i,m} + 0,5g) \quad (5.5.)$$

Raza interioară de îndoire este:

$$R_{ij} = \frac{180^\circ \cdot l_{i,m}}{\pi \cdot \beta_{i,j}} - 0,5g \quad (5.6)$$

Lungimile a_{ij}^s, a_{ij}^l se determină cu relaţiile:

$$a_{i,j}^{s,i} = (R_{ij} + x) \cdot \operatorname{tg} \frac{\beta_{ij}}{2} \quad (5.7)$$

unde:

$x = 0$, dacă racordarea este convexă la generatoarea rolei,
 $x = g$, dacă racordarea este concavă la generatoarea rolei,

Lungimile $l_{i,i+1,j}^s$ şi $l_{i,i+1,j}^l$ se determină cu relaţiile:

$$l_{i,i+1,j}^s = a_{ij}^s + l_{i,i+1,j} + a_{i+1,j}^s \quad (5.8)$$

$$l_{i,i+1,j}^l = a_{ij}^l + l_{i,i+1,j} + a_{i+1,j}^l \quad (5.9)$$

În baza algoritmului prezentat, au fost proiectate seturile de role folosite în cadrul tehnologiilor de profilare aplicate industrial. Volumul mare de calcule necesare chiar în cazul profilurilor simple, dar mai ales în cazul celor de complexitate ridicată, asimetrice, impune rezolvarea algoritmului descris pe calculator, scop în care a fost conceput şi pus la punct un program de calcul automat. Programul de calcul codificat "PRP1" este scris în limbaj "BASIC" şi permite rula-rea pe calculatoarele personale de tip Spectrum ZX80 şi TIM-S. Schema logică a programului este prezentată în figurile 5.2a, b, c, d..

Programul conceput în limbaj **conversational**, permite utilizatorului rezolvarea secvenţială a diferitelor etape privind formarea profilului şi corelarea acestuia cu profilul rotelor. Prin desenarea profilului format după fiecare fază, se creează posibilitatea unei aprecieri calitative şi de reluare a fazei respective cu corecţiile dorite. Prima secţiune a programului realizează introducerea datelor iniţiale: distanţă dintre caje şi caracteristicile geometrice ale secţiunii profilului final direct de pe desenul reperului. Se calculează

În continuare, lungimile elementelor liniare și de racordare respectiv lungimea desfășurată a profilului. Prin introducerea în mod convențional a segmentului de referință "i1, i2", corespunzător suprafeței de bază și prin apelarea a două subprograme de desenare se realizează vizualizarea de display a profilului final. Prin apelarea subprogramului "Call limită" se calculează valorile limită ale unghiurilor de îndoire pe fiecare fază de profilare în raport cu segmentul de referință. În continuare se listează valorile unghiurilor limită, respectiv în secțiunea următoare a programului utilizatorul are posibilitatea să introducă unghiurile de îndoire efective la fiecare fază "j" de profilare pentru fiecare linie de îndoire "i", imediat fiind vizualizate pe display fazele respective. Ultima secțiune din program realizează calcularea pentru fiecare fază de profilare a parametrilor geometrici ai profilului și respectiv ai roleurilor de profilare listându-i sub formă tabelară cu desenarea suprapusă a succesiunii fazelor de profilare realizând așa numita "floare de formare".

5.3. Aplicarea procedurii de profilare la I. Electrobanat din Timișoara

Procedura de profilare a benzilor a fost aplicată în cadrul întreprinderii "Electrobanat" pentru realizarea elementelor de la corpurile de iluminat fluorescent (CDIF). Acestea sînt produse mult solicitate atît pe piața internă cît și pe cea externă și în consecință sînt fabricate în serii foarte mari. În multe țări (URSS, SUA, RFG, RSC, etc.) și în RSR /73, 74, 139/ în prezent componentele corpurilor de iluminat fluorescent se prelucraază pe linii automate de presare la rece. Conform datelor publicate /36, 121/; asemenea linii produc circa 500 repere complexe pe oră obținîndu-se astfel o creștere a productivității de peste 10 ori, în raport cu execuția acestora prin procedeele obișnuite de ștanțare pe prese.

Analiza fabricației armăturilor și șinelor CDIF legat de echiparea și exploatarea unei linii automate de ștanțare-profilare a pus în evidență marea diversitate de tipodimensiuni existente în planul de fabricație. Astfel spre exemplu chiar numai CDIF de tip FIA-03 și FIDA-03 totalizează 14 tipodimensiuni.

Luînd în considerare numai două componente ale acestor produse, respectiv armăturile și șinele plafon, repere care se fabrică pe linia automată de presare, se prezintă următoarele date:

- număr de tipodimensiuni20
- forme distincte de profiluri3
- număr de prelucrări ștanțare (perforări, creștări, șlițuiri, marcări răsfrîngerii etc.) pe un reper40
- lungimi de repere 360...1650mm
- lățimi ale benzilor-semifabricat ,40...400 mm
- grosimi ale benzilor 0,6...0,8 mm

În prima etapă de fabricare a CDIF-urilor pe linia de ștanțare-profilare s-au avut în vedere realizarea componentelor de la CDIF-urile de tip FIA, FIAG(S) și FIRA pentru care s-a impus realizarea unei serii de profiluri unitare. În acest scop reproiectarea produselor s-a făcut în două etape:

- etapa I-a: reproiectarea produselor FIA și trecerea la prelucrarea din semifabricat bandă a reperelor șină și armătură;

- etapa II-a: reproiectarea produselor FIAG(S) și FIRA, pentru a putea fi refoșosite și la acestea șina și armătura de la produsele FIA. Reproiectarea produselor FIA a avut în vedere:

- realizarea profilurilor cu secțiune corelată cu lățimi standardizate de bandă,

- gruparea elementelor ce se prelucerează prin operații de ștanțare-matrițare, în vederea realizării numărului minim de grupaje precizate prin forme și loc de amplasare,

- simetria prelucrărilor de ștanțare-matrițare cât și de profilare în raport cu o axă principală a reperelor șină și armătură.

Prin aplicarea acestor criterii s-a obținut reducerea cu 40% a numărului de grupuri de prelucrări față de situația inițială /76/, respectiv pentru produsele FIAG(S) și FIRA cu 55%.

3.3.1. Linie automată polivalentă pentru fabricarea componentelor CDIF

Schema de compunere a liniei este prezentată în figura 3.3., ea fiind constituită din următoarele componente principale:

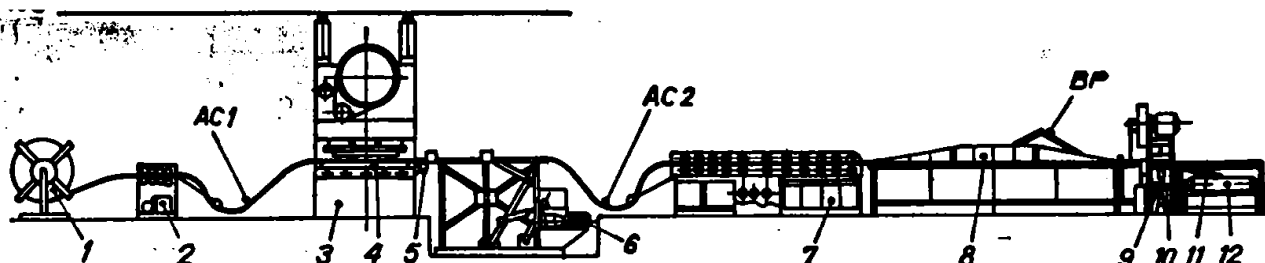


Fig.5.3. Schema compunerii liniei automate polivalente pentru prelucrarea componentelor CDIF

un derulator de bandă 1, o mașină de îndreptare-avans 2, o presă cu două manivele 3, echipată cu ștanțele 4 în construcție modulară și dispozitivul cu bandă transportoare 5, necesar eliminării deșeurilor, un dispozitiv de avans cu clești 6, care alimentează prin tregere ștanțele, o mașină de profilare 7, un acumulator cu buclă superioară 8, o presă cu excentric 9, prevăzută cu ștanța de retezare 10, un suport 11-pentru piesele retezate și un dispozitiv cu transportor 12 pentru evacuarea ordonată a pieselor prelucrate.

Tinând seama de polivalența liniei, pentru a se reduce la minim timpul de reglaj, s-a prevăzut o soluție constructivă cu derulor dublu, iar mașina de profilare este concepută cu subansambluri purtătoare de role interschimbabile. Intrucât viteza de prelucrare pe linie este dată de ritmul de lucru al preselor, dispozitivul de îndreptare-avans și mașina de profilare sînt prevăzute cu acționări prin motoare de c.c. avînd turația reglabilă continuu prin reglatoare electronice cu impulsuri comandate. De asemenea trebuie avut în vedere și faptul că la funcționarea liniei unele componente execută prelucrarea asupra semifabricatului staționar (ștanțarea pe prese), pe cînd altele au funcționare continuă (mașina de îndreptare-avans, mașina de profilare) ceea ce impune pentru realizarea unei viteze medii de prelucrare /22, 23, 73, 91/ introducerea unor acumulatori de bandă cu buclă simplă AC1 și AC2 respectiv pentru banda deja profilată a acumulatorului de profil poligonal BP. Prin palpațoarele P1 și P2 se comandă pornirea sau oprirea ciclului de lucru pentru mașina de îndreptare-avans respectiv mașina de profilare la consumul rezervei de siguranță respectiv de atingerea cantității maxime de acumulare în bucle.

Mașina de profilare concepută pentru profilarea componentelor CDIF este de tip mijlociu, stabilirea compunerii din punct de vedere al lanțului cinematic de acționare, a soluției constructive pentru cajele de deformare etc., precum și a posibilităților

de instalare a rozelor și de reglare a parametrilor prelucrării este determinată de cerințe ale procesului de producție, cum ar fi:

- realizarea unei game cât mai largi de profiluri avînd un anumit gabarit și complexitate,
- posibilitatea schimbării rapide a rozelor de profilare și realizarea ușoară a reglajului acestora,
- asigurarea preciziei de prelucrare,
- posibilitatea adaptării într-o linie automată de ștanțare-profilare.

Schema de compunere a mașinii de profilare codificată MP-1 este prezentată în figura 5.4. Subansamblul de acționare 5 este antrenat de la motorul de curent continuu, iar subansamblul purtător al rozelor de profilare, este compus din două rame, una inferioară 3 și una superioară 4, poziționate între ele

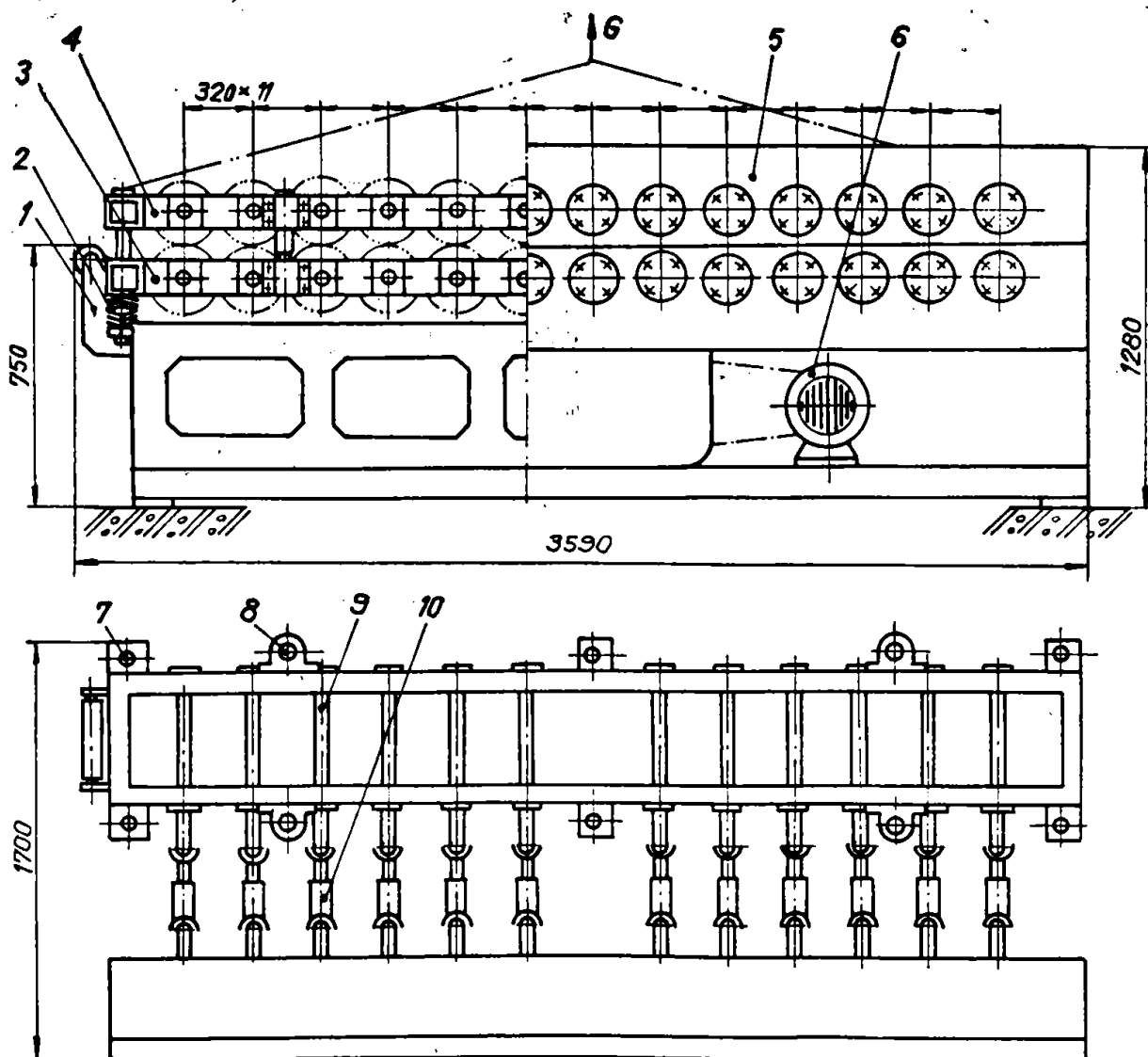


Fig. 5.4. Schema mașinii de profilare MP1 (DLSA)

Prin coloanele și bușele de ghidare 8. Pe arborii orizontali 9, se reglează perechile de role de profilare, forța de strângere a semifabricatului bandă fiind asigurată prin tensionarea pe coloanele 7, a pachetelor de arcuri taler 2. Alimentarea cu semifabricat bandă se realizează prin masa de alimentare 1, iar cuplarea arborilor portrole cu subsansamblul de acționare se realizează prin legarea cu arborii bicardanici 10.

Schema lanțului cinematic al acționării la mașina de profilare MP1, respectiv schema fluxului de putere, sînt prezentate în figura 5.5. Vederea mașinii de profilare este prezentată în figura 5.6.

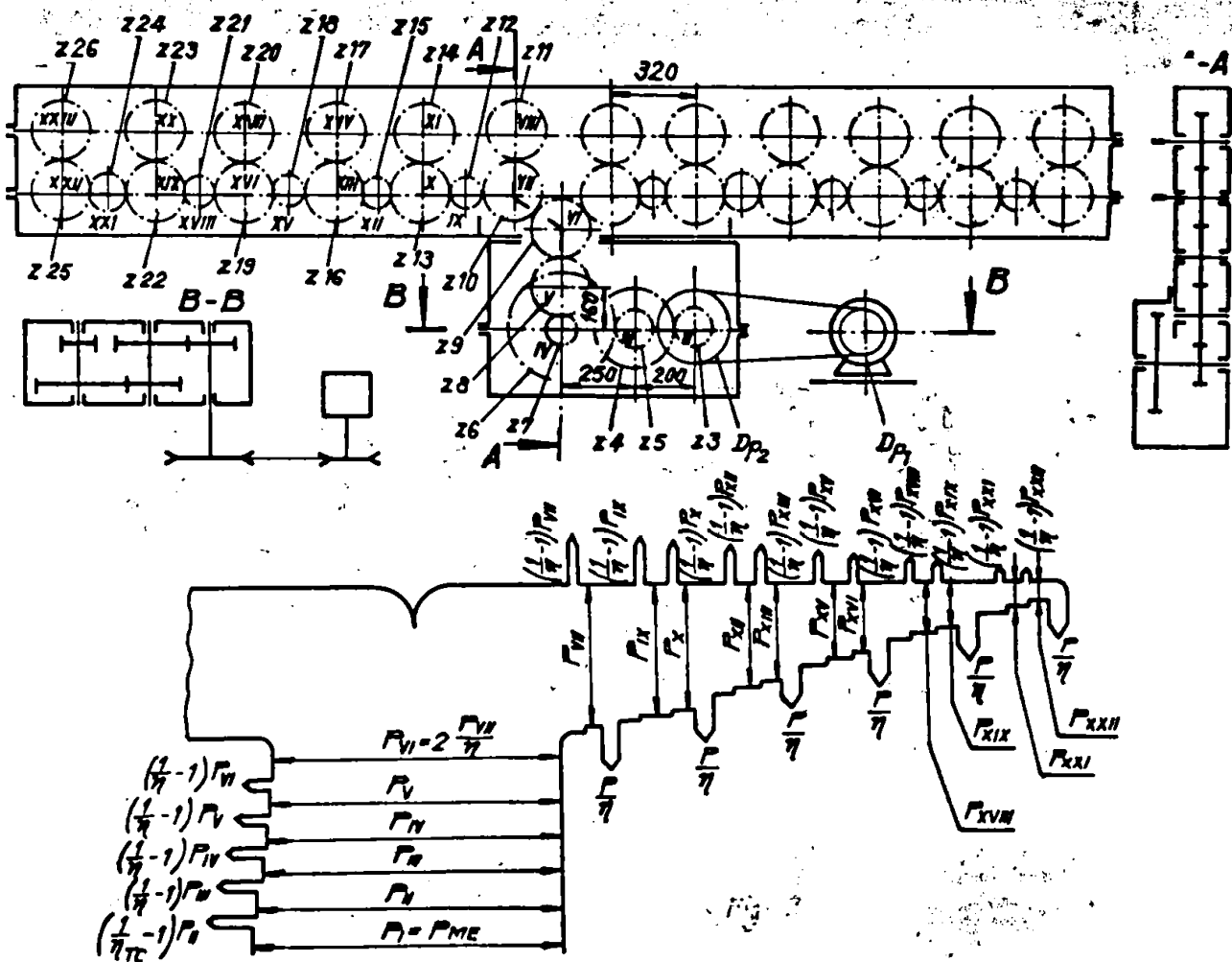


Fig.5.5. Schema lanțului cinematic și a fluxului de putere la mașina MP-1.

Cu privire la sculele de ștanțare determinat de gabaritul mare a reperelor și de numărul tipodimensiunilor, s-a ales soluția construcției modulare pentru care s-a creat soluții

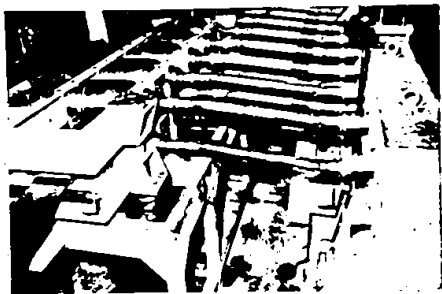


Fig. 5.6. V-d...
de profilare
MP-1

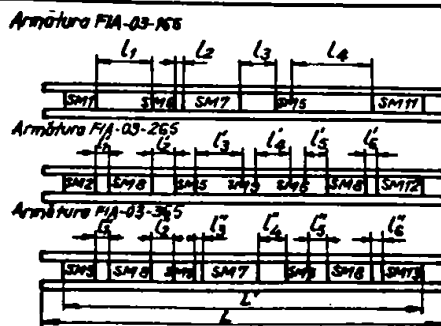


Fig. 5.7. Schema compunerii ștanțelor modulate

tehnicoeconomice deosebit de favorabile ca urmare a tipizării reperelor și a unificării grupurilor de prelucrări. Spre exemplificare în figura 5.7. se redă schema de constituire /76, 139/ pe baza modurilor, a ștanțelor care servesc pentru executarea armăturilor FIA de 65 W, cu 1, 2 și 3 tuburi.

În vederea realizării avansului automat al benzii prin postul de ștanțare s-a conceput un dispozitiv de alimentare cu pași mari, de precizie ridicată /77, 139/, soluția constructivă a cleștilor electromagnetici folosiți fiind brevetată /135/.

Principalele caracteristici tehnice ale mașinii de profilare sînt:

- lățimea maximă a benzii	50...400 mm
- grosimea maximă a benzii	1 mm
- înălțimea maximă a profilului	65 mm
- distanța dintre arbori:	
- pe orizontală	320 mm
- pe verticală	200 mm
- diametrul arborilor de lucru	60 mm
- diametrul de bază a rozelor	200 mm
- numărul perechilor de arbori de lucru	12
- viteza de profilare (reglabilă)	6...30 m/min
- puterea acționării	4,5 kW

5.4. Aplicarea profilării benzilor la I. 23 August din Satu-Mare

Prin aplicarea procedurii de profilare a benzilor în cadrul întreprinderii "23 August" din Satu-Mare s-a urmărit optimizarea execuției minierelor de la mașinile de gătit cu gaze (MGG). Înlocuirea tehnologiei de realizare a minierelor prin ope-

rații succesive pe ștanțe de îndoire, operații avînd capacitatea productivă scăzută îndeosebi la realizarea închiderii profilului pe șablon, a condus la reducerea considerabilă a timpului de execuție, respectiv la eliberarea unui număr de prese prin înlocuirea lor cu o mașină de profilare, utilaj avînd capacitate productivă ridicată.

Prin înlocuirea ștanțelor de îndoire cu seturi de role, avînd construcție mai simplă, se realizează reducerea costului echipamentului tehnologic și se asigură condiții mai ușoare de realizare a polivalenței utilajului.

Prin asocierea mașinii de profilare într-o linie automată de ștanțare-profilare, se crează posibilitatea eliminării magaziiilor între operații și a transporturilor aferente, reducîndu-se în acest fel și spațiul de producție necesar.

5.4.1. Linie automată de fabricație a mînerelor ușă cuptor de la MGG

Schema compunerii liniei de fabricație condifacată LMM-0 este prezentată în figura 5.3.

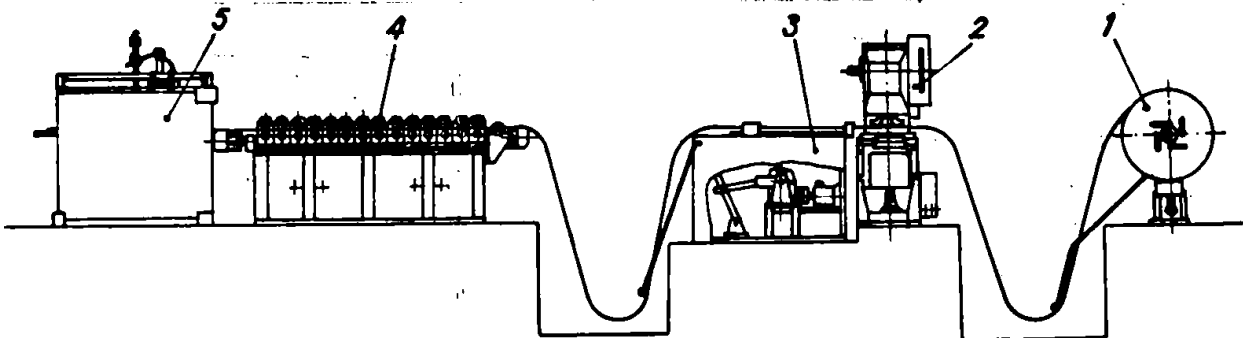


Fig. 5.3. Schema compunerii liniei de profilare pentru fabricarea mînerelor de la MGG

Semifabricatul bandă în colaci se montează pe derulorul cu acționare proprie 1. Trecerea benzii prin spațiul de lucru al preseii cu excentric 2 este asigurată de către dispozitivul de avans intermitent 3. Banda prelucrată pe presă trece în continuare în mașina de profilare 4, de unde este preluată și debitată la lungime în instalația de tăiere 5.

Între derulorul 1 și presa 2, respectiv, între dispozitivul de avans 3 și mașina de profilare 4 se dispun acumuloare de bandă cu buclă simplă, pentru a se asigura realizarea vitezei medii de prelucrare a benzii, impuse de utilajele cu mers continuu.

Regimul de lucru automat se obține după pornirea motoarelor preseii, mașinii de profilare și respectiv a instalației de debi-tare, prin pornirea dispozitivului de avans. În acest mod, deru-lorul pornește atunci când prin consumarea buclei B1, palpatorul P1 comandă microîntrerupătorul derulorului. Pornirea mașinii de profilare se face prin creșterea buclei B2. Oprirea mașinii de profilare se face prin consumarea buclei B2. Oprirea motorului dispozitivului de avans conduce la oprirea liniei.

Mașina de profilare este concepută pentru a putea ser-vi unor game largi de tipodimensiuni de piese pornind de la semifabricat bandă cu lățimea maximă de 70 mm respec-tiv, grosi-mea maximă de 0,3 mm. Ținând seama de complexitatea profiluri-lor de realizat și de faptul că inițial s-a folosit și semifabri-căt individual sub formă de fișie, utilajul s-a prevăzut cu 14 perechi de role incluse în cajele de profilare. Ținând cont de numărul mare al cajelor, mașina de profilare s-a proiectat în construcție modulară. Compunerea de principiu a mașinii de pro-filare codificată MP-2 este prezentată în figura 5.9. Pe batiul

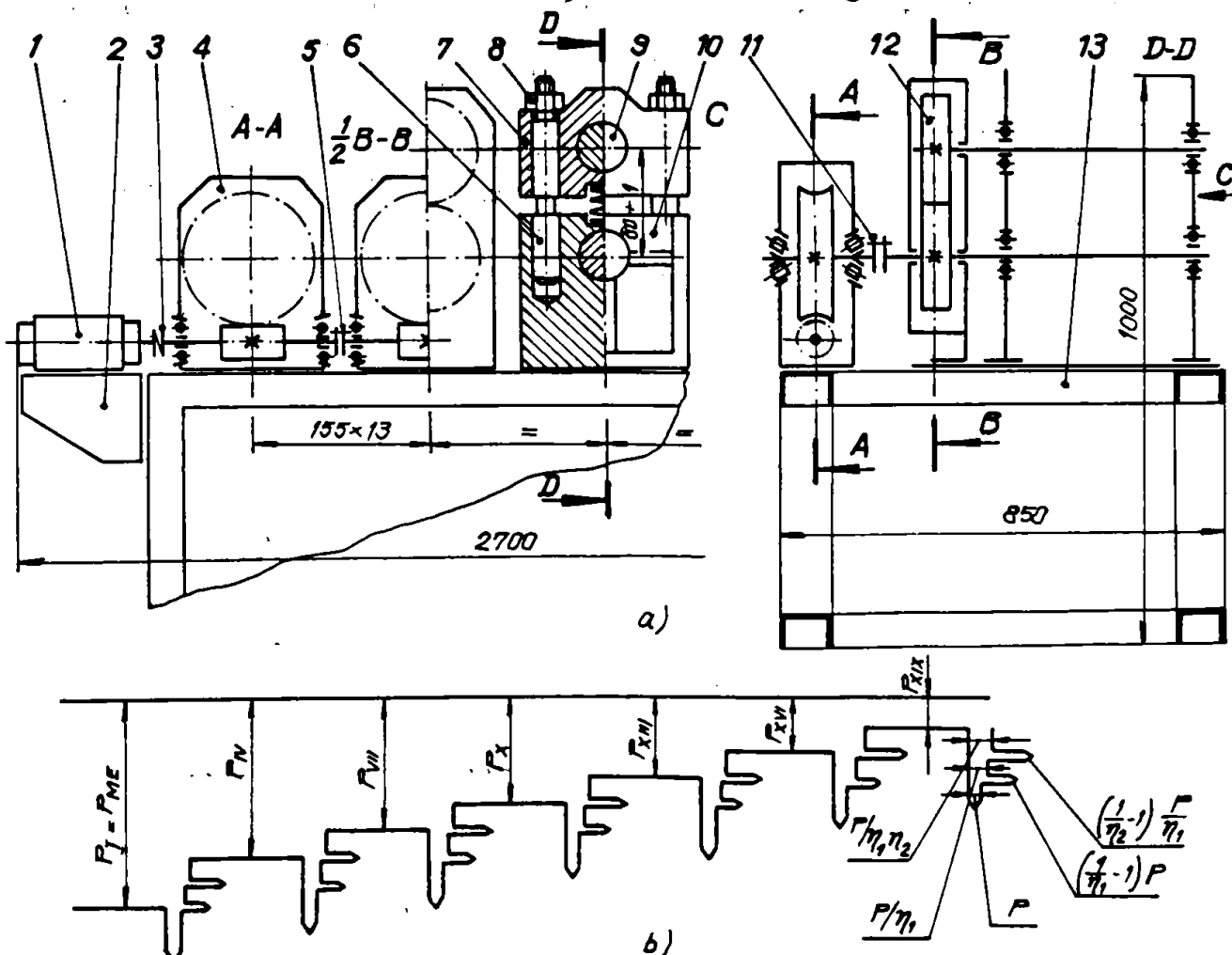


Fig. 5.9. Schema de compunere a mașinii de profilare de tip ușor MP-2 și diagrama fluxului de putere

13 în construcție sudată din profiluri laminate, sînt asamblate cele 14 caje de deformare legate prin cuplaje cu bolțuri elastice 11 de cajele de acționare 4, respectiv masa de alimentare și suportii 2 ai celor două motoare 1. Arborii melcați din căjele 4 sînt legați în serie prin cuplajele cu bolțuri elastice 5 formînd un arbore mecanic care asigură mișcarea sincronă pentru arborii de ieșire. Antrenarea celor doi arbori orizontali 9 din cajele de deformare cu mișcări sincronizate, este asigurată de angrenajul din caja de distribuție a mișcării 12, cajă avînd carcasa solidarizată cu montantul fix al cajei de deformare.

Caja de deformare cuprinde un montant suport fix, și un montant deplasabil care prin fixare cu șuruburi pe montantul suport asigură o construcție închisă, avînd rigiditate sporită. Reglarea distanței dintre arborii orizontali, se asigură prin deplasarea lagărelor 7 cu ajutorul piulițelor 8. Lagărele 7 au asigurată poziția reciprocă în raport cu cele fixe 10, prin coloanele de ghidare 6. Cajele sînt construite cu distanță fixă între arbori. Ca element de siguranță pentru eventualele supraîncărcări /138, 140/, datorate spre exemplu pătrunderii suprapuse a două semifabricate, coloanele de ghidare sînt prevăzute cu știft de siguranță calculate la forfecare.

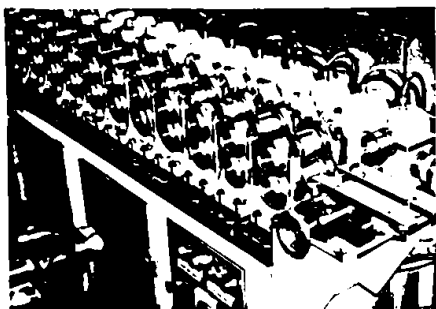


Fig.5.10. Vedere asupra mașinii de profilare MP-2.

În figura 5.10. se prezintă o vedere a mașinii de profilare.

Principalele caracteristici tehnice ale mașinii de profilare sînt următoarele:

- lățimea maximă a benzii 70 mm
- grosimea maximă 0,3 mm
- înălțimea maximă a profilului 22 mm
- distanța dintre arborii de lucru:
 - pe orizontală 155 mm
 - pe verticală 30 ± 1 mm
- diametrul arborilor de lucru 32 mm
- diametrul de bază al rozelor 30 mm
- numărul cajelor de profilare 14
- viteză de profilare 20 m/min
- puterea motoarelor de acționare $2 \times 1,5$ kW

5.5. Aplicarea profilării benzilor la I. Autoturisme Timișoara

În cadrul I.A. Timișoara, procedeul de profilare a benzilor s-a aplicat într-o primă etapă la reperele "jgheab furaje" BP-3/2.6; BP-4/2.6 și BR-2/3.6. Aceste piese sînt realizate din fîșii de tablă zincată cu grosimi de 0,6; 0,8 sau 1,0 mm, cu lățimi de pînă la 400 mm și lungimi de 1700...2400 mm. Vechea tehnologie de fabricare a acestor repere prevede realizarea lor în patru operații respectiv debitarea fîșiiilor pe foarfecă, ștanțarea fîșiei pentru obținerea orificiilor de montaj, relie-fări etc. și îndoirea în două operații pe două scule de îndoire. Utilajul necesar realizării operațiilor de ștanțare este deter-minat pe considerentul gabaritului sculelor. Pentru o mai bună utilizare a capacității sale, toate cele trei scule sînt reglate pe aceeași presă respectiv presa cu patru manivele PKZ-500 de 5000 KN, alimentarea sculelor fiind realizată manual de către doi muncitori presatori. Realizarea condițiilor tehnico-economi-ce /90, 114, 142, 143/ chiar în condițiile automatizării alimen-tării preselor mari impune, în cazul realizării pieselor mari dar care necesită forțe de presare reduse, înlocuirea preselor clasice prin unități de presare specializate, respectiv realiza-rea unor scule modulate de gabarit redus și de simplitate con-structivă. Pe de altă parte întrucît piesele prelucrate sînt de tipul profilurilor, avînd caracteristici geometrice ale secțiunii constante, după axa longitudinală, înlocuirea operațiilor de îndoire pe matrițe prin profilarea benzilor pe mașini de profila-re cu role conduce atît la simplificarea constructivă a sculelor cît și la creșterea substanțială a capacității de prelucrare.

Noua tehnologie de fabricare a reperelor prezentate are la bază realizarea pe o linie automată complexă a prelucrării lor de ștanțare-profilare a unei benzi, respectiv razezarea din banda prelucrată cu o ștanță mobilă, a pieselor finite. Utilajul de profilare de tip greu, permite și utilizarea fîșiiilor debita-te pe foarfeci respectiv ștanțate individual astfel încît s-a putut trece la etapizarea instalării liniei începînd cu execuția și punerea în funcție a mașinii de profilare, permițîndu-se în acest mod eliberarea pentru alte întreprinderi a preselor mari.

5.5.1. Linie automată de ștanțare-profilare pentru jgheaburi furaje

În concordanță cu tehnologia de ștanțare-profilare s-a conceput o linie de prelucrare continuă în ciclu automat având compunerea din figura 5.11.

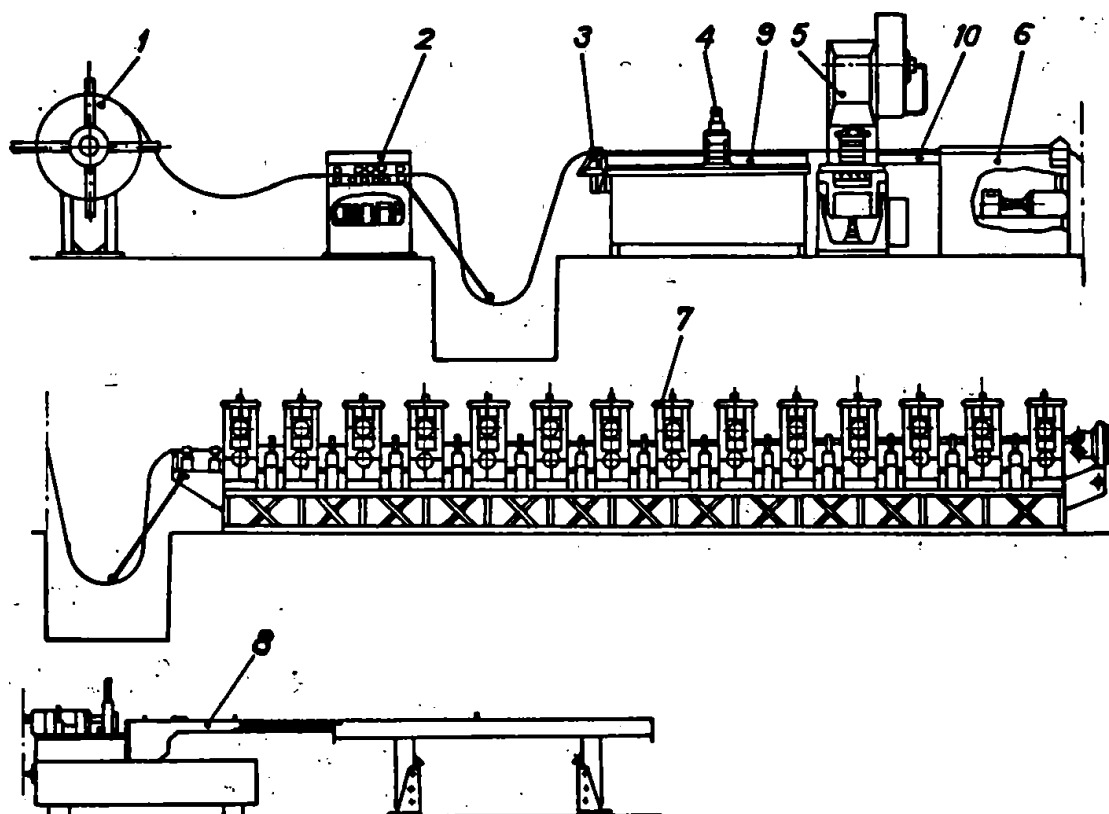


Fig. 5.11. Schema compunerii liniei automate de ștanțare-profilare pentru jgheaburi furaje (I.A.T.)

Semifabricatul bandă sub formă de colaci este preluat de pe derulorul 1 fără acționare proprie de către mașina de îndreptare-avans 2. Pentru reducerea timpului total de pregătire-încheiere, necesar la terminarea fiecărui colac de bandă, derulorul este prevăzut cu două posturi de lucru. Din mașina de îndreptare-avans, banda trece printr-o unitate de presare pe care se execută șlițuirile și perforările necesare jgheabului. Unitatea de presare 4 poate fi poziționată și fixată pe masa suport 9 în funcție de reperul prelucrat pe linie, iar imobilizarea semifabricatului bandă în timpul prelucrării este asigurată de către frâna 5. Realizarea șlițuirii periodice a benzii în vederea ușurării necesarii finisare a reperului pe ștanța mobilă are loc pe

presa cu excentric 5 de tip PAI-25. Tot aici se execută și cele două reliefări ale extremității capetelor, necesare ușurării tragerii lanțului de antrenare a furajelor peste capetele jgheaburilor. Asigurarea tragerii benzii prin posturile de ștanțare constituite din unitatea de presare și presa cu excentric, se realizează prin dispozitivul de avans 6. În continuare banda este antrenată și deformată de către mașina de profilare 7, respectiv detașarea piesei se realizează din mersul benzii de către instalația de tăiere 8 prevăzută cu ștanță mobilă.

În raport cu soluțiile de linii, prezentate anterior în acest caz apar unele particularități ale soluțiilor constructive adoptate /35, 77, 79/, determinate în special de dimensiunile mari ale reperelor prelucrate.

Astfel realizarea posturilor de ștanțare prin cuplarea unei unități speciale având la bază capete de forță cu poziția reglabilă pe o masă suport, cu o presă cu capacitate relativ mică /90/ s-a putut înlocui o presă de capacitate mare respectiv PKZ-500, utilizată doar la 4,8% din capacitatea nominală.

Mașina de profilare codificată MP-4 este de tip greu și a fost concepută cu unele particularități constructive:

- pornirea respectiv oprirea profilării se realizează prin cuplaje electromagnetice, eliminând astfel necesitatea pornirii în sarcină a motoarelor electrice de acționare,

- se realizează ghidarea semifabricatului bandă între cajele de deformare, prin caje având role verticale neacționate, /94/, role care parțial pot realiza și mici deformări de compresare a arcurilor elastice din materialul semifabricatului deformat, în acest mod urmărindu-se și realizarea unei stabilități a semifabricatului bandă la profilarea unor piese cu secțiune asimetrică;

- pentru reducerea diametrului exterior la rolele inferioare, caja de acționare are raportul turărilor pentru arborii de ieșire 1:2, impunându-se astfel același raport și pentru diametrii de bază ai rotelor ($D_{os}/D_{oi} = 360/180$);

- la cajele de deformare se asigură posibilitatea reglării pe verticală a distanței dintre arborii de lucru de la 210 la 340 mm, pentru a permite în acest fel introducerea individuală a rotelor de lucru în vederea ușurării montajului și alinierii acestora.

Compunerea mașinii MP-4 este redată în figura 5.12. Pe batiurile 18 și 19 realizate în construcție sudată din profiluri laminate sînt montate cajele de acționare 5, cajele de deformare 7, cajele de ghidare 8, masa de alimentare și caja de redresare (cap de turc). Cajele de acționare conțin atît angrenajul melcat reductor

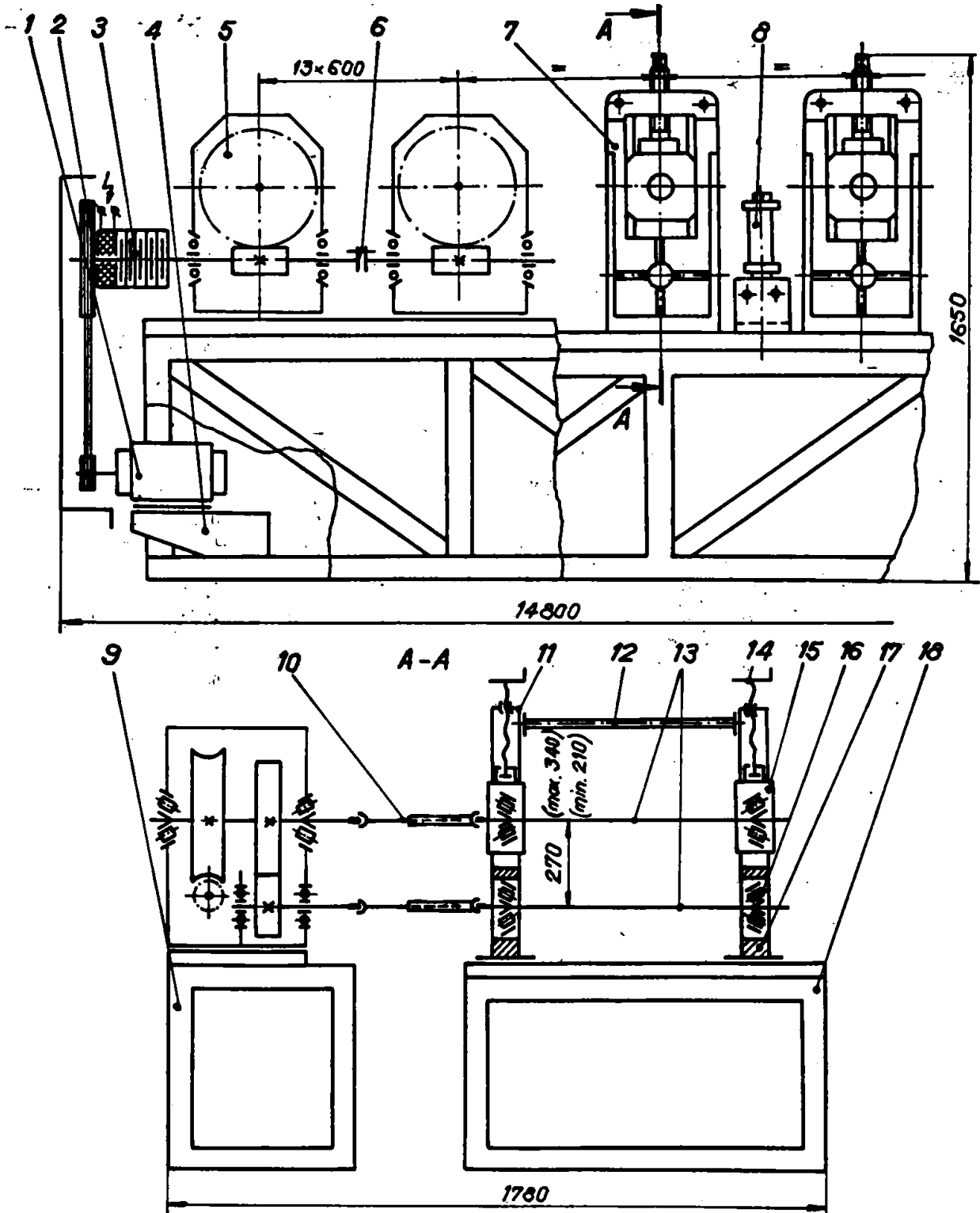


Fig. 5.12. Schema compunerii mașinii de profilare MP-4 (I.A.I.),

cît și angrenajul de distribuție a mișcării la ambii arbori de ieșire. Cuplarea arborilor de ieșire a cajelor de acționare, de arborii de lucru din cajele de deformare este realizată prin arborii cu cuplaje bicardanice 10. Acționarea mașinii este realizată prin două motoare 1 de c.a. de tip MT9 cu două turații, montate pe suportii 4, transmisiile prin curele trapezoidale 2 și cuplajele electromagnetice 3. Cele 14 caje de antrenare au arborii melcați legați prin cuplajele rigide 6 formînd astfel un "arbore mecanic" care asigură acționarea sincronă de la cele două motoare. Cajele de deformare au construcție închisă-cu rigiditate sporită prin ancorarea montanților 11 prin tiranții 12. Vederea mașinii MP-4 este prezentată în figura 5.13.

În cazul rozelor de profilare necesare realizării jgheaburilor pentru furaje, determinat de dimensiunile mari ale acestora s-a adoptat o construcție compusă, realizată din inele asamblate prin șuruburi sau buge și șuruburi. În acest fel s-a asigurat reducerea masei acestora în vederea ușurării montajului și mai ales realizarea tratamentului termic în raport cu o construcție monobloc. În figura 5.14. se exemplifică soluția constructivă de realizare a unei perechi de role de dimensiuni mari.



Fig. 5.13. Vedere a mașinii de profilare MP-4

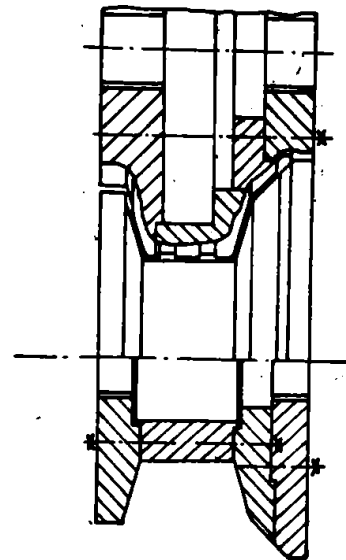


Fig. 5.14. Construcție compusă pentru rozele de profilare de dimensiuni mari

Principalele caracteristici tehnice ale mașinii de profilare MP-4 sînt:

- lățimea benzii 400 mm
- grosimea benzii 2 mm
- înălțimea maximă a profilului 135 mm
- distanța dintre arbori
 - o) - pe horizontală 600 mm
 - o) - pe verticală 210...340 mm
- diametrul arborilor 60 mm
- nr. cajelor de profilare 14
- viteza de profilare 15/30 m/min
- puterea acționării 13,6/9 kW

5.6. Aplicarea procedului de profilare la I."6 Martie" Timișoara

În cadrul întreprinderii "6 Martie" procedeul de profilare a benzilor s-a aplicat pentru realizarea bușelor elastice de la diblurile expandabile. Diblurile expandabile sînt produse după o tehnologie bazată pe o succesiune de operații de decupare, perforare, crestare și curbare în două sau trei faze, ceea ce limitează capacitatea de producție, în timp ce nevoile industriei de construcții impun cantități mari de produse. În figura 5.16 se prezintă tipodimensiunile acestor dibluri, formate dintr-un prezon 1, o piuliță 2, o șaibă 3, bușă 4 și bușă elastică 5.

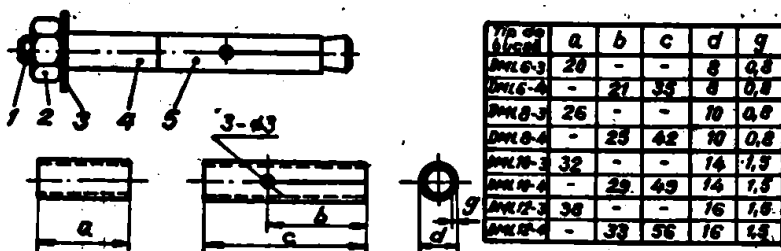


Fig. 5.16. Diblu metalic expandabil

Capacitatea reductivă în vechea tehnologie este limitată în special de către operația de curbare care se realizează în două sau trei faze pe matrice de curbare, cu alimen-tare manuală.

În literatura de specialitate /87/ se semnalează frecvent utilizarea profilării la obținerea unor piese tubulare spre exemplu a componentelor de la tobele de eșapament ale automobilelor. Metoda este larg aplicată în industria metalurgică la fabricarea țevilor sudate longitudinal /35, 125/. Metoda cea mai des utilizată /24, 40, 41, 42/ este profilarea cu două raze egale și constante și cu una centrală variabilă pe primele șase perechi de roți, respectiv calibrarea pe armaroarele 4 perechi cu o singură rază variabilă.

În figura 5.17 se prezintă schema de calcul a formei semifabricatului, respectiv în tabelul 5.1: parametrii geometrici unghiulari.

Pe baza încercărilor experimentale și având în vedere că la tuburile de diametru mic, reducerea diametrului la ultimele operații se face cu valori neglijabile, s-a redus numărul fazelor de profilare la numai 8, epura fazelor și valorile practice ale parametrilor pentru tipodimensiunea DML8-8 fiind reprezentate în figura 5.18.

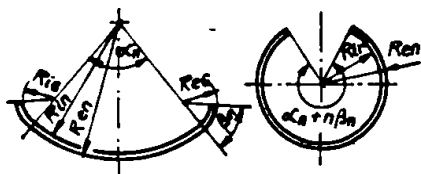


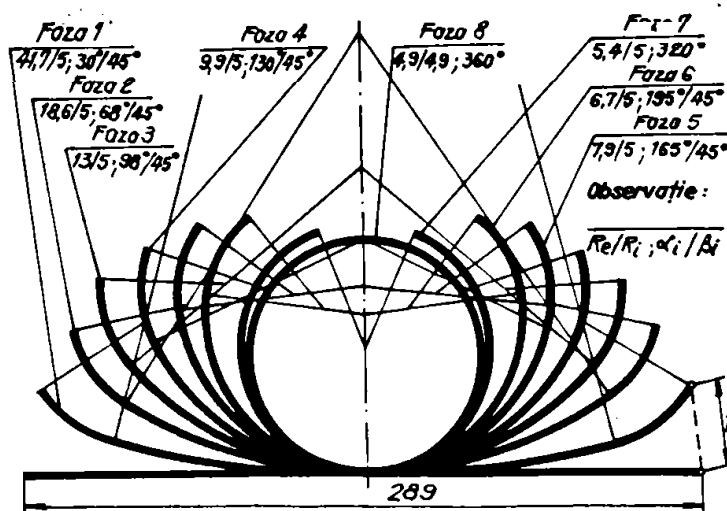
Fig.5.17. Schema de calcul a fazelor de profilare circulară
/ 87 /

Tabelul 5.1

Nr.	Nr. cajei	Tipu cajei	α_n°	$\Delta\alpha_n^\circ$	β_n°	$\Delta\beta_n^\circ$	$\alpha_n^\circ + 2\beta_n^\circ$	$\alpha_n^\circ + 4\beta_n^\circ$
1	2	orizontal	30°	30°	45°	45°	120°	120°
2	3	vertical	68°	38°	45°	0°	158°	38°
3	4	orizontal	98°	30°	45°	0°	180°	30°
4	5	vertical	130°	32°	45°	0°	220°	32°
5	6	orizontal	165°	35°	45°	0°	255°	35°
6	7	vertical	195°	30°	45°	0°	285°	30°
7	8	orizontal	-	-	-	-	320°	35°
8	9	vertical	-	-	-	-	331°	11°
9	10	orizontal	-	-	-	-	336°	5°
10	11	vertical	-	-	-	-	346°	10°
11	12	orizontal	-	-	-	-	348°	2°

Fig.5.18.

Epura fazelor de profilare pentru bușă DML8-3



Noua tehnologie a fost concepută pe baza următoarelor considerații:

- utilizarea rațională a semifabricatului,
- adoptarea unui procedeu de prelucrare de mare capacitate productivă și care să permită automatizarea ușoară a procesului de producție.

În concordanță cu condițiile impuse, s-a stabilit următorul itinerar tehnologic:

- se pornește de la semifabricat bandă în colaci, fîșiat la lățimea necesară reperului;

- se realizează pe semifabricatul bandă operațiile de ștanțare necesare asigurării elasticității bușei, cu ajutorul unei scule combinate cu acțiune succesivă;

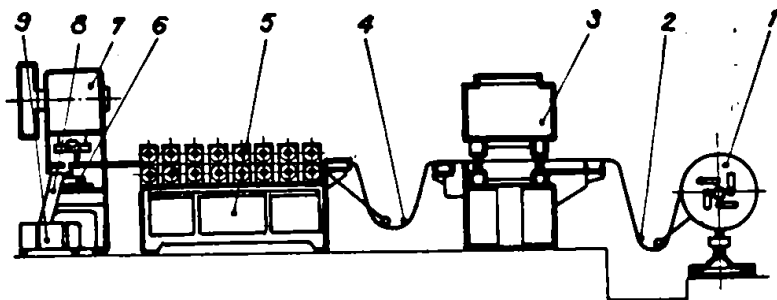
- se realizează formarea circulară a profilului tubular, prin profilare pe o mașină cu role;

- se realizează retezarea la lungime, a bușei elastice cu ajutorul unei ștanțe cu elemente active mobile.

5.6.1. Linie automată de ștanțare-profilare pentru bușe elastice

În concordanță cu tehnologia prezentată, de realizare prin ștanțare-profilare, a bușelor elastice de la diblurile expandabile s-a proiectat și realizat o linie automată de prelucrare, avînd schema de principiu în figura 5.19. Banda în colaci dispusă pe derulorul 1 de tip DM-2 cu acționare proprie este trecută prin postul de ștanțare 3 compus dintr-o presă rapidă de tip PADU-40 cu dispozitiv automat de alimentare cu role și echipată cu sculele

Fig. 5-19. Schema liniei automate de ștanțare-profilare pentru bușe elastice (I."6 Martie")



necesare reperului prelucrat. În continuare banda ștanțată este antrenată în mașina de profilare 5, respectiv profilul tubular format este debitat din mers în postul de retezare. Postul de retezare este constituit din presa cu excentric 7 de tip PAI-10 echipată scula 6 cu elemente mobile. Eliminarea pieselor se face pe jgheabul 8 în containerul 9.

Între utilajele cu funcționare continuă și cele cu funcționare cu lovituri repetate respectiv derulorul 1, presa 3 și mașina de profilare 5, sînt prevăzute acumulatele cu buclă 2 și 4 cu elemente de comandă a funcționării respectiv a opririi utilajelor comandate.

Mașina de profilare este de tip ușor și are structură modulară pentru cajele de profilare respectiv cele de acționare permițând intervenția individuală pentru fiecare pereche de role. Asamblarea cajelor este realizată pe un batiu în construcție sudată pe care este fixată și masa de alimentare respectiv motorul electric de acționare. Cele 12 caje de profilare au arborii legați de cajele de acționare prin 12 perechi de arbori bicardanici.

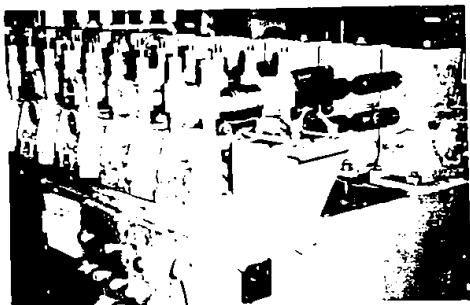


Fig.5.20.Vederea mașinii de profilare MP-5

Construcția cajei de acționare este similară cu cele de la mașina MP-4, iar a cajelor de profilare cu cele de la mașina MP-2. În figura 5.20. se redă vederea de ansamblu a mașinii.

Spre deosebire de liniile de ștanțare-profilare descrise în subcapitolele anterioare, în cazul de față, în vederea realizării debitării mobile / 35 / se folosește o soluție originală de sculă de retezare staționară, având elemente active mobile.

Principalele caracteristici tehnice ale mașinii de profilare PM-5 sînt:

- lățimea maximă a benzii 120 mm
- grosimea maximă 1,5 mm
- înălțimea maximă a profilului realizat.... 28 mm
- distanța dintre arborii de lucru:
 - pe verticală (reglabilă).....80...120 mm
 - pe orizontală250 mm
- diametrul arborilor de lucru 32 mm
- diametrul de bază al rolelor 80 mm
- numărul cajelor:
 - de profilare 12
 - de ghidare 11
- viteza de profilare 15/30 m/min
- puterea acționării3,7/2,7 kW

5.7. Aplicarea procesului de profilare la Întreprinderea de piese de schimb Oradea

La IMPS Oradea se realizează în cadrul secției de la Salonta, remorcile ușoare și rulote auto. La realizarea șasiului și caroseriei acestora se utilizează în cantități mari profiluri îndoite, realizate îndeosebi prin îndoire pe prese universale de

îndoit tablă. Formele secțiunii acestor profiluri sînt îndeosebi profiluri U și Ω în general cu dimensiuni diferite de cele standardizate produse de I.M.Iași. Ca urmare determinat de sarcinile de producție s-a impus realizarea gamelor de tipodimensiuni de profiluri printr-un procedeu care să permită capacitate productivă ridicată.

Tehnologia propusă ținînd cont de caracteristicile geometrice ale profilurilor, a fost realizarea lor prin îndoire pe o mașină de profilare cu role. În acest scop avînd la bază și rezultatele obținute prin realizările industriale ale mașinilor MP-1 la I."Electrobanat" cît și MP-2 la I."23 August" s-a optat pentru o variantă constructivă care combină soluții de la cele două mașini realizate anterior.

Schema de compunere a mașinii pentru IMPS Oradea este (codificată MP-3), prezentată în figura 5.21.

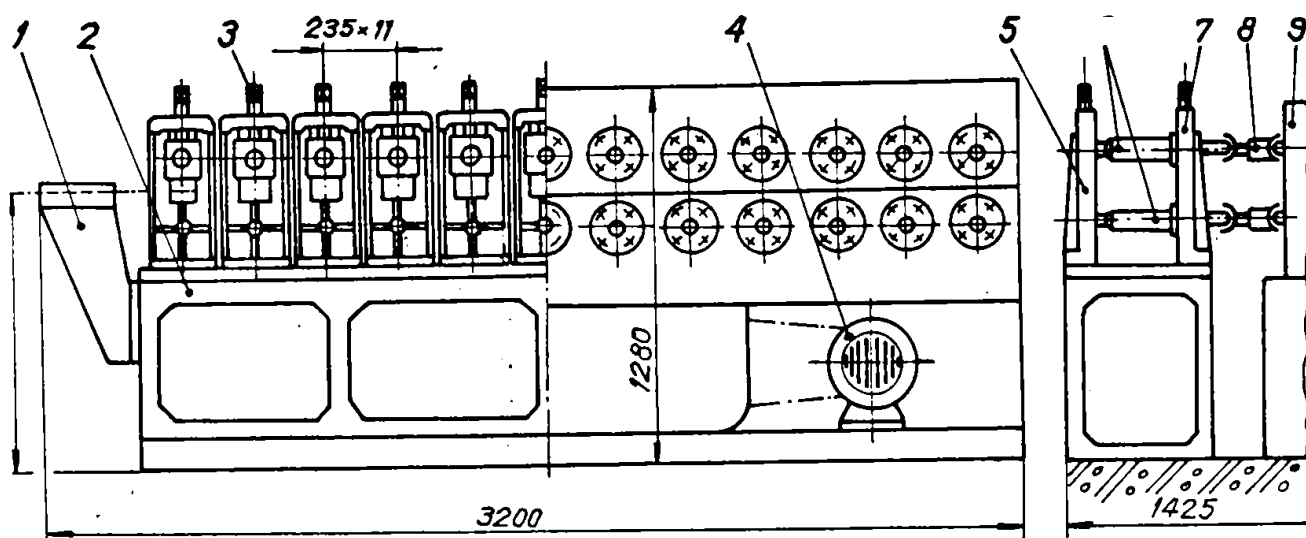


Fig.5.21. Schema compunerii mașinii de profilare MP-3 (IMPS - Oradea)

Mașina este formată din două subansambluri distincte respectiv unul de deformare și unul de acționare. Subansamblul de deformare se compune dintr-un batiu 2 în construcție sudată pe care sînt montate cele 12 caje de profilare și masa de alimentare. Subansamblul de acționare 9 din punct de vedere al lanțului cinematic și al construcției carcasei este identic cu cel folosit la mașina de profilare MP-1, avînd modificat doar motorul electric 4 care este un motor asincron trifazat cu două turații de tip MTD și deci care permite realizarea a două turații constante deci și a două viteze de profilare de 15 respectiv 30 m/min.

Cei doi arbori 6 din cajele de deformare sînt lăgăru-iți în cei doi montanți 5 și 7 ai cajei și legați prin cuplaje bicardanice 8 de arborii de ieșire corespunzători din caja de acționare. S-a ales o astfel de soluție constructivă modulară cu caje individuale pentru ușurarea intervenției repetate în vederea reglajului rolor de profilare la trecerea de la fabricarea unui reper la altul.

Principalele caracteristici tehnice ale mașinii MP-3 sînt:

- lățimea benzii prelucrate (max.) 400 mm
- grosimea benzii 1,5 mm
- înălțimea maximă a profilului prelucrat ... 45 mm
- nr. cajelor de deformare 12
- diametrul arborilor de lucru \emptyset 45 mm
- diametrul de bază al rolor 200 mm
- distanța dintre arbori :
 - pe verticală 110/150 mm
 - pe orizontală 235 mm
- viteza de profilare 15/30 m/min
- puterea motorului electric 6,8/4,5 kW

5.8. Unele considerații tehnico-economice privind aplicarea industrială a profilării benzilor

Exemplificarea aplicațiilor industriale ale procedurii de profilare din prezentul capitol, pune în evidență pentru fiecare caz în parte a unei diversități mari în ceea ce privește compunerea mașinilor de profilare și respectiv a soluționării compunerii liniilor de profilare. De asemenea literatura de specialitate respectiv datele rezultate din prospectele cu privire la programele de fabricație ale unor firme specializate în producția de mașini de profilare sau utilaje aferente liniilor de ștanțare-profilare /68, 126, 127, 130, 133/ confirmă aceeași diversitate de soluții constructive. Se impune prin urmare o analiză a factorilor care determină structura unei mașini de profilare conducînd la particularități constructive adaptate pentru realizarea unor condiții tehnico-economice de exploatare optimă strîns legată de gama produselor prelucrate, și seria de fabricație impusă.

5.8.1. Asupra factorilor determinanți ai compunerii mașinilor de profilare

Schema generală de compunere a unei mașini de profilare /24,100/ este redată în figura 5.22, ea cuprinzând: batiul 1, pe care sînt asamblate unitățile de deformare 3 și dispozitivele auxiliare. Arborii unităților de deformare sînt antrenate de la unitatea de acționare 4 prin barele de cuplare 5. Dispozitivele auxiliare sînt constituite din masa de alimentare 2, dispozitivul de redresare 6, etc. Antrenarea unității de acționare este realizată prin motoarele electrice 7.

Mașinile de profilare au evoluat în timp fiind dificil de apreciat varianta cea mai bună, stabilirea unei compuneri /93, 94/ din punct de vedere al lanțului cinematic, a soluției constructive pentru unitățile de deformare precum și a posibilităților de instalare a rozelor și de reglare a parametrilor prelucrării este determinată în general de unele cerințe impuse de procesul de producție cum ar fi:

- realizarea unei game cît mai largi de profiluri înscrise într-un anumit gabarit și complexitate;
- obținerea cît mai rapidă a schimbării rozelor și a reglajului lor, la trecerea de la fabricarea unui profil la altul,
- asigurarea unei precizii de prelucrare corespunzătoare;
- obținerea unei anumite capacități de producție;
- posibilitatea asocierii ușoare a mașinii de profilare într-o linie tehnologică complexă, automată.

În schema din figura 5.22. se propune o schemă structurală detaliată de compunere a mașinilor de profilare, precum și a factorilor de interacțiune care determină biunivoc compunerea mașinii cu condițiile de lucru, caracteristic piesei, seria de fabricație, forma și dimensiunile semifabricatului.

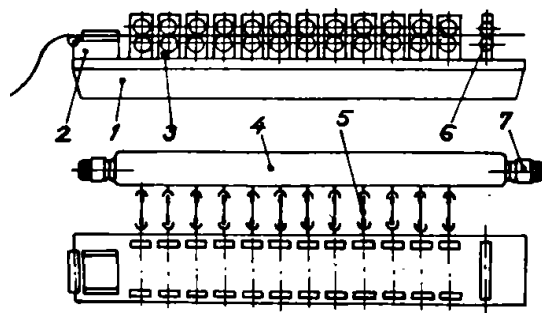


Fig.5.21. Schema compunerii unei mașini de profilare

Astfel numărul posturilor de lucru din unitatea de deformare, este determinat de caracteristicile mecanice și tehnologice ale materialului prelucrat și de complexitatea profilului piesei.

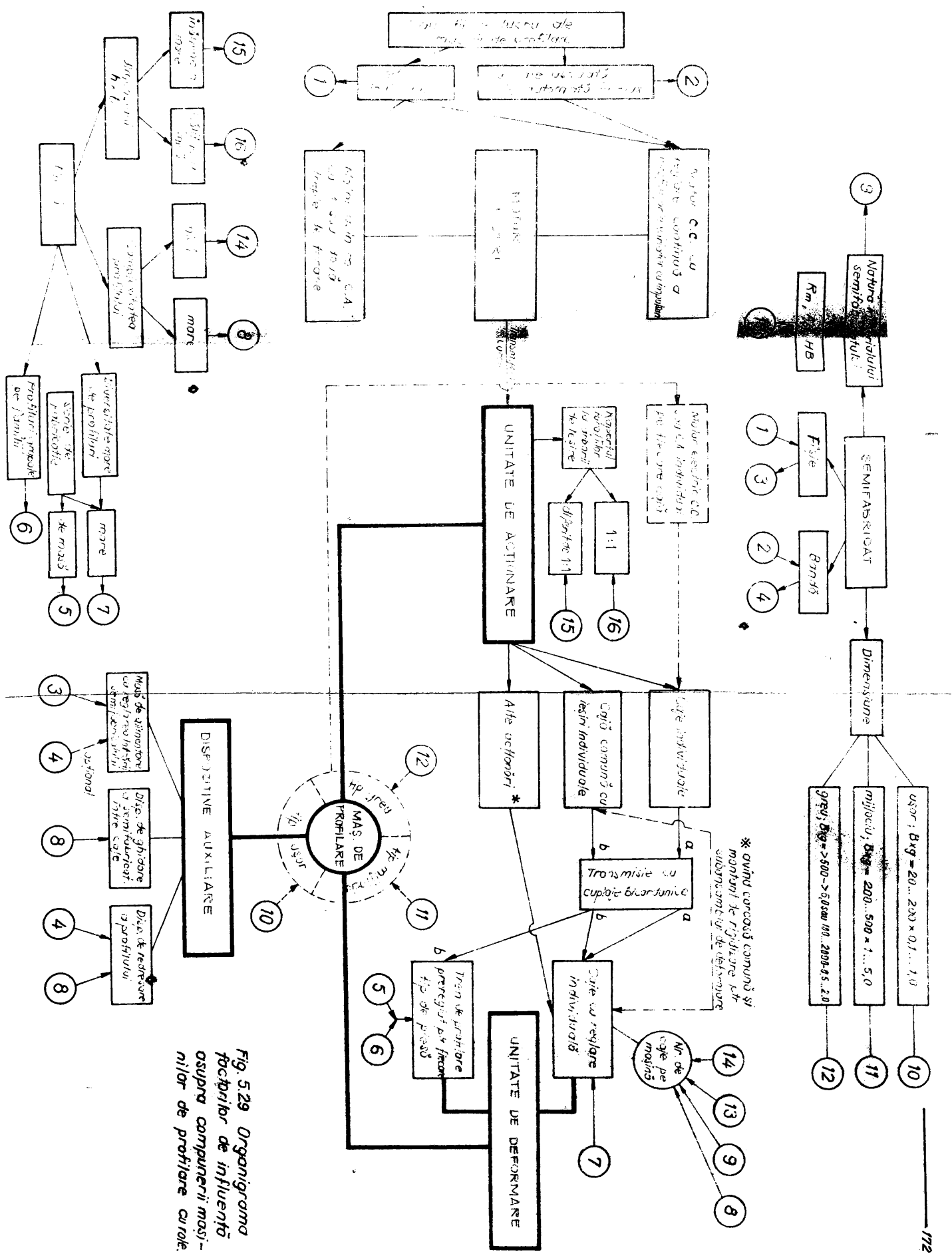


Fig. 5.29 Organigrama factorilor de influență asupra compunerii masei- nilor de profilare curale.

Dimensiunile piesei prelucrate determină în cazul înălțimilor mari în vederea reducerii dimensiunilor roletelor care cuprind profilul realizarea la ieșirea din unitatea de acționare a turațiilor pe arbori cu raport diferit de 1:1. Din punct de vedere al schimbării roletelor, în cazul seriilor de masă și pentru care profilurile sînt grupate pe familii unitatea de deformare se realizează sub forma unor trenuri prereglate care permit înlocuiri rapide ale subansamblului la trecerea de la fabricația unui produs la altul. Condițiile de asociere în linie, cazul cel mai frecvent de funcționare al mașinii de profilare impune pe de o parte utilizarea cu precădere a semifabricatului bandă, acționarea mașinii în curent continuu cu posibilități de reglare a vitezei de profilare, respectiv permit utilizarea unor dispozitive auxiliare cum ar fi cele de redresare a profilului, a dispozitivelor de ghidare între cajele de lucru.

Dimensiunea semifabricatului determină de asemenea tipul mașinii de profilare cît și realizarea acționării individuale în cazul mașinilor grele, spre exemplu la mașina din figura 5.23.

În cazul mașinilor mici de regulă unitatea de acționare este cuplată cu cea de deformare sub forma unei caje comune ca și în figurile 5.24 și 5.25, arborii de lucru fiind de regulă în consolă.

În cazul mașinilor de profilare mijlocii soluția cea mai frecventă este aceea cu caie de deformare individuale, cuplate cu

caja de acționare și avînd o structură de rezistență comună, și rezemarea arborilor pe cîte un montanț amplasat pe o structură rigiditate lor printr-o structură închisă. Pentru schimbarea roletelor montanțul este demontabil și deplasabil pe batiu. Unele construcții au realizată unitatea de acționare cu structură comună cuplată cu caja de deformare, avînd ieșiri individuale ale arborilor de lucru și montanți de rigiditate. În figurile

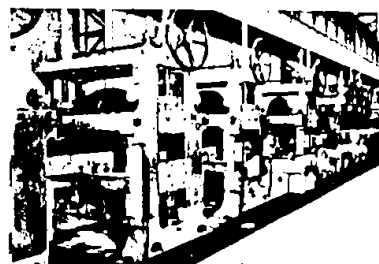


Fig. 5.23. Mașină de tip greu (YODERSOMMENOR) /64/, SUA-Franța

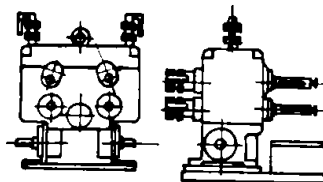


Fig. 5.24. Cajă de profilare mică /24, 127/

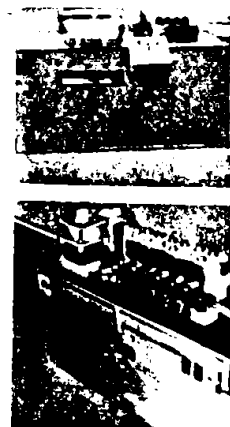


Fig. 5.25. Mașină de profilare ușoară (SMAP. Franța) /64/

5.26, 5.27, 3.28, 5.29 și 5.30 sînt prezentate soluțiile constructive ale mașinilor de profilare mijlocii, soluția de compunere amintită oferind cel mai redus gabarit transversal al mașinii.

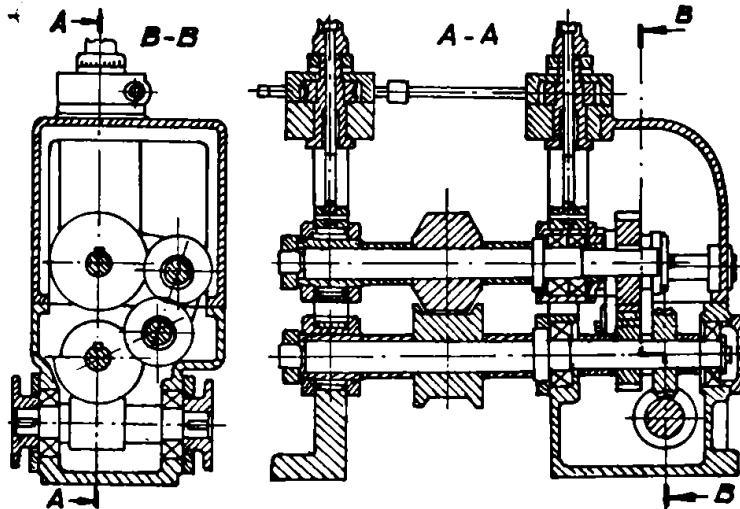


Fig.5.26. Schema
cajei de deformare-
acționare cuplată
/18, 28, 125/

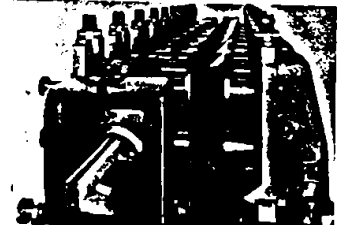


Fig.5.27. Mașina mijlocie (Gildo-Favero-Italia)/130/

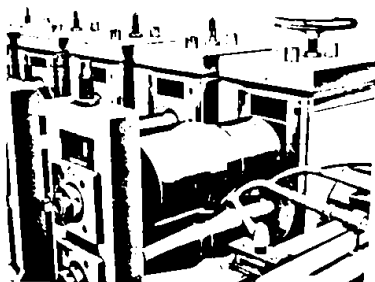


Fig.5.29. Mașina RAS
22.44 (RFG) /133/

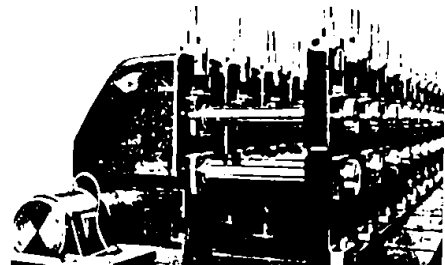


Fig.28. Mașina tip 2411
(Daniel Smith-Anglia)

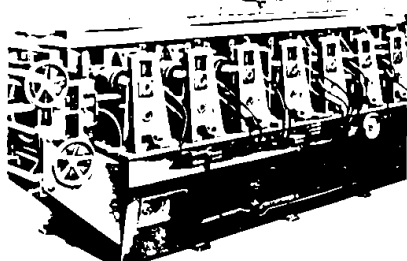


Fig.5.30. Mașină RAS
24.30 (RFG) /133/



Fig.5.31. Mașina RAS 22.30. și RAS
22.35 (RFG) avînd distanța între
arbori nereglabilă /133/

Mașinile prezentate anterior permit reglarea poziției arborelui superior în imite largi, alte construcții avînd pentru arborii de lucru poziție nereglabilă ca și la mașinile din figura 5.31.

În cazul mașinilor de dimensiuni mari sau a celor care sînt destinate prelucrării pieselor late de tip panou de regulă soluția constructivă cuprinde unități de acționare și de deformare individuale avînd arborii cuplați prin cuplaje bicardanice ca și în figura

5.32. soluția avînd un gabarit transversal sporit.

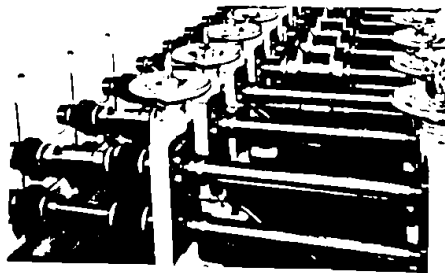


Fig. 5.32. Mașină pentru benzi late (Daniel Smith Anglia,) /126/

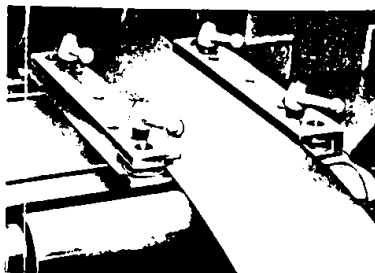


Fig. 5.33. Mese de alimentare /133/

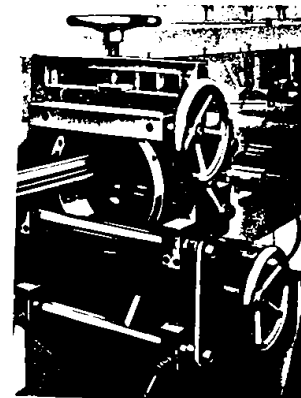


Fig. 5.34. Caja de redresare (RAS 24.20, RFG)/133/

În cazul folosirii semifabricatelor individuale se impune ca dispozitiv auxiliar, utilizarea unor mese de alimentare cu elemente de conducere, care să asigure reglarea intrării semifabricatului fîșie în trenul de deformare, un exemplu fiind cel din figura 5.33. În cazul profilării din bandă, mașinile de profilare sînt prevăzute și cu dispozitive de corectare a deformațiilor longitudinale de torisune și încovoiere în două planuri, numite "caje cap de turc", ca și cel din figura 5.34. Din punct de vedere al transmisiilor utilizate în unitățile de acționare, se remarcă utilizarea angrenajelor cilindrice și melcate cu acționarea ambilor arbori la ieșire cu raporturi ale turațiilor 1:1, 1:1,5; sau 1:2. În figura 5.35 se prezintă o acționare prin transmisie cu lanț a tuturor arborilor din cajele de deformare individuale, soluție mai rar folosită.

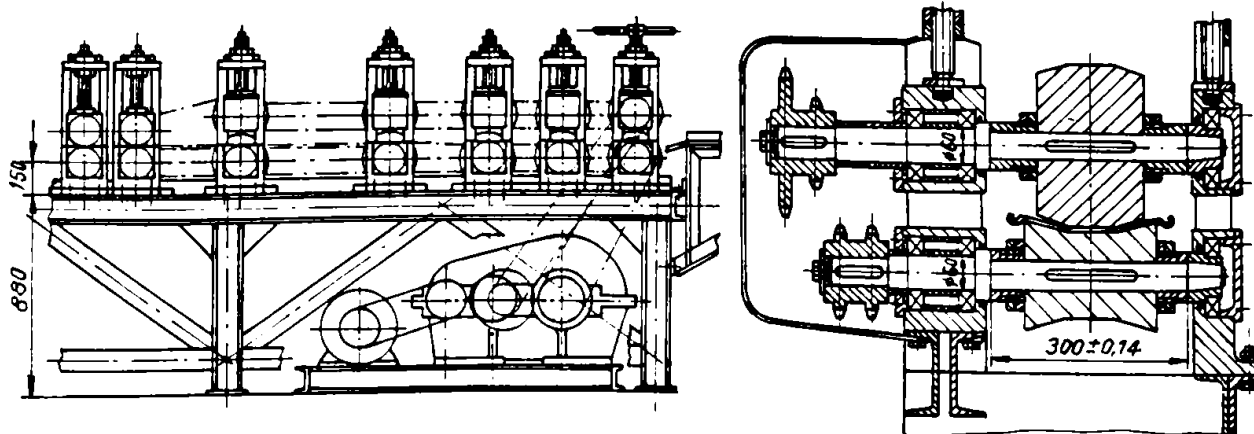


Fig. 5.35. Schema acționării prin lanț a cajelor din unitatea de deformare /20/

Alte modalități de acționare sînt cele care folosesc hidromotoare orbitale individuale atașate fiecărei caje de deformare, soluție avantajoasă pentru gabaritul redus al mașinii, pentru asigurarea unui cuplu sporit la viteze mici, simplificînd totodată transmisiile din unitatea de acționare. Dezavantajul este constituit de dificultatea realizării sincronizării vitezelor prin utilizarea reguletoarelor de debit, respectiv randamentul mai scăzut la debite mici.

5.8.2. Considerații privind criteriul de stabilire a oportunității aplicării procedului de profilare a benzilor

Introducerea procedului de profilare a benzilor pe linii tehnologice complexe, pentru realizarea unor piese cu grad înalt de finisare avînd diverse profiluri, în locul tehnologiilor clasice de ștanțare-matrițare pe prese constituie o cale de automatizare a proceselor de prelucrare prin presare. Principalele argumente /82, 83, 87 / în vederea automatizării și robotizării proceselor de presare la rece sînt:

- eliminarea locurilor de muncă cu condiții grele de lucru și periculoase,
- posibilitatea creșterii capacității de utilizare a utilajelor din linie, respectiv creșterea productivității orare prin utilizarea completă a timpilor de lucru.

Automatizarea proceselor de producție are ca efect imediat, reducerea personalului de deservire, forța umană existentă putînd fi utilizată pentru alte activități mai valoroase. Tinînd cont și de faptul că introducerea unei tehnologii noi implică realizarea unor investiții privind achiziționarea sau realizarea prin autodotare a unor utilaje și echipamente tehnologice noi, în condițiile în care forța de muncă cu calificarea inferioară necesară deservirii utilajelor de presare cu unități individuale nu lipsește, implementarea noi tehnologii necesită justificarea obținerii unor efecte tehnico-economice superioare.

Costul de producție la nivelul secției /64/ se poate determina cu relația:

$$C_{SC} = C_m + \sum_K [C_{rdk} (1 + R_{SC}) + C_{ODVK}] \quad (5.10)$$

unde:

- C_m este costul direct cu materialele utilizate;
 C_{rdk} sînt costurile directe pentru k operații necesare piesei
 R_{sc} este regia secției;
 C_{ODVK} reprezintă costurile de amortizare ale SDV-urilor (ODV) speciale utilizate în cele k operații raportate la o piesă prelucrată

Introducerea automatizării procesului de producție prin realizarea unei linii automate de ștanțare profilare modifică valoarea unor componente ale costului de producție /83/ după cum urmează:

- costurile directe legate de retribuiții prin reducerea numărului personalului operator de deservire a liniei;
- costul legat de utilizarea semifabricatului bandă în loc de semifabricat fîșie obținut prin debitarea foilor de tablă;
- costurile legate de realizarea noilor "ODV" specifice tehnologiei noi;
- modificarea regiei secției determinată de: schimbarea taxelor de amortizare prin modificarea fondurilor fixe (achiziționare sau realizarea de utilaje noi, disponibilitatea unor utilaje folosite în vechea tehnologie); modificarea consumurilor energetice pe produs etc. Determinat de faptul că costurile de regie se redefinesc periodic de regulă anual, factorii de influență legați de regia secției nu au influență imediată.

Considerînd pentru comparația costurilor de producție pe un reper în condiții de automatizare ($C_{sc 1}$) față de condiții cu alimentare manuală a utilajelor ($C_{sc 0}$) conform relației (5.10) și condiției de efect economic pozitiv:

$$C_{sc 1} < C_{sc 0} \quad (5.11)$$

pentru

$$C_{sc 1} = C_{sc 0} - (C_{m1} - C_{m0}) - (1 + R_{sc}) \cdot \sum_k (C_{rdk0} - C_{rdk1}) \pm \Delta C_{aut} + C_{La} \pm (5.12)$$

$$\pm C_{e.el} - (C_{ODVK 0} - C_{ODVK 1})$$

unde:

- C_{La} este costul de amortizare al liniei automate;
 C_{aut} , sînt costurile de amortizare pentru utilaje;
 $C_{e.el}$, sînt costurile energiei specifice pe produs rezultă condiția de eficiență:

$$(C_{m1} - C_{m0}) + (1 + R_{so}) \sum_k (C_{rdk0} - C_{rdk1}) > C_{LA} \pm \Delta C_{aut} \pm \Delta C_{e.e1} \quad (5.13)$$

Tinând cont că prin optimizarea utilizării materialului folosind semifabricat bandă în raport cu semifabricat fîșie rezultă un indice de utilizare cu 15...20% mai favorabil condiția de eficiență poate fi apreciată prin relația:

$$(1 + R_{so}) \sum_k (C_{rdk0} - C_{rdk1}) > C_{LA} \pm \Delta C_{aut} \pm \Delta C_{e.e1} - (0,15 \dots 0,20) C_{m0} \quad (5.14)$$

5.8.3. Unele efecte economice rezultate prin aplicarea procedurii de profilare a benzilor

În baza datelor furnizate de către I. Electrobanat de către serviciul mecano-energetic au rezultat următoarele efecte tehnico-economice pentru trei produse de la corpurile de iluminat fluorescent, centralizate în tabelul 5.2.

Tabelul 5.2

PRODUS	DIMENSIUNI g - b x h x L [mm]	CURENTUL I PE O FAZĂ [A]	CONSUM ENERGETIC SPECIFIC [KWh/buc.]	VITEZA DE PROFILARE [m/min]	TIMPUL UNITAR [min]
șinǎ FIA - 03	0,6 - 45 x 12 x 1230	4 [*] / 7,5	0,037 ^{**} / 0,01767	14,5	0,084
armăturǎ FIDA - 03	0,8 - 168 x 47 x 1230	4,2 [*] / 13,5	0,063 ^{**} / 0,030	12	0,102
armăturǎ FIDA - 03	0,8 - 59/44 x 49,5 x x 1230	4 [*] / 16	0,077 [*] / 0,036	12	0,102

OBSERVAȚIE : * curentul în gal ; ** fabricare cu tehnologia anterioară

Raportând valorile obținute prin aplicarea noii tehnologii de profilare-gtanțare pe linia automată a elementelor de la CDIF respectiv prin fabricația acestora la prese individuale rezultă următoarele valori medii de eficiență economică:

- creșterea productivității 450...1200%
- reducerea consumului specific de
metal 3...6%
- reducerea consumului specific de
energie 20...52%
- sporirea spațiilor pentru magazii interoperații ,
- înlăturarea transportului interoperații.

Capitolul 6.

CONCLUZII FINALE

Cercetările teoretice și experimentale prezentate în cadrul acestei lucrări sînt rezultatul studiilor proprii ale autorului realizate într-un cadru mai larg, în grupul de cercetare-proiectare al cadrelor didactice de la disciplina de "Tehnologia presării la rece". O direcție prioritară în ultimii ani a fost aceea de automatizare a proceselor de presare la rece, în particular de constituire a unor linii automate avînd la bază procedee de ștanțare-matrițare asociate cu profilarea din bandă, a unor repere din producția de masă a unor întreprinderi industriale din municipiul Timișoara și din țară.

Concluziile care se desprind din această lucrare vizează în primul rînd aspectele de prelucrabilitate și tehnologice privind profilarea benzilor precum și construcția mașinilor de profilare respectiv unele aspecte aplicative ale constituirii liniilor tehnologice complexe de ștanțare-profilare. În ceea ce privește metoda de experimentare, aparatură de măsură și control, unele modele matematice și programe de calculator pot fi generalizate și aplicate și în cazul altor procedee de presare la rece.

Pe baza experiențelor efectuate și a rezultatelor obținute, se pot emite următoarele concluzii cu caracter general:

a) Aplicarea industrială a procedeeului de profilare a benzilor pe mașini cu role pentru obținerea profilurilor cît și în particular a pieselor profilate de dimensiuni reduse constituie una din căile de creștere substanțială a capacității productive în condiții de realizare a unor produse cu grad înalt de finisare.

b) Configurația unei linii de ștanțare-profilare este determinată de dimensiunile și geometria gamei de piese prelucrate, de posibilitățile oferite de utilajele componente privind capacitatea de prelucrare precum și de posibilitățile

de debitare a piesei din banda profilată.

În cazul debitării în mers a benzii, precum și în cazul utilajelor cu posibilități de reglare a vitezei de prelucrare, datorită lipsei acumulatorilor de bandă, lungimea liniei poate fi considerabil scurtată.

c) Stabilirea unei compuneri pentru mașina de profilare din punct de vedere al lanțului cinematic, al soluției constructive pentru cajele de deformare, etc., precum și a posibilităților de instalare a rolor și de reglare a parametrilor prelucrării este determinată în general de unele cerințe impuse de procesul de producție cum ar fi:

- realizarea unei game cât mai largi de profiluri înscrise într-un anumit gabarit și complexitate;
- obținerea cât mai rapidă a schimbării rolor și a reglajului lor, la trecerea de la fabricarea unui profil la altul;
- asigurarea unei precizii de prelucrare corespunzătoare și obținerea unei anumite capacități de producție,
- posibilitatea asocierii ușoare a mașinii, într-o linie tehnologică complexă, automată.

d) Rolele de profilare deși în ansamblu mai simple decât sculele de ștanțare-matrițare, pentru cazul profilurilor complexe, mai ales la dimensiuni mari, impun ca pentru proiectare să se folosească calculatorul electronic.

e) Calculul parametrilor geometrici cât și energetici, al procesului de profilare în vederea optimizării procesului, necesită aplicarea unor algoritmi care modelează mai mult sau mai puțin complex procesul real, impunându-se de cele mai multe ori pentru definitivare, verificări experimentale ale acestora.

f) Metodica experimentală și concluziile rezultate sînt aplicabile la scară industrială permițînd în condiții reale de desfășurare a procesului obținerea unor date privind parametrii procesului, necesari pentru intensificarea procesului și exploatarea rațională a utilajului de profilare.

Principalele contribuții originale ale autorului în cadrul prezentei teze sînt:

A. În domeniul cercetării aplicative:

1. Proiectarea și realizarea pe bază de contract a

cinci tipuri diferite de mașini de profilare cu role în cadrul întreprinderilor "Electrobanat", "6 Martie" "Autoturisme" din Timișoara, "IMPS" Oradea.. și "23 August" din Satu - Mare.

2. Participarea în colectiv la elaborarea soluțiilor de principiu și realizarea proiectării unor linii automate complexe de ștanțare profilare în cadrul întreprinderilor "Electrobanat", "6 Martie", "Autoturisme" Timișoara și "23 August". Aceste linii sînt în stare de funcționare iar unele în curs de realizare a probelor tehnologice.

3. Proiectarea tehnologiei de profilare și a echipamentului aferent (seturile de role) pentru produsele fabricate pe liniile amintite. În scopul proiectării într-un interval de timp cît mai redus, a sculelor de profilare a fost elaborat un algoritm de calcul al parametrilor geometrici ai profilurilor conjugate ale rolor și a fost realizat un program automat de calcul adaptat calculatoarelor personale Tim S și Spectrum ZX80.

4. Realizarea în colectiv a unui număr de 5 soluții tehnice noi pentru componente ale liniilor și mașinilor de profilare propuse pentru brevetare, dintre care două au obținut deja brevetul de invenție. Brevetele se referă la /134, 135, 136, 137, 138/ la dispozitive de ghidare a semifabricatului pentru mașini cu role, cașă specială pentru măsurarea forțelor de profilare, cașă de profilare protejată împotriva solicitărilor, ștanță de perforare cu ghidaje speciale și clește electromagnetice pentru dispozitive de alimentare.

5. Participarea în colectiv la realizarea și aplicarea industrială a 7 contracte de cercetare-proiectare /139, 140, 141, 142, 143, 144, 145/ privind tehnologie și echipamente de ștanțare-profilare.

B. În domeniul cercetării teoretice și experimentale:

1. Realizarea unui studiu monografic privind stadiul actual al cercetărilor în domeniul deformării plastice a benzilor prin profilare cu tren de role.

2. Elaborarea unui algoritm de modelare matematică

a procedeuului de profilare a benzilor pe mașini cu role, algoritmul rezolvabil prin calcul electronic automat adaptat calculatorului personal "PRAE". Acest model a permis evidențierea particularităților deformării materialului după direcția longitudinală pentru unghiuri de profilare de pînă la 180° , atinse la realizarea profilurilor închise respectiv apariția stării de compresiune longitudinală la depășirea unghiului de profilare de 90° .

3. Verificarea experimentală a modelului matematic de apreciere a stării de deformare, prin metoda rețelelor și stabilirea metodei de realizare a trăsajului rețelei pe suprafața studiată.

4. Stabilirea unui criteriu de stabilitate a semifabricatului în curs de profilare și transpunerea acestuia sub formă grafică care să permită rapid luarea deciziei la proiectarea procesului de profilare.

5. Analiza interacțiunii parametrilor geometrici ai profilului de realizat și ai mașinii de profilare asupra stării de deformare a materialului în vederea stabilirii unghiurilor maxime de profilare pe fiecare fază. În baza calculului automat pe baza modelului matematic de simulare a profilării au fost realizate un număr de 8 nomograme care acoperă practic toate cazurile de profilare pentru piese mici și mijlocii atât pentru metoda cu rază constantă cît și cu rază variabilă cu o valoare a pasului unghiular de 2° .

6. Stabilirea pe cale experimentală a ecuației care modelează modificarea unghiului profilului în lungul focarului de deformare din porțiunea de trecere și stabilirea relației de calcul a lungimii focarului de deformare. Aceste relații au fost deduse în baza datelor experimentale măsurate pe un semifabricat în curs de profilare, astfel realizat încît să conțină toate zonele caracteristice deformării.

7. Elaborarea pe cale analitică a unor relații care să permită calculul forței verticale de profilare și a puterilor din cajele de profilare și determinarea numerică pe baza unui program automat de calcul adaptat calculatorului personal "Amic" a constantelor și integralelor mărimilor variabile

8. Stabilirea unor metode experimentale de măsurare și înregistrare a parametrilor energetici, forță și putere de profilare, la profilarea cu o cajă de deformare.

9. Elaborarea metodologiei de măsurare și înregistrare a puterilor de profilare pe fiecare cajă respectiv fază de profilare în condiții reale de lucru pe mașini de profilare, prin metoda indirectă de măsurare a puterii electrice absorbite de motorul electric, prin alegerea convenabilă a momentului măsurării.

10. Proiectarea și realizarea integrală a două standuri complexe pentru măsurarea și înregistrarea parametrilor energetici la profilarea benzilor.

Autorul consideră că lucrarea de față constituie un material util în aplicarea industrială a procedeeleor de profilare a benzilor și exprimă speranță că cercetările teoretico-aplicative constituie un reper de continuare atât în direcția dezvoltării și optimizării tehnologiei de profilare cât și a fundamentării constituirii liniilor tehnologice complexe, respectiv a perfecționării procedeeleor și echipamentului tehnologic asociate profilării.

Bimboara, iunie 1938

ing. Jeiculescu Valentin

BIBLIOGRAFIE

1. ADRIAN, M. Tehnologia laminării, București, Editura tehnică, 1977
2. ANDREI, A.; TAPALAGA, I. ș.a. Bazele cercetării experimentale. Litografie, Institutul politehnic Cluj, 1984
3. ANGHEL, L.; PIUKOVICI, I. ș.a. Metodă modernă de proiectare a sculelor de profilat table subțiri. In: Comunicările primei sesiuni tehnico-științifice Sătmărene, Satu-Mare 5-7 octombrie 1979
4. ANGHEL, L.; PIUKOVICI, I. ș.a. Avantajele formării profilurilor metalice pe mașini de profilare. In: Comunicările primei sesiuni tehnico-științifice Sătmărene, Satu-Mare 5-7 octombrie 1979
5. ANGEL, P.T. Designing tools for roll-forming. In: Iron Age, nr.18, 1949
6. ANGEL, P.T. Profilgestaltung beim Kaltbiegen mit Rollen. In: Machine Design, Cleveland 28, nr.25, 1956
7. BACHMANN, K.H. ș.a. Mică enciclopedie matematică, după lucrarea: "Kleine Enzyklopädie der Mathematik", București, Editura tehnică 1975
8. BEKOFEN, V. Proțessî deformații. In: Metalurgia, Moskva, 1977
9. BOGOIAVLENSKII, K.N. Opređenje dlînî oceaga deformații pri ghibe polosî na profileghibocinom stane. In: Mașinostroenie, nr.5, 1959
10. BOGOIAVLENSKII, K.N. și GRIGORIEV, A.K. Issledovanie deformații metala na profileghibocinom stane. Mașghiz, 1963
11. BOGOIAVLENSKII, K.N. ș.a. Technologie der Fertigung von Leichtbauprofilen, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1979
12. BOGOIAVLENSKII, K.N. ș.a. Issledovanie deformații polosî i usili na valkov profileghibocinovo stana metodami matematičeskoj statistiki In: Gutie profili prokata, III, Har'kov, 1975

13. BOLOGA, O. Contribuții la vibroambutisarea tablelor subțiri din oțel. Teză de doctorat, 1986
14. BORODENKO, V.H.; GARBUZ, V.F. Issledovanie energosilovîh parametrov protesa profilirovania metodom matematicheskovo planirovania experimentov. In: Gnutie profili prokata, VII, Harkov, 1979
15. BUZDUGAN, Gh. ș.a. Manualul inginerului mecanic. București, Editura tehnică 1973
16. BUZDUGAN, Gh. Rezistența materialelor. București, Editura tehnică 1971
17. CAIUS, I. ș.a. Matematici clasice și moderne, Vol. IV. București, Editura tehnică
18. CIUDAKOV, E.A. ș.a.: Enticlopedicheskii spravocinik, Tom 8, Moskva, Mașinostroenie, 1949
19. DAVIDOV, V.I. și MAKSAKOV, M.P. Proizvodstvo gnutîh tonkostennîh profilei metodom profilirovania na rolikovîh stankah. Metalurghizdat 1959
20. DANISENKO, V.V. și ANTONIUK, A.K. Mnogovalikovaia profilirovocinaia mașina. In: Cuznecino ștampovocinoe proizvodstvo, nr. 1, 1973
21. DONET, G.V. ș.a. Gnutie profili dlia seliskohoziaistvennîh mașin. In: Stali, nr. 8, 1985
22. FERICIAN, F.; SEICULESCU, V. Model matematic pentru calculul dimensiunilor geometrice ale acumuloarelor de bandă cu buclă simplă. Comunicare la a V-a sesiune științifică de procese și utilaje de prelucrare la rece, Timișoara, 1986
23. FERICIAN, F.; SEICULESCU, V. ș.a. Studiu de optimizare a construcției și funcționării liniilor automate de prelucrare prin deformare plastică conținând acumuloare de bandă cu buclă simplă. Comunicare la a V-a sesiune științifică de procese și utilaje de prelucrare la rece, Timișoara, 1986
24. FOKT, V. și BELZO, O. Fabricarea profilurilor formate la rece din bandă de oțel. București, Editura tehnică 1970
25. FRANSUA, A.; MAGUREANU, R. ș.a. Mașini și sisteme de acționări electrice. Probleme fundamentale. București, Editura tehnică, 1973

26. GOLEN, S. Rasciot usili i energhii pri plasticeskoi defor-
mații metallov. Metalurghizdat, 1958
27. GREBENIK, V.M. Ob usiliah v oceaĝhe deformații pri polucenie
gnutîh profilei na rolicovîh stanah. In: Izvestia vazov.
Cernaia metalurghia, nr.8, 1969
28. GRECU, H. Tehnologia îndoirii țevilor și profilurilor.
București, Editura tehnică 1977
29. GRIFFIN, E. Cold-Roll-Forming and Manipulation of light -
gauge Sections. In: Journal of the Institut of Metals 84,
1955/56
30. GRIFFIN, E. și HARVEY, M. Cold formed steel sections. In:
Iron and Steel, London 28, nr.9, 1955
31. ILIESCU, C. Tehnologia presării la rece. București, Editura
didactică și pedagogică 1984
32. ILIESCU, C. și NEAGOE, I. O nouă teorie privind starea de
tensiune și deformație a materialului pieselor din tablă,
în zona de îndoire. In: Comunicările celei de a V-a con-
ferințe de procese și utilaje de presare la rece. Brașov,
20-21 noiembrie 1986
33. ILIUSIN, A.A. Plasticinosti, Goz tehizdat 1948
34. JOHSON, W.; MELLOR, P.B. Engineering plasticity, Traducere
în limba rusă, Moskva, Mașinostroenie, 1979
35. IULA, Gh.; ROSINGER, St.; SEICULESCU, V. Tehnologiile și echi-
pamente de ștanțare mobilă. Comunicare la a V-a sesiune
științifică de procese și utilaje de prelucrare la rece.
Timișoara, 1986
36. KADIRKAEV, D.A.; și ZVONAREV, V.V. Avtomaticeskaia linia
profilirovania detalei. In: Cuznecino ștampovocinoe
proizvodstvo, nr.7, 1984
37. KRETZSCHMAR, E. Berechnung der Verformungskräfte beim
Profilieren von Rohren aus Stahlband. In: Technik nr.13,
1958
38. LASKA, P. Kisteljesitménjü motorok tirisztoros Szabóljozása
Műszaki Könyvtár, Budapest 1981
39. LEICENKO, M.A. Proizvodstvo gnutih profilei v rolikoghibocin
stanah In: Stali, nr.6, 1955

40. MATVEEV, Iu.M. Svarnîe trubî. Sovremenie metodî proizvodstva. Gosudarstvennoe naucino-techniceskoe literaturii po cërnoi i tsvetnoi metalurghii, Moskva 1950
41. MATVEEV, Iu.M. ș.a. Tehnologhia proizvodstva elektrosvarnih trub. Moskva, Metalurghia, 1967
42. MATVEEV, Iu.M. ș.a. Novîe proțesî proizvodstva trub. Moskva, Metalurghia, 1969
43. MÄKELT, H. Das Kaltwalzen von Profilen aus Blëch. In: Ind.-Anz.76, nr.69, 1954
44. MÄKELT, H. Werkstückbeanspruchung und Kraftbedarf beim rechtwinkligen Kaltbiegen von Blech auf Pressen, Äbkantmaschinen und Profiliermaschinen. In: Ind.-Anz.82, nr.26, 1960
45. MEDNIKOV, Iu.A. Proizvodstvo svarnîh i bessornîh trub. In: Stali, nr.4, 1963
46. MIHAI, A. și NEACȘU, V. Tehnica reproducerii în poligrafie, București, Editura tehnică, 1967
47. MOCANU, D. ș.a. Analiza experimentală a tensiunilor, vol. I și II București, Editura tehnică, 1977
48. MOSNIN, E.N.; Ghibka i pravka na rotaționnîh mașinah. Moskva, Mașinostroenie, 1968
49. NICA, M. ș.a. Recherches expérimentales concernant le coupage des barres au profil carré, tirés à froid, par contact électrique. In: Comunicările celei de a V-a sesiuni științifice de procese și utilaje de prelucrare la rece. Timișoara, 1986
50. NICOARA, D. și TEODORESCU, M. Cercetări privind realizarea unei instalații de profilare la rece din bandă și măsurarea parametrilor energetici ai procesului. In: Lucrările celei de a IV-a conferințe de tehnologii moderne de prelucrare la rece, Galați, 23-24 octombrie 1981
51. NICOARA, D. ș.a. Proiectarea cu ajutorul calculatorului a rozelor pentru profilare la rece din bandă: In : Lucrările sesiunii științifice ale secției de tehnologii și echipamente de deformare plastică la rece, Galați, 8-10 noiembrie 1984

52. NICOARA, D. Aspectele energetice la profilarea la rece din bandă. In: Comunicările primei Conferințe de tehnologii și utilaje pentru prelucrarea metalelor prin deformare plastică la rece, Sibiu, 6-7 noiembrie 1987
53. NICHICI, A. ș.a. Probleme și soluții în debitarea longitudinală a benzilor metalice subțiri. In: Comunicările conferinței a IV-a de procese și utilaje de prelucrarea la rece. Timișoara, 1981
54. NICOLESCU, D. Contribuții la studiul și experimentarea prelucrării prin deformare continuă la rece în profilarea benzilor de tablă. Teză de doctorat, Institutul politehnic Iași, 1983
55. NICOLESCU, D și RADAUCEANU, D. Metodologie pentru calculul și verificarea razei de curbură (ρ), indiferent de specificul treptelor de deformare, în procesul de constituire a corpului cilindric pe formatoarele de țevi profilate. In: Analele Universității Galați, Lucrările sesiunii științifice din 8-10 noiembrie 1984
56. OEHLER, G.; BIEGEN, München, Carl Hanser Verlag, 1963
57. PASKOV, P.O. Plasticinosti i razrušenje metallov, Sudpromgiz, 1950
58. PAVLOV, I.M. ș.a. Uprugaia deformația polosî pri ghibke. Obrabotka metallov davleniem, Metalurghizdat, 1952
59. PAVLOV, I.M. Naclep polosî pri ghibke. Obrabotka metallov davleniem, Metalurghizdat, 1952
60. PAWALKAT, H. și NEMECEK, F. Kräfte, Drehmomente und Leistungen beim Walzprofilieren, In: Blech, Rohre, Profile, nr.10, 1973
61. PERLIN, N.L. Teoria presovania metallov, Moskva, Metalurghia, 1964
62. PISARENKO, G.S.; STRIJALO, V.A. Experimentalinîe metodî v mehanike deformiruemovo tverdovo tela. Kiev, naukova dumka, 1986

63. POLOUKINE, P.ș.a. Résistance des métaux et des alliages à la déformation plastique. Moscou, Edition Mir, Metallurgia, 1980
64. POPA, H. Economia și organizarea producției. Litografie, Institutul Politehnic Timișoara, 1984
65. POPOV, E.A. Osnovî teorii listovoi ștampovki. Moskva, Mașinostroenie, 1968
66. RAZUMIHIN, M.I. și DROBOT, Iu.B. Gofroobrazovanie pri izghibe tonkostenîh profilei. In: Cuzmecino ștampovocinoe proizvodstvo, nr.9, 1967
67. RAZUMIHIN, M.I. și DROBOT, Iu.B. Rasciot parametrov tehnologhiceskovo proțesa ghibki s rastiajeniem profilnîh detalei. In: Cuzmecino ștampovocinoe proizvodstvo, nr.9, 1965
68. RENON, M. Le profilage sur machines à galets. In: La Machineoutil française, nr.3, 1965
69. ROGAI, E. Tabele și formule matematice. București, Editura tehnică, 1978
70. ROMANOVSKI, V.P. Stanțarea și matrițarea la rece. Traducere din limba rusă, Editura tehnică, 1970
71. ROMANOVSKI, V.P. Spravochnik pohołodnoi ștampovke. Leningrad Mașinostroenie, 1979
72. ROSINGER, St.ș.a. Capete de forță pentru ștanțare. In : Buletinul științific al Institutului politehnic Cluj-Napoca, nr.23, 1980
73. ROSINGER, St.; SEICULESCU, V.ș.a. Principiu de construire și acționare a unei linii automate polivalente pentru fabricarea elementelor de corpuri de iluminat fluorescent. In: Buletinul științific al Institutului politehnic Timișoara, Tom 26, 1981
74. ROSINGER, St.; SEICULESCU, V. Tren de profilare pentru o linie polivalentă de presare la rece. In : Comunicările primei sesiuni tehnico-științifice Sătmărene, octombrie 1979
75. ROSINGER, St.; SEICULESCU, M. și ICLANZAN, T. Considerațiuni de principiu privind construcția trenurilor de profilare cu role. Comunicare la a IV-a Conferință de tehnologii moderne de prelucrare la rece, Galați, 1981

76. ROSINGER, St.; SEICULESCU, V. ș.a. Considerente constructiv - tehnologice în corelarea formelor elementelor C.D.I.F. și ștanțelor modulate folosite pe linia automată de prelucrări. - Comunicare la a IV-a Conferință de procese și utilaje de prelucrare la rece. Timișoara, 1981
77. ROSINGER, St.; SEICULESCU, V. ș.a. Dispozitiv de avans al benzilor cu clește electromagnetic. Comunicare la a IV-a Conferință de procese și utilaje de prelucrare la rece. Timișoara, 1981
78. ROSINGER, St. Tehnologia presării la rece. Litografie, Institutul Politehnic Timișoara, 1981
79. ROSINGER, St.; și WALTER, T. Dispozitiv cu role pentru avansul benzilor cu pași mari și precizie ridicată. In: Comunicările la cea de a IV-a Conferință de procese și utilaje de prelucrare la rece. Timișoara, 20-21 noiembrie 1981
80. ROSINGER, St.; SEICULESCU, V. și JULA, Gh. Probleme specifice ale robotizării prelucrărilor prin ștanțare. Comunicare la Colocviul de mașini și tehnologii de prelucrare la rece, cu înaltă productivitate, Cluj-Napoca, 1982
81. ROSINGER, St.; SEICULESCU, V. ș.a. Unele considerații asupra posibilităților de realizare prin profilare, a bușelor elastice de la diblurile expandabile. Comunicare la a V-a Conferință de procese și utilaje de prelucrare la rece. Timișoara, 20-21 noiembrie 1986
82. ROSINGER, St.; SEICULESCU, V.; JULA, Gh. ș.a. Modalități de creștere a productivității unor lucrări de ștanțare matrițare. Comunicare la a V-a Conferință de procese și utilaje de prelucrare la rece. Timișoara, 20-21 noiembrie 1986
83. ROSINGER, St. Aspecte tehnico-economice legate de robotizarea lucrărilor de presare la rece. In: Comunicările celei de a V-a Conferințe de procese și tehnologii de presare la rece. Timișoara, 20-21 noiembrie 1986
84. ROSINGER, St. Procese și utilaje de presare la rece. Culegere de date de proiectare, Timișoara, Editura "Facla", 1987

85. SACHS, G. Principles and Methods of Sheet-Metal Fabricating. New York, 1951
86. SAVII, Gh.; SEICULESCU, V. Rezultate experimentale la profilarea bușelor elastice de la diblurile expandabile. Comunicare la a V-a Conferință de procese și utilaje de prelucrare la rece. Timișoara, 20-21 noiembrie 1986
87. SCHERBLE, M. The Manufacture of Exhaust Pipes from Aluminium-coated and corrosion-resistant Steels. In : Industrial Production Engineering, nr.1, 1985
88. SCHULZE, G. Kenngrößen für die Entwicklung und den Einsatz von Profilmaschinen. In Maschinenbautechnik, nr.8, 1959
89. SEICULESCU, V.; JULA, Gh. ș.a. Mașină de profilare cu role, destinată realizării bușelor elastice. Comunicare la a V-a Conferință de procese și utilaje de prelucrare la rece. Timișoara, 20-21 noiembrie 1986
90. SEICULESCU, V. și FERICIAN, F. Posibilități de optimizare a proceselor de ștanțare a pieselor mari, utilizând unități de ștanțare. Comunicare la prima Conferință de tehnologii și echipamente noi în construcția de mașini, Brașov, 7-8 noiembrie 1986
91. SEICULESCU, V. și FERICIAN, F. Considérations sur les régimes de fonctionnement de l'accumulateur de bande à boucle simple. In: Buletinul științific al Institutului Politehnic Timișoara, Tom 31(45), 1986
92. SEICULESCU, V. și SAVII, Gh. Unele considerații privind proiectarea roletelor de profilare. Comunicare la prima Conferință de tehnologii și utilaje pentru prelucrarea metalelor prin deformare plastică la rece. Sibiu, 6-7 noiembrie 1987
93. SEICULESCU, V. ș.a. Considerații privind compunerea mașinilor de profilare mici și mijlocii. Comunicare la prima Conferință de tehnologii și utilaje pentru prelucrarea metalelor prin deformare plastică la rece. Sibiu, 6-7 noiembrie 1987
94. SEICULESCU, V. ș.a. Cu privire la realizarea liniilor automate de ștanțare profilare. Comunicare la prima conferință de tehnologii și utilaje pentru prelucrarea metalelor prin deformare plastică la rece. Sibiu, 6-7 noiembrie 1987

95. SEICULESCU, V. ș.a. Stand pentru studiul profilării benzilor cu role de poliuretan. In: Buletinul științific și tehnic al Institutului Politehnic, Tom 34, 1984
96. SMIRNOV ALIAEV, G.A. și GUN, G. Ia. Osnovî teorii neprerivnoi formovki v profiloghibocinîh stanah. In: Izvestia vuzov. Cernaia metalurgia. Metalurghizdat, nr.9, 1962
97. SMIRNOV ALIAEV, G.A. ș.a. Experimentalnîe issledovania v obrobotke metalov davleniem. Leningrad, Maşinostroenie, 1972
98. SMIRNOV, ALIAEV, G.A. Soprotivlenie materialov plasticeskomu deformirovaniu. Moskva, Maşghiz, 1961
99. SMIRNOV ALIAEV, G.A. ș.a. Analiz plasticeskoi metallov metodom microstructurnîh izmenenii. Injinerîi sbornik, 1951
100. SMIRNOV ALIAEV, G.A. Metod microstructurnîh izmerenii plasticeskoi deformatii. In: Zavodskaia laboratoria, nr.11, 1951
101. SMIRNOV ALIAEV, G.A. și POPOV, E.A. Teoria obrabotki metallov davleniem. Moskva, Gosudarstvenoe izdatelstvo, Vissaia școla, 1963
102. SMIRNOV ALIAEV, G.A. Soprotivlenie materialov plasticeskomu deformirovaniu. Moskva, Gosudarstvenoe naucino-tehniceskoe izdatelstvo maşinostroitelnoi literaturî, 1961
103. SMIRNOV, V.S. Sbornik zadaci po abrobotke metallov davleniem. Moskva, Metalurgia, 1973
104. SOCOLOVSKI, V.V. Teoria plasticitătii. Traducere din limba rusă, Editura tehnică, 1953
105. SOSDEAN, D.; POPESCU, H. Program pentru determinarea coeficienților polinomului de interpolare Lagrange. In: Lucrările sesiunii tehnico-științifice ELECTROMOTOR, Timișoara, iulie 1988
106. SVETLICINII, V.F. ș.a. Vnedrenie proțessov profilirovaniu v seliskohoziaistvennom maşinostroenii. In: Cuznecino ștampovocinoe proizvodstvo, nr.2, 1982
107. SVETLICINII, V.F. ș.a. Tehnologhia izgotovlenia gnutîh profilei zamknutovo contura. In: Cuznecino ștampovocinoe proizvodstvo, nr.7, 1986

108. STOROJEV, H.V. și POPOV, E.A. Teoria obrabotki metallov davleniem, Moskva, Gosudarstvenoe izdatelstvo, Vissiaia Scola, 1963
109. TAPALAGA, I.; ACHIMAS, G. și IANCAU, H. Tehnologia presării la rece. Litografie. Institutul Politehnic din Cluj-Napoca, 1980
110. TEODORESCU, M. și ZGURA, Gh. Tehnologia presării la rece. București, Editura didactică și pedagogică, 1980
111. TEODORESCU, M. ș.a. Prelucrări prin deformare plastică la rece, Vol. I, București, Editura tehnică, 1987
112. TIMOSENKO, S.P. ș.a. Teoria stabilității elastice, Editura tehnică, 1967
113. TOMLENOV, A.D. Teoria plasticeskih deformații metalov. Moskva, Maşghiz, 1951
114. TRISEVSKI, I.S. ș.a. Razrabotka i osvoenie tehnologii izgotovlenia U - obraznîh gnutîh profilei pro atker dlia selihoz maşinostroenie. In : Stali, nr.8, 1985
115. TRISEVSKI, I.S. ș.a. Holodno gnutîe gofrirovannîe profili prokata, Kiev, Gosudarstvennoe Izdatelstvo Tehnica, 1973
116. TRISEVSKI, I.S. ș.a. Proizvodstvo i primenenie gnutîh profilei prokata. Moskva, Metallurghia, 1975
117. TRISEVSKI, I.S. și DOKTOROV, M.E. Teoreticeskoie osnovî proţessa profilirovanie. Moskva, Metallurghia, 1980
118. TRISEVSKI, I.S. ș.a. Proizvodstvo gnutîh profilei. Moskva, Metallurghia, 1982
119. TRISEVSKI, I.S. ș.a. Energosilovîe parametri proţessa profilirovania. In: Grutîe profili prokata VI, Harkov, 1978
120. UNKSOV, E.P. Injenernaia teoria plasticinosti, Moskva, Maşghiz, 1959
121. VIT, I. ș.a. Avtomaticeskaia linia profilirovania corpusîh detalei liuminesţentnîh svetilikov, In: Cuznecino ştampovocinco proizvodstvo, nr.7, 1978
122. ZIBLI, E. și GHIUSEN, G. Issledovanie proţesov deformații pri obrabotke davleniem. Moskva, Izvetmetizdat, 1982

123. ZIBELI, E. Obrabotka metallov v plasticeskom sostoianii. Moskva, Metalurghizdat, 1934
124. X X X Catalog de produse al Intreprinderii Metalurgice Iași, 1966
125. X X X Tool and manufacturing Engineers Handbook, Third Edition, McGraw-Hill Book Company, 1976
126. X X X Daniel Smith, Ltd. Multiversal Cold Section Forming Machine
127. X X X Dreistern-Werk, Dr.ing.Theo Krückels, Bandprofiliermaschine.
128. X X X Fabbrica Italiana lame industriali - Milano. Equipment for Slitting Lines
129. X X X Friedrich Peting Shon KG. Stanzbügel für JOKA - Werkzeuge SW 14-50
130. X X X Gildo Favero. Profilatrice con attrezzatura. Milano
131. X X X Nicotra s.a.s. Milano "Trako" unita a tranciare ad azionamento pneumatico ed aleodinamico
132. X X X RASKIN, s.a. Lausanne. Preseunabhängige Steineinheiten mit eingebautem Zylinder, auf Tisch montiert. Fabrikationsprogram
133. X X X Reinhardt Maschinenbau G.m.b.H., R.A.S. Profiliermaschinen
134. X X X Ștanță cu ghidaje speciale. Brevet de invenție nr. 94 006, Autori": Ferician, F.; Seiculescu, V.
135. X X X Clește electromagnetic. Brevet de invenție nr. 95040, 1986, Autori: Seiculescu, V.; Rosinger, St.; Ferician F.
136. X X X Dispozitiv de ghidare a semifabricatului pentru mașini de profilare cu role. Dosar OSIM 128129, 1987, Autori: Seiculescu, V.; Ferician, F.
137. X X X Cajă specială pentru măsurarea forțelor de profilare. Dosar OSIM, 128753, 1987, Autori: Seiculescu, V.; Savii, Gh. și Ferician, F.
138. X X X Cajă de profilare protejată împotriva suprasolicităților. Dosar OSIM, 129648, 1987, Autori: Seiculescu, V.; Savii, Gh.; și Ferician, F.

139. X X X Cercetări de optimizare a fabricării armăturilor și mînerelor de plafon pentru corpuri de iluminat fluorescent. Contract de cercetare-proiectare, nr. 213, 1978, Beneficiar: Intreprinderea : Electrobanat din Timișoara
140. X X X Cercetări și proiectări privind optimizarea execuției mînerelor profilate din bandă. Contract de cercetare-proiectare, nr. 29, 1981, Beneficiar: Intreprinderea "23 August" din Satu-Mare
141. X X X Optimizări tehnologice și proiectări de echipamente pentru produse IMPS Oradea. Contract de cercetare-proiectare nr. 34, 1983, Beneficiar: IMPS Oradea
142. X X X Cercetări privind posibilitățile de automatizare ale alimentării preselor PKZ-500. Contract de cercetare nr.83, 1984, Beneficiar: Intreprinderea de Autoturisme Timișoara
143. X X X Linie automată de ștanțare și profilare la rece. Contract de cercetare nr. 83, 1984. Act adițional. Beneficiar: Intreprinderea de autoturisme Timișoara
144. X X X Concepția și proiectarea unei linii automate de fabricație a mînerelor ușă cuptor pentru M.G.G. Contract de cercetare și proiectare nr. 157, 1984, Beneficiar: Intreprinderea "23 August" din Satu-Mare
145. X X X Linie automată de profilare pentru bușe ale diblurilor metalice expandabile. Contract de cercetare-proiectare nr. 230, 1985, Beneficiar: Intreprinderea "6 Martie", din Timișoara